Organização

Apoio e Patrocínio

VII SEMENGO

Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

23, 24 e 25 de novembro de 2016

Universidade Federal do Rio Grande (FURG), Rio Grande-RS

Organização

Apoio e Patrocínio

Anais do VII SEMENGO

Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

ISSN 2448-2951

L. A. Isoldi, A. P. Ramos, G. S. Troina, J. P. S. Lima, P. R. F. Teixeira, J. A. Souza, M. das N. Gomes e E. D. dos Santos.

Organização

Apoio e Patrocínio

PREFÁCIO

Em nome da comissão organizadora do VII Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica (VII SEMENGO) agradecemos a presença de todos em Rio Grande, Rio Grande do Sul, Brasil, durante os dias 23, 24 e 25 de novembro de 2016. Este é um evento bi-anual organizado pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica da Universidade Federal do Rio Grande (FURG). O SEMENGO tem sido um fórum de discussão de temas relacionados às linhas de pesquisa do PPGEO, mais precisamente nas áreas relacionadas a estruturas e equipamentos costeiros e portuários, processos costeiros e estuarinos, energias renováveis do mar e estruturas e equipamentos oceânicos. Nas últimas edições (2012 e 2014) os temas relacionados a energias renováveis ganharam grande importância no congresso, sendo aceitos trabalhos relacionados à energia solar, eólica e outras. O SEMENGO tem reunido pesquisadores, estudantes de pós-graduação e graduação e profissionais do setor privado de vários estados do Brasil, bem como palestrantes e participantes internacionais vindos de Portugal, Espanha, Canadá, Inglaterra e Estados Unidos nas diferentes edições do evento. Na presente edição, o VII SEMENGO teve oito (8) palestras de importantes pesquisadores e representantes de empresas, que permitiram uma ampla discussão sobre as possíveis contribuições tecnológicas e para o estado da arte dos temas abordados. Estão sendo publicados nesta edição 56 artigos que foram apresentados durante o evento nas áreas de Engenharia Oceânica e Engenharia Costeira. A exemplo das edições anteriores, todos os artigos apresentados ficarão à disposição do público no site permanente do evento: http://www.semengo.furg.br.

Gostaríamos de agradecer aos membros do comitê científico, aos ilustres palestrantes, aos nossos alunos que trabalharam na organização do evento, aos patrocinadores e a todos aqueles que de alguma forma colaboraram para a realização do VII SEMENGO.

Agradecemos o suporte financeiro e apoio oferecido pela CAPES, FURG, NORTEK, CB&I, Inove Energias Renováveis, LT Ferreira, dh digital, Argiles Engenharia, Hotéis Atlântico, Garden Grill, Digital Luz e Costamar Turismo.

Elizaldo Domingues dos Santos
Professor Adjunto – Escola de Engenharia (FURG)
Coordenador Geral do VII SEMENGO

Liércio André Isoldi
Professor Adjunto – Escola de Engenharia
Coordenador do Comitê Científico do VII SEMENGO

Organização

Apoio e Patrocínio

COMITÊ ORGANIZADOR – VII SEMENGO - 2016

Elizaldo Domingues dos Santos - FURG (Coordenador Geral)

Liércio André Isoldi - FURG (Coordenador do Comitê Científico)

André Tavares da Cunha Guimarães - FURG

Davide Franco - UFSC

Jeferson Avila Souza - FURG

Jefferson Vianna Bandeira - UFMG

João Francisco Prolo Filho - FURG

José Antônio Scotti Fontoura - FURG

Luiz Alberto Oliveira Rocha - UFRGS

Marcos Eduardo Cordeiro Bernardes - UFESBA

Mateus das Neves Gomes - IFPR

Mauro de Vasconcellos Real - FURG

Paolo Aldfredini - USP

Paulo Roberto de Freitas Teixeira - FURG

Pedro de Souza Pereira - UFPE

Susana Beatriz Vinzon - UFRJ

Wiliam Correa Marques - FURG

COMITÊ ORGANIZADOR – DISCENTES - VII SEMENGO - 2016

Grégori da Silva Troina (Coordenação Geral)

André Pereira Ramos (Coordenação de Comitê Científico)

Organização

Apoio e Patrocínio

João Paulo Silva Lima (Coordenação de Divulgação)

Andrei Luis Garcia Santos

Bolívar Zanella Ribeiro

Bruna Sá Britto Valério

Bruno da Costa Feijó

Bruno Vasconcellos Lopes

Dante Vinícius Eloy Barbosa

Daiane Gonçalves da Fontoura

Felipe da Silva Finato

Filipe Branco Teixeira

Gabriel Melo Vieira Lima

Grégori da Silva Troina

João Antônio Modernel Bender

Khaoma Pires Duarte

Liliane Ferreira Gomes

Marcelo Mesquita do Amaral

Marco Paulsen Rodrigues

Martim dos Santos Pereira

Matheus Paiva de Freitas

Morgana Wegmann

Nicole Motta Ferreira

Rafael Adriano Gonçalves

Raquel Rodrigues de Araújo

Rodrigo da Cruz Lisboa

Tassia Fanton

Victória Sanmartin Prata

COMITÊ CIENTÍFICO – VII SEMENGO - 2016

Adriane Prisco Petry - UFRGS

Aline Paliga - UFPEL

Anderson Favero Porte - IFRS

André Tavares da Cunha Guimarães - FURG

Antonio Fernando Härter Fetter Filho - UFSC

Antonio Henrique da Fontoura Klein - UFSC

Antônio José da Silva Neto - UERJ

Bianca Neves Machado - FURG

Caio Cesar Cardoso da Silva - FURG

Carla Tatiana Mota Anflor - UnB

Carlos Francisco Ferreira de Andrade - FURG

Charlei Marcelo Paliga - UFPEL

Cláudio Rodrigues Olinto – FURG

Conceição Juana Espinosa Morais Fortes – LNEC/Portugal

Cristiano Vitorino da Silva - URI

Daniele Colembergue da Cunha Vanzin - IFRS

Davide Franco - UFSC

Débora Copstein Cuchiara - FURG

Débora Martins Machado - FURG

Diego de Freitas Fagundes - FURG

Eduardo Costa Couto - FURG

Elaine Siqueira Goulart - FURG

Elírio E. Toldo Jr. - UFRJ

Elizaldo Domingues dos Santos - FURG

Eric Didier – LNEC/Portugal

Fabiane Binsfeld Ferreira dos Santos - FURG

Felipe Roman Centeno - UFRGS

Fernando Ramos Torres - FURG

Flávio Medeiros Seibt - UFRGS

Francis Henrique Ramos França - UFRGS

George Stanescu - UFPR

Guilherme Höehr Trindade - UFPEL

Ivoni Carlos Acunha Júnior - IFRS

Jairo Valões de Alencar Ramalho - UFPEL

Jeferson Avila Souza - FURG

Jefferson Bandeira - CDTN

Jhon Nero Vaz Goulart - UnB

Joaquim Vaz - FURG

João Francisco Prolo Filho - FURG

João Luis Nicolodi - FURG

Jorge Manuel Vieira Borges Lourenço Rodrigues - UFPEL

José Manuel Paixão Conde – FCT/Portugal

Jose Antonio Scotti Fontoura - FURG

José Viriato Coelho Vargas - UFPR

Juliana do Amaral Martins Grimmler - FURG

Lauro Júlio Calliari - FURG

Liércio André Isoldi - FURG

Luiz Alberto Oliveira Rocha - UFRGS

Luiz Antônio Bragança da Cunda - FURG

Marcelo Moraes Galarça - IFRS

Marcelo Risso Errera - UFPR

Marcos Eduardo Cordeiro Bernardes - UNIFEI

Maria Luiza Sperb Indruziak - UNISINOS

Mateus das Neves Gomes - IFPR

Mauro de Vasconcellos Real - FURG

Michel Kepes Rodrigues - FURG

Milton Paiva de Lima - FURG

Paolo Alfredini - USP

Paulo Roberto Freitas Teixeira - FURG

Paulo Smith Schneider - UFRGS

Organização

Apoio e Patrocínio

Rodrigo Davesac - FURG

Rodrigo Spotorno Vieira - FURG

Rogério Brittes da Silva - UFSM

Salette Amaral de Figueiredo - FURG

Sebastião Cícero Pinheiro Gomes - FURG

Susana Beatriz Vinzon - UFRJ

Waldir Terra Pinto - FURG

Wiliam Correa Marques - FURG

Organização

Apoio e Patrocínio

SUMÁRIO

TANQUE DE ONDAS NUMÉRICO 3D PARA ESTUDOS DE ENGENHARIA COSTEIRA 1

ANÁLISE DA CONFIABILIDADE DE UMA ESTACA DE FUNDAÇÃO DE CAIS PORTUÁRIO QUANTO A RECALQUES ADMISSÍVEIS 11

ESTUDO EXPERIMENTAL SOBRE OS EFEITOS DO IMPACTO EM TRAÇÃO NA RESISTÊNCIA À FADIGA E NO ALONGAMENTO DE FIOS DE POLIÉSTER APLICADOS EM CABOS DE AMARRAÇÃO DE PLATAFORMAS OFFSHORE..... 20

CARACTERIZAÇÃO GEOTÉCNICA DO FUNDO LAGUNAR ENTRE RIO GRANDE E SÃO LOURENÇO DO SUL (RS) 26

AN APPROACH TO OPTIMISE THE SELECTION OF LNG CARRIERS PROPULSION SYSTEM 36

INFLUÊNCIA DO TEOR DE FINOS DAS AREIAS NO COEFICIENTE DE CAPILARIDADE DAS ARGAMASSAS DE CAL EXPOSTAS AO AMBIENTE MARINHO 46

MODELAGEM FÍSICA DA VELOCIDADE DE DERIVA POR ONDAS DE GRAVIDADE REGULARES 53

ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DAS ESTACAS DO CAIS DO PORTO NOVO DE RIO GRANDE (RS) EMPREGANDO O MÉTODO PROBABILÍSTICO DE ESTIMATIVAS PONTUAIS 60

ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS EM UM DOMÍNIO CONTENDO CAVIDADES UTILIZANDO A FERRAMENTA PDETOOL DO MATLAB 70

AVALIAÇÃO COMPARATIVA ENTRE MODELO NUMÉRICO E ENSAIOS EM LABORATÓRIO DE PROPAGAÇÃO DE ONDAS REGULARES 76

ESTIMATIVA DE CENÁRIOS CARACTERÍSTICOS DE ONDAS NA ENSEADA DE SÃO LOURENÇO DO SUL. LAGOA DOS PATOS - RS..... 82

OSCILAÇÕES MAREAIS E SUBMAREAIS NA PLATAFORMA CONTINENTAL INTERNA NO SUL DO BRASIL 93

APLICAÇÃO DE SIG NO ESTUDO DA DISTRIBUIÇÃO ESPACIAL DO NSPT NA CAMADA DE ARGILA SILTOSA DE UMA ÁREA DO SUPERPORTO DE RIO GRANDE/RS 102

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE NO INTERIOR DE UM CILINDRO VERTICAL SUJEITO A ONDAS REGULARES UTILIZANDO O CÓDIGO IHFOAM 111

NUMERICAL STUDY OF TWO VERTICAL AXIS WIND TURBINES DARRIEU TYPE LINED UP IN FUNCTION OF POWER COEFFICIENT 120

ONE-DIMENSIONAL NEUTRON TRANSPORT CALCULATIONS IN MULTILAYERED MEDIA BY ANALYTICAL DISCRETE ORDINATES METHOD 128

CONTROLE ESTRUTURAL DO DEPÓSITO PLACER DE MINERAIS PESADOS NA REGIÃO PRAIAL AO NORTE DA DESEMBOCADURA DA LAGOA DOS PATOS (BUJURU, BRASIL) 137

AVALIAÇÃO GEOMÉTRICA DA CÂMARA DE UM DISPOSITIVO DE CONVERSÃO DE ENERGIA DAS ONDAS DO TIPO OWC PARA DIFERENTES COMPRIMENTOS DA BORDA FRONTAL 145

ANÁLISE NUMÉRICA DA GEOMETRIA DA RAMPA DE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO ONSHORE EM ESCALA REAL APLICANDO O DESIGN CONSTRUTAL ...155

NUMERICAL ANALYSIS OF THE OSCILLATING WATER COLUMN (OWC) WAVE ENERGY CONVERTER (WEC) CONSIDERING DIFFERENT INCIDENT WAVE HEIGHT.....165

NUMERICAL ANALYSES OF AN OVERTOPPING DEVICE USING OPENFOAM 174

CONSTRUCTAL DESIGN APLICADO A UM CANAL COM ALETAS RETANGULARES SUBMETIDO A CONVECÇÃO FORÇADA E DIFERENTES NÚMEROS DE BEJAN.....184

SEDIMENTOLOGIA DO LITORAL NORTE DO RIO GRANDE DO SUL, BRASIL 194

Organização

Apoio e Patrocínio

ESTUDO NUMÉRICO DO EFEITO DE UM ESPECTRO DE ONDAS COMPARADO A UMA ONDA MONOCROMÁTICA SOBRE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO ONSHORE EMPREGANDO DESIGN CONSTRUTAL 202

ESTUDO NUMÉRICO DO ESCOAMENTO TURBULENTO EM CHAMINÉ SOLAR PARA VENTILAÇÃO DE AMBIENTES CONSTRUIDOS 212

AVALIAÇÃO DOS PERFIS DE CLORETO NO CONCRETO DOS TETRÁPODES DO MOLHE LESTE DA BARRA DO RIO GRANDE RS 222

ANÁLISES DE DOIS DERRAMES DE ÓLEO NA PLATAFORMA CONTINENTAL SUL DO BRASIL, NOS ANOS DE 2012 E 2014 232

APLICAÇÃO DO MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL NA AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA POTÊNCIA HIDROPNEUMÁTICA DE UM DISPOSITIVO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS DO MAR DO TIPO COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE COM REGIÃO DE TRANSIÇÃO TRAPEZOIDAL 242

ENSAIOS DE DIFUSÃO ACELERADOS EM CONCRETO: DESENVOLVIMENTO DE ENSAIO EM SOLUÇÃO SATURADA 252

SIMULAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE ONDAS REGULARES E IRREGULARES EM UM CANAL BIDIMENSIONAL COM PRAIA NUMÉRICA 258

ESTUDO NÚMERICO DE UM PROCESSO DE INFUSÃO DE RESINA PARA DIFERENTES CONFIGURAÇÕES DE UM CANAL VAZIO EM FORMA DE Y 267

ANALYSIS OF SHIP BEHAVIOR UNDER INFLUENCE OF WAVES AND CURRENTS 275

ESTIMATING SURFACE VELOCITIES IN THE CONTINENTAL SHELF USING THE MAXIMUM CROSS-CORRELATION METHOD 285

ANÁLISE GEOMÉTRICA DE DOIS GRAUS DE LIBERDADE DE UM DISPOSITIVO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS DO TIPO COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE NA FORMA TRAPEZOIDAL 292

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS AO ESTUDO DE FLAMBAGEM EM PLACAS DE AÇO COM PERFURAÇÃO HEXAGONAL 302

ESTIMATE OF THE WAVE CLIMATE ON THE MOST ENERGETIC LOCATIONS OF THE SOUTH-SOUTHEASTERN BRAZILIAN SHELF 312

ESTUDO COMPARATIVO DOS ESFORÇOS SEMIPROBABILÍSTICOS E PROBABILÍSTICOS DAS REAÇÕES NAS ESTACAS DE DOLFINS DE AMARRAÇÃO E ATRACAÇÃO.....322

DESIGN CONSTRUTAL E MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS APLICADOS À FLAMBAGEM BIAXIAL DE PLACAS PERFURADAS LAMINADAS SIMETRICAMENTE 332

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE UM ESPECTRO DE ONDAS DO TIPO PIERSON-MOSKOWITZ 342

MÉTODOS DE ENSAIO ACELERADOS: DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE DIFUSÃO EM CONCRETOS NA CONDIÇÃO SATURADA 352

DESIGN CONSTRUCTAL APLICADO A PROJETO DE CAVIDADES 360

MODELAGEM COMPUTACIONAL E MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS AO ESTUDO DA TENSÃO ÚLTIMA DE FLAMBAGEM EM PAINÉIS DE AÇO COM ENRIJECEDORES SUBMETIDOS À FLAMBAGEM ELASTO-PLÁSTICA 368

A PROBABILISTIC ANALISYS OF THE FORCES IN THE PILES OF A CONTAINER TERMINAL WHARF UNDER SHIP BERTHING ACTIONS.....378

ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE COLUNAS EM TUBOS PERFURADOS SUBMETIDOS À FLAMBAGEM ELÁSTICA ATRAVÉS DO MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL 386

ANÁLISE E APLICAÇÃO DO DESIGN CONSTRUTAL PARA AVALIAÇÃO GEOMÉTRICA DE SÍTIOS DE CONVERSÃO DE ENERGIA NA PLATAFORMA CONTINENTAL SUL DO BRASIL 396

Organização

Apoio e Patrocínio

ANÁLISE NUMÉRICA DE ESCOAMENTO TURBULENTO COM EFEITO COANDA SOBRE PERFIS HIDRODINÂMICOS 405

INFLUÊNCIA DO REFINAMENTO DA MALHA NOS COEFICIENTES DE ARRASTO, SUSTENTAÇÃO E TORQUE ESTÁTICO DE UMA TURBINA SAVONIUS DE ÚNICO ESTÁGIO 415

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS TIPO PLACA HORIZONTAL SUBMERSA EM ESCALA REAL E COMPARAÇÃO POR SIMILARIDADE COM MODELO EM ESCALA DE LABORATÓRIO 425

ANÁLISE CRITICA DOS ACIDENTES DE TRABALHO NO POLO NAVAL DE RIO GRANDE 435

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS À ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE PERFIS DE AÇO PERFURADOS SUBMETIDOS À FLAMBAGEM TÉRMICA E MECÂNICA 445

OTIMIZAÇÃO GEOMÉTRICA DE ESCOAMENTOS COM CONVECÇÃO FORÇADA SOBRE UM ARRANJO DE QUATRO CILINDROS 454

NUMERICAL SIMULATION AND CONSTRUCTAL DESIGN APPLIED TO THE STUDY OF ELASTIC BUCKLING IN THIN STEEL PLATES WITH OBLONG PERFORATIONS 464

MODELAGEM COMPUTACIONAL DE UM DISPOSITIVO TIPO PLACA HORIZONTAL SUBMERSA EM ESCALA REAL 474

ESTUDO NUMÉRICO COMPARATIVO ENTRE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO ONSHORE EM ESCALA REAL COM RAMPA ÚNICA E RAMPA BIPARTIDA 483

SHIP MOVEMENTS' ANALYSIS IN A PHYSICAL SCALE MODEL 492

WARNING SYSTEM FOR NAVIGATION AND MOORED SHIPS IN PORTS 502

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

TANQUE DE ONDAS NUMÉRICO 3D PARA ESTUDOS DE ENGENHARIA COSTEIRA

Eric Didier[1], Paulo R.F. Teixeira[2], Maria Graça Neves[3]

[1] Laboratório Nacional de Engenharia Civil
Departamento de Hidráulica e Ambiente, Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas
Av. do Brasil, 101, 1700-066 Lisboa, Portugal
e-mail: edidier@lnec.pt
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: pauloteixeira@furg.br
[3] Laboratório Nacional de Engenharia Civil
Departamento de Hidráulica e Ambiente, Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas
Av. do Brasil, 101, 1700-066 Lisboa, Portugal
e-mail: gneves@lnec.pt

RESUMO

O objectivo principal deste artigo é implementar condições de fronteiras específicas num modelo URANS-VOF 3D (Unsteady Reynolds-Average-Navier-Stokes – Volume of Fluid) para futuras aplicações de engenharia costeira. Um campo de ondas realista é, assim, obtido combinando a condição limite de geração das ondas com a implementação de uma técnica de absorção activa das ondas, baseada na teoria linear das ondas longas, quer na fronteira de geração quer na fronteira de saída do domínio computacional. A técnica desenvolvida inicialmente para canal de ondas 2D necessita de adaptações para um tanque de ondas totalmente 3D, através da implementação de batedores múltiplos com absorção activa, incluindo correcções específicas devido à obliquidade das ondas nos batedores. A técnica de absorção activa apresenta várias vantagens comparando com outras metodologias, tal como a estabilidade numérica, a conservação do nível médio da água ao longo do tempo e não aumenta o domínio computational (ao contrário da técnica da praia numérica de absorção). A técnica de absorção activa é aplicada a casos 2D e 3D para várias características de onda incidente e os resultados obtidos indicam que a metodologia implementada permite atingir boas performances.

Palavras-chave: Modelo RANS-VOF, Absorção activa, Tanque 3D, Batedores múltiplos com absorção activa

1. INTRODUÇÃO

A redução regular do tempo de cálculo computacional ao longo dos anos, devido às capacidades crescentes dos meios de cálculo, permite abordar actualmente simulações numéricas considerando domínios computacionais cada vez maiores, uma condição necessária para muitas aplicações de engenharia costeira. O estudo de estruturas costeiras em tanque de ondas numérico torna-se, assim, abordável da mesma forma que se realizam os ensaios físicos em

tanques de ondas experimentais. Os modelos numéricos de escoamentos com superfície livre de tipo URANS-VOF 3D, conjugando os modelos URANS (*Unsteady Reynolds-Average-Navier-Stokes*) e a técnica VOF (*Volume of Fluid*), permitem este tipo de modelação, tal como o modelo IH-2VOF (Lara et al., 2011) e o OpenFOAM® (Higuera et al., 2013). A vantagem destes modelos, comparando com os modelos potências de tipo BEM (*Boundary Element Method*) ou integrados de tipo Boussinesq, é evidentemente as suas capacidades para não só modelar o campo de ondas, mas também determinar forças em estrutura, galgamento de quebra-mares, modelar a rebentação das ondas, os impactos em estruturas costeiras e marítimas e analisar a topologia do escoamento, tal como a formação de vórtices, as correntes, o escoamento em meios porosos, etc. Para estas aplicações, uma das dificuldades reside na absorção das ondas nas extremidades do domínio computacional, quer na fronteira de geração de onda (batedor de tipo estático ou dinâmico) quer na fronteira de saída.

O objectivo principal deste artigo é implementar condições de fronteiras específicas no modelo URANS-VOF 3D FLUENT, versão 6.3.26 (Fluent, 2006), que permitam obter um campo de ondas realista para futuras aplicações de engenharia costeira, principalmente em estudos de interação de ondas com estruturas refletoras. Na fronteira de geração das ondas é implementada uma técnica simples mas eficaz de absorção activa que permite simultaneamente gerar a onda incidente e absorver as ondas reflectidas que chegam ao batedor. Na fronteira de saída do domínio computacional são implementadas duas técnicas de absorção das ondas: uma técnica clássica de praia numérica de dissipação e uma técnica de absorção activa similar à implementada na fronteira de geração das ondas.

A técnica de absorção activa, baseada na teoria linear das ondas longas, é bem conhecida em modelação física, em canal e tanque de ondas, e consiste na anulação das ondas reflectidas que chegam ao batedor. A metodologia proposta por Shäffer e Klopman (2000) é a aplicada no presente trabalho, pois é de fácil implementação e funciona relativamente bem, mesmo fora do intervalo das ondas rasas. Esta técnica já foi implementada com sucesso em modelos URANS-VOF, no IH-2VOF (Lara et al., 2011) e o OpenFOAM® (Higuera et al., 2013) como referido anteriormente, e também no modelo SPHyCE, um modelo SPH (*Smoothed Particle Hydrodynamics*) baseado na formulação Lagrangiana das equações de Navier-Stokes (Didier e Neves, 2012). A técnica de absorção activa é implementada em primeiro lugar para canal de ondas 2D, mas necessita adaptações para um tanque de ondas totalmente 3D, através da implementação de batedores múltiplos com absorção activa, incluindo correcções devido à obliquidade das ondas refletidas nos batedores.

A técnica de absorção activa é primeiramente testada num canal 2D para o caso de uma onda regular incidente de 1.0 m de altura que interage com um quebra-mar vertical. Três períodos de onda são testados, 5.0, 7.5 e 12.0 s, considerando um canal com fundo horizontal com 10 m de profundidade, para analisar a eficiência da metodologia. As duas técnicas de absorção das ondas na fronteira de sotamar do canal são também analisadas para as mesmas características de onda incidente e comparadas entre si. Na segunda parte, a técnica de absorção activa integrada aos batedores múltiplos com correcção da obliquidade das ondas é analisada para a interacção de uma onda regular de período 7.5s e 1.0 m de altura com dois quebra-mares verticais num tanque 3D, gerando um campo de ondas complexo e totalmente tridimensional.

2. EQUAÇÕES

O escoamento de um fluido incompressível é descrito pelas equações de conservação da massa e de Navier-Stokes:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x_i} + g_i + \frac{1}{\rho}\frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \tag{2}$$

onde i, j=1, 2 para escoamento 2D e i, j=1, 2, 3 para escoamento 3D, u_i são as componentes i da velocidade, t o tempo, p a pressão, ρ a massa volúmica, g_i as componentes da aceleração da gravidade e τ_{ij} o tensor das forças viscosas. As equações URANS são obtidas a partir da decomposição da velocidade e pressão instantâneos das equações de Navier-Stokes, Eqs. 1 e 2, numa componente média e flutuante e da integração no tempo destas equações. A turbulência no escoamento é assim introduzida a partir dos tensores de Reynolds. Um modelo de turbulência permite fechar o sistema de equações e relacionar os tensores de Reynolds com as variáveis médias do escoamento. O modelo κ-ε *standard* é o utilizado no presente estudo.

O movimento da superfície livre é definido pela técnica VOF proposta por Hirt e Nichols (1981). O método consiste em identificar a posição da superfície livre através do transporte de um escalar, a fracção de volume, α, que toma o valor 0 no ar e 1 na água. A posição da interface entre os dois fluidos, a superfície livre, é definida pelo valor α=0.5.

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + u_j \frac{\partial \alpha}{\partial x_j} = 0 \tag{3}$$

3. MODELO NUMÉRICO

O modelo numérico URANS-VOF FLUENT, versão 6.3.26, é utilizado para desenvolver o canal 2D e o tanque 3D de onda. Uma técnica de volumes finitos (Versteeg e Malalasekera, 1998; Peric e Ferzinger, 1997) é aplicada para resolver as equações URANS e VOF e as variáveis são definidas no centro dos elementos da malha. As simulações numéricas são realizadas com a versão 2D e 3D do modelo.

A integração no tempo é efectuada com uma formulação implícita e uma discretização no tempo de segunda ordem. Os termos viscosos são discretisados por um esquema de diferenças centradas de segunda ordem. Os termos convectivos são determinados pelo esquema MUSCL, de terceira ordem, e UPWIND de segunda ordem para as equações de conservação de quantidade de movimento e as equações do modelo de turbulência κ-ε, respectivamente. A pressão é determinada pelo esquema PRESTO! (*PREssure STaggering Option*) classicamente utilizado para modelação de propagação de onda no FLUENT (Fluent, 2006). Os dois fluidos, ar e água, são incompressíveis. O modelo de turbulência κ-ε, com os coeficientes padrões, é o utilizado pois foi verificado que permite propagar com precisão as ondas tomando em conta os principais efeito e fenómenos devidos ao escoamento turbulento. O algoritmo SIMPLEC (Versteeg e Malalasekera, 1998), acoplando velocidade e pressão, é o utilizado. Os coeficientes de sub-relaxação são iguais a 1 para a quantidade de movimento e o VOF e 0.8 para o modelo κ-ε. No método VOF, a fracção de volume é determinada pelo esquema HRIC (*High Resolution Interface Capturing*) (Peric e Ferzinger, 1997).

Finalmente, são impostas as condições limites seguintes: pressão atmosférica no topo do canal/tanque de onda; gerador de ondas estático à entrada, através do perfil das componentes da velocidade e da fracção de volume correspondente; parede com condição de aderência na estrutura costeira localizada no fim do canal/tanque de ondas; condição de aderência no fundo do canal/tanque de ondas. As condições iniciais são de água parada, com campo de velocidade nulo e pressão hidrostática na água. O passo de tempo para as simulações é da ordem de T/600, T sendo o período da onda incidente, e 6 iterações não-lineares são realizadas a cada passo de tempo para reduzir os resíduos de pelo menos 2 a 3 ordens de grandeza, o que se verifica ser suficiente para assegurar a propagação das ondas com precisão (Paixão Conde et al., 2011; Didier et al., 2011; Teixeira et al., 2013).

Estudos anteriores indicam que a propagação das ondas com o modelo numérico definido anteriormente é bem simulada com uma malha Cartesiana ortogonal e com discretização da ordem de 70 segmentos por comprimento de onda na direcção de propagação e 20 segmentos por altura de onda, na direcção vertical na zona de deformação da superfície livre (Paixão Conde et al., 2011; Didier et al., 2011; Teixeira et al., 2013). Um refinamento da malha é realizado perto das paredes (estrutura costeira e fundo do canal/tanque) e nas proximidades do batedor estático, na zona da geração das ondas. A Figura 1 apresenta uma malha do canal de ondas 2D, perto do batedor estático e na zona de superfície livre (x_2=0), e no tanque de ondas 3D, onde o plano horizontal e os planos verticais mostram a malha no nível de repouso da água e nas paredes no fim do canal, respectivamente.

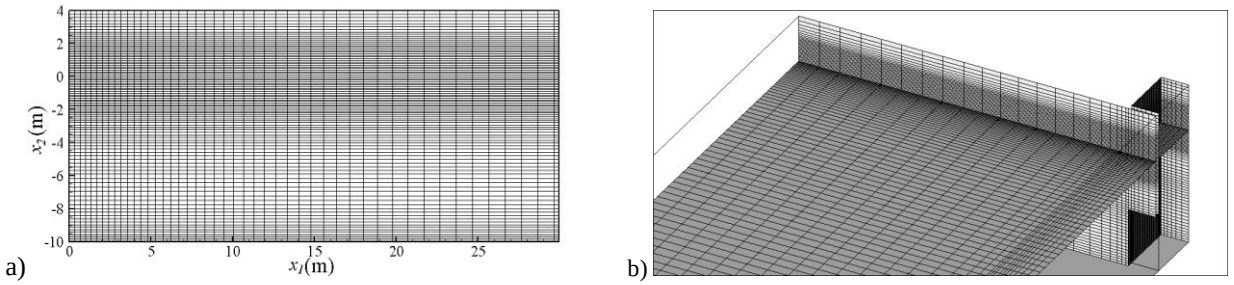


Figura 1. Malha utilizada em canal de ondas 2D (a) e tanque de ondas 3D (b).

3.1 Geração das ondas por batedor estático

A geração das ondas é realizada através um batedor estático na fronteira de entrada do domínio computacional. Os perfis das componentes da velocidade, função do tempo e da profundidade, são impostos assim como a posição da superfície livre correspondente definida pela fracção de volume, sendo 0 em cima e 1 em baixo da superfície livre. No FLUENT, estas condições são impostas recorrendo as UDFs (*User Defined Function*) DEFINE_PROFILE.

3.2 Geração das ondas com absorção activa

A absorção activa é bem conhecida em modelação física pois permite eliminar as ondas reflectidas que chegam ao batedor. A metodologia proposta por Shäffer e Klopman (2000) adapta-se sem problemas a um canal de ondas numérico. É baseada na teoria linear das ondas longas (Dean e Dalrymple, 1991) e consiste em corrigir a velocidade no batedor a partir da altura da onda reflectida em frente ao batedor. Esta técnica foi implementada com sucesso em outros modelos numéricos, tais como o IH-2VOF (Lara et al., 2011) e o OpenFOAM® (Higuera et al., 2013), dois modelos de tipo RANS-VOF, e o SPHyCE (Didier e Neves, 2012), um modelo de tipo SPH.

A componente horizontal da velocidade no batedor (componente da velocidade na direcção da propagação da onda, u_1) é corrigida em tempo real para evitar a re-reflexão das ondas no batedor. A correcção é realizada a partir da determinação da altura da onda reflectida, η_R, que deve ser absorvida, comparando a elevação de superfície livre teórica, η_T, calculada usando a teoria linear das ondas, à elevação da superfície livre em frente ao batedor, η_B:

$$\eta_R = \eta_T - \eta_B \tag{4}$$

A partir da altura da onda reflectida, a correcção de velocidade, u_{corr}, permitindo absorver esta onda é dada por:

$$u_{corr} = \eta_R (g / d)^{1/2} \tag{5}$$

onde g é a aceleração da gravidade e d a profundidade. A velocidade corrigida no batedor é dada pela relação:

$$u_1 = u_T - u_{corr} \tag{6}$$

A elevação de superfície livre em frente ao batedor e a correcção de velocidade são determinadas usando a UDF DEFINE_ADJUST e os perfis das componentes da velocidade e da fracção de volume no batedor estático são impostos usando a UDF DEFINE_PROFILE. A absorção activa pode ser aplicada num batedor único e em batedores múltiplos independentes em tanque de onda 3D.

3.3 Absorção das ondas por praia de absorção

A praia de absorção numérica é implementada utilizando a técnica clássica de aumento da viscosidade do fluido, neste caso da água. A viscosidade é aumentada de forma linear da viscosidade da água até um valor alto de 1000 kg $m^{-1}s^{-1}$, numa distância superior a 1.5 comprimentos de onda. O valor da viscosidade é imposto no FLUENT com a UDF DEFINE_PROPERTY. A aplicação desta técnica leva a um aumento do domínio computacional superior a de 1.5 comprimentos de onda, o que envolve necessariamente um custo computacional adicional.

3.4 Absorção das ondas por absorção activa

Esta técnica é exactamente a mesma que a descrita para a absorção activa das ondas no batedor (secção 3.2). Neste caso, as ondas para absorver são só as ondas incidentes e a onda teórica corresponde à superfície livre em repouso, ou seja, a elevação de superfície livre nula. A vantagem desta metodologia é que não necessita de malha adicional para a absorção já que é realizada directamente na fronteira do domínio computacional.

3.5 Batedor multiplo e correcção da obliquidade das ondas

Num tanque 3D é necessário adaptar as técnicas introduzidas anteriormente (secção 3.2). A geração das ondas é realizada por batedores estáticos múltiplos, independentes, que permitem gerar ondas e absorver (absorção activa) localmente as ondas reflectidas que podem ser diferentes entre si ao longo do conjunto de batedores. Esta técnica de batedores múltiplos pode ser igualmente utlizada para absorção das ondas no fim dum tanque (secção 3.4).

No entanto, as ondas reflectidas podem apresentar uma direcção oblíqua relativamente ao batedor. Neste caso, a correcção de velocidade no batedor, u_{corr}, é calculada tomando em conta a velocidade média tangente ao plano do batedor, u_{tg}, para corrigir o módulo da velocidade, u_{calc}, determinado em frente ao batedor a partir da altura da onda reflectida, η_R (Higuera et al., 2013). Da equação (5) escreve-se o módulo da velocidade dado por:

$$u_{calc} = \eta_R (g / d)^{1/2} \tag{7}$$

Esta velocidade é decomposta em duas componentes horizontais, normal e tangencial ao batedor, de tal forma que a correcção de velocidade pode-se escrever como:

$$u_{corr} = (u^2_{calc} - u^2_{tg})^{1/2} \quad (8)$$

A velocidade corrigida no batedor é obtida a partir da relação (6). Quando a equação (8) não tem solução a absorção não está activa.

4. CANAL DE ONDAS NUMÉRICO 2D

A absorção activa no batedor e a absorção das ondas na saída do canal, por praia numérica de dissipação e absorção activa, são aqui analisadas para um canal de ondas 2D. Na primeira configuração, um quebra-mar vertical é colocado no fim do canal. Na segunda configuração, uma praia de dissipação é adicionada ao domínio numérico anterior no final do canal. Esta praia numérica tem uma dimensão de dois comprimentos de onda e a resolução da malha nesta zona de dissipação é feita seguindo os critérios indicados na secção anterior. Na terceira configuração, a absorção activa é imposta no fim do canal, sem acréscimo do domínio computacional. Três ondas regulares incidentes com altura, *H*, de 1.0 m e período, *T*, de 5.0, 7.5 e 12.0 s foram testadas, o que corresponde à propagação de onda em águas mais ou menos intermédias. O canal horizontal útil tem uma profundidade de 10 m e um comprimento de 1.5 *L*, *L* sendo o comprimento de onda com valor de 36.6, 65.4 e 113.3 m para os respectivos três períodos de onda. A Figura 2 apresenta o canal de ondas para a configuração com quebra-mar vertical, para *T*=7.5 s (malha com 13132 elementos rectangulares). A superfície livre ao repouso é localizada em x_2=0.0 m indicado por SWL (*Still Water Level*) na Figura. A análise da eficiência das ferramentas implementadas é feita através de duas sondas de elevação de superfície livre, G1 e G2, localizadas a 1.0 m do batedor e do fim do canal útil, respectivamente. A amplitude das cristas e cavas de cada onda são analisadas nestas sondas e permite calcular a regularidade da serie temporal através do *root-meam-squarre* (*rms*) das cristas e cavas.

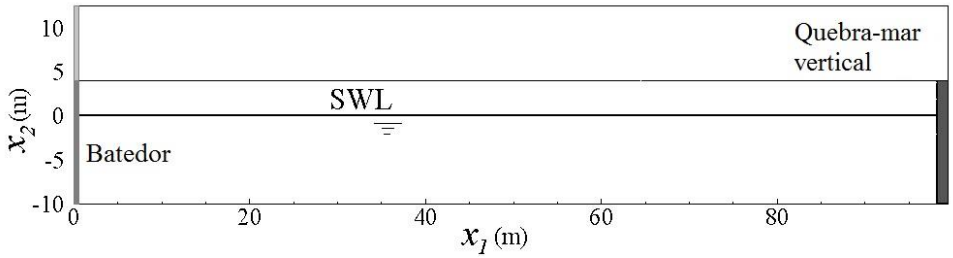


Figura 2. Canal de ondas 2D para uma onda de periodo 7.5 s e com quebra-mar vertical no fim.

4.1 Verificação da absorção activa no batedor

Um quebra-mar vertical é colocado no fim do canal, provocando a reflexão das ondas no batedor o que permite analisar a capacidade da absorção activa implementada no batedor.

As Figuras 3 e 4 apresentam a elevação de superfície livre nas sondas G1 e G2 sem absorção activa no batedor para a onda incidente com *T*=7.5 s e com absorção activa no batedor, para as ondas incidentes com *T*=5.0 e 12.0 s, respectivamente.

Sem absorção activa, Fig. 3, as ondas reflectidas pelo quebra-mar vertical chegam ao batedor por volta dos 23.0 s e as reflexões no interior do canal começam provocando um aumento constante da altura de onda nas sondas até se verificar divergência numérica no solver do modelo numérico devido a problemas de consistência na condição limite da fronteira de geração e à rebentação energética das ondas.

Estes problemas desaparecem quando o batedor integra a absorção activa. Pode-se verificar na Fig. 4, quer para períodos pequenos, *T*=5.0 s, quer para períodos grandes, *T*=12.0 s, que a altura de onda em frente ao batedor e ao quebra-mar vertical, sondas G1 e G2, respectivamente, é muito regular depois do escoamento transitório, a absorção activa assegurando eficientemente a anulação das ondas reflectidas pelo quebra-mar vertical. A Tabela 1 apresenta uma análise quantitativa da variabilidade da altura das cristas e das cavas para os três períodos de onda incidente através da média da amplitude das cristas e cavas, do *rms* e da razão entre os dois, indicadores da capacidade de absorção no batedor. Confirma-se a óptima actuação da absorção activa para os três períodos de onda, sendo mais eficaz para os períodos maiores (razão *rms* / média da ordem de 0.3%) que os períodos pequenos (razão *rms* / média da ordem de 2.0%), como se poderia esperar visto a absorção activa ser baseada na teoria linear das ondas longas.

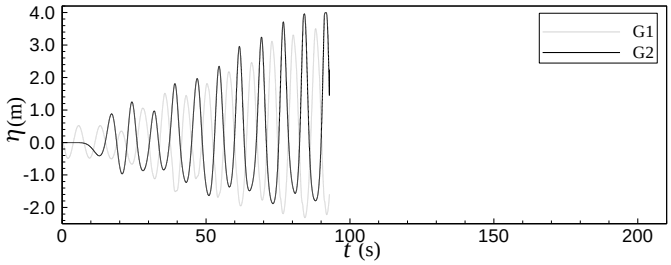


Figura 3. Elevação de superfície livre nas sondas G1 e G2 sem absorção activa no batedor, T=7.5 s.

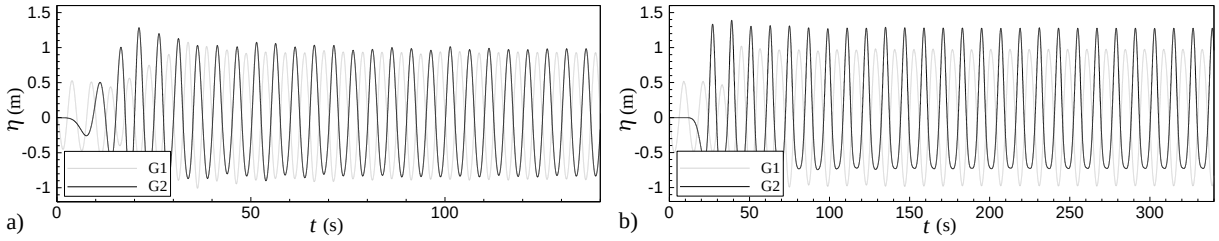


Figura 4. Elevação de superfície livre nas sondas G1 e G2 com absorção activa no batedor, T=5.0 (a) e 12.0 s (b).

Tabela 1. Média e *rms* da amplitude das cristas e cavas nas sondas G1 e G2 para T=5.0, 7.5 e 12.0 s.

Sonda G1		média (m)		*rms* (m)		*rms* / média (%)	
	T (s)	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava
	5.0	0.913	-0.858	0.0152	0.0180	1.67	2.10
	7.5	0.962	-0.940	0.0017	0.0027	0.18	0.29
	12.0	0.973	-0.972	0.0038	0.0055	0.39	0.57
Sonda G5		média (m)		*rms* (m)		*rms* / média (%)	
	T (s)	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava
	5.0	0.953	-0.821	0.0247	0.0109	2.59	1.32
	7.5	1.097	-0.845	0.0045	0.0023	0.41	0.28
	12.0	1.275	-0.728	0.0031	0.0015	0.24	0.21

4.2 Verificação da absorção das ondas na saída do domínio computacional

Compara-se, neste ponto, a capacidade de absorção das ondas no fim do canal 2D, o canal sendo assim "aberto", para os três períodos de ondas incidentes, utilizando as duas abordagens descritas na secção 3. Na configuração com absorção activa na fronteira de saída do domínio computacional, a malha é composta de 13426 elementos, no caso de uma onda de período 7.5 s. A adição da zona dissipativa ao canal útil aumenta de 10976 o número de elementos da malha, ou seja, o canal passa a ter um total de 24108 elementos (aumento de 80% do número de elementos neste caso). Nas duas configurações a absorção activa no batedor está ligada.

A Figura 5 apresenta a elevação de superfície livre nas sondas G1 e G2 para as ondas incidentes com T=5.0 e 12.0 s, para a configuração de praia dissipativa. Os resultados obtidos nas mesmas sondas usando a absorção activa são apresentados na Fig. 4 (secção 4.1). As series temporais de elevação de superfície livre são relativamente regulares usando as duas metodologias, mas pode-se observar algumas diferenças na amplitude das cristas e cavas, particularmente para o período de onda de 5.0 s.

A Figura 6 apresenta a amplitude das cristas e das cavas a cada onda na sonda G2 para a praia numérica dissipativa e para a absorção activa na fronteira, para T=12.0 s. A estabilidade da amplitude das cristas e das cavas é verificada depois da parte transiente do escoamento com as duas técnicas de absorção das ondas, embora as amplitudes têm valores ligeiramente diferentes, à volta de 0.002 m para as cristas e 0.02m para as cavas.

A Tabela 2 apresenta, para as duas técnicas de absorção e os três períodos de onda incidente, uma análise quantitativa da variabilidade da amplitude das cristas e das cavas através da média, do *rms* e da razão *rms*/média, indicadores da capacidade de absorção da praia dissipativa e da absorção activa. Para poder estimar o desempenho das duas técnicas, os resultados são comparados com o caso de referência de uma onda que se propaga num canal de grande dimensão, com 15L de comprimento, usando os mesmos critérios de resolução da malha, no qual não se

utiliza meio de absorção no fim do canal. A diferença relativa da média da amplitude das cristas e cavas, *E*, e do conjunto, E_{medio}, são igualmente apresentadas. A análise está realizada para a sonda G2.

Embora não seja o foco desta análise, verifica-se, graças à modelação da propagação das ondas no canal de grande dimensão, que a geração e propagação das ondas no modelo numérico é muito regular, com uma razão *rms*/média para as cristas e cavas da ordem de 0.1% para os três períodos de onda.

As duas técnicas de absorção das ondas apresentam um bom desempenho, com uma razão médio do *rms*/média (média dos valores de *rms*/média das cristas e cavas) da ordem de 0.16 e 0.5 % para a praia dissipativa e a absorção activa, respectivamente. No caso da absorção activa, o *rms*/média é maior para o período de 5.0 s (1.5 % para a amplitude das crista) que para os períodos 7.5 e 12.0 s devido à técnica de absorção ser baseada na teoria linear das ondas longas.

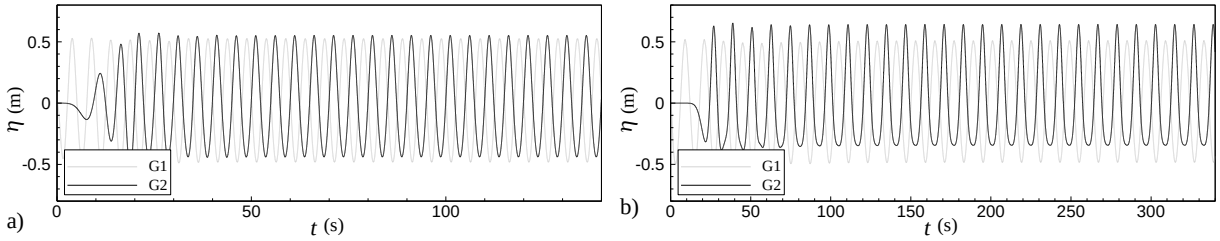


Figura 5. Elevação de superfície livre nas sondas G1 e G2 com praia numérica dissipativa, *T*=5.0 (a) e 12.0 s (b).

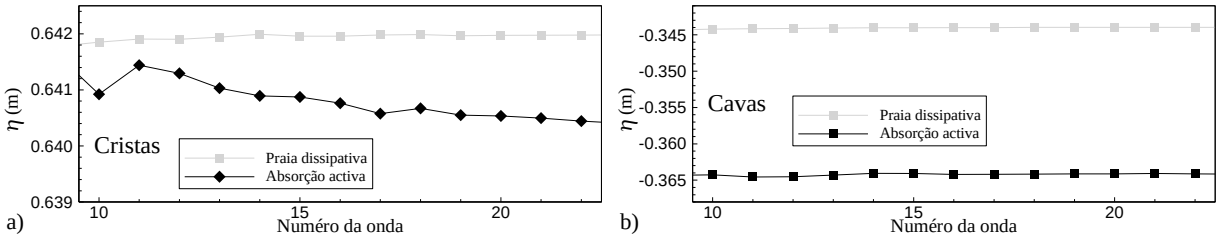


Figura 6. Amplitude das cristas (a) e das cavas (b) a cada onda na sonda G2 para a praia numérica dissipativa e a absorção activa na fronteira, *T*=12.0 s.

Tabela 2. Média e *rms* da altura das cristas e na sonda G2 para o canal de grande dimensão, a praia numérica dissipativa e a absorção activa na fronteira, para *T*=5.0, 7.5 e 12.0 s.

Propagação de ondas no canal de grande dimensão									
	média (m)		*rms* (m)		*rms* / média (%)				
T (s)	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava			
5.0	0.549	-0.456	0.00089	0.00064	0.16	0.14			
7.5	0.566	-0.441	0.00018	0.00022	0.03	0.05			
12.0	0.643	-0.359	0.00026	0.00019	0.04	0.05			
Praia numérica dissipativa									
	média (m)		*rms* (m)		*rms* / média (%)		*E* (%)		E_{medio} (%)
T (s)	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava	
5.0	0.552	-0.439	0.00162	0.00092	0.29	0.21	0.50	3.56	2.03
7.5	0.569	-0.425	0.00019	0.00021	0.03	0.05	0.62	3.58	2.10
12.0	0.642	-0.345	0.00048	0.00116	0.07	0.34	0.23	4.03	2.13
Absorção activa na fronteira de saída									
	média (m)		*rms* (m)		*rms* / média (%)		*E* (%)		E_{medio} (%)
T (s)	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava	Crista	Cava	
5.0	0.536	-0.406	0.00819	0.00267	1.53	0.66	2.44	10.85	6.64
7.5	0.554	-0.430	0.00121	0.00154	0.22	0.36	2.08	2.43	2.25
12.0	0.641	-0.364	0.00084	0.00072	0.13	0.20	0.36	1.38	0.87

A comparação com a onda de referência permite definir o desempenho das técnicas de absorção das ondas. No caso da praia dissipativa, o E_{medio} é da ordem de 2 % para os três períodos, mas observa-se que o erro E nas cristas e cavas é significativamente diferente com valores de 0.5 e 2 %, respectivamente. No caso da absorção activa, o E_{medio} depende fortemente do período da onda: é de 6.6 % para o período de 5.0 s e de 0.87 % para o período de 12.0 s. O desempenho da absorção activa é, assim, significativamente dependente do período da onda. O erro global, considerando os três períodos, é da ordem de 2.08 e 3.30 % para a praia dissipativa e a absorção activa, respectivamente.

Assim, as duas técnicas têm as suas vantagens e desvantagens no que diz respeito à dimensão da malha e à absorção das ondas. A praia dissipativa tem uma boa performance, similar para os vários períodos de ondas, mas necessita de um aumento significativo do domínio computacional. A absorção activa tem um desempenho variável conforme o período da onda incidente, sendo mais eficaz para os períodos maiores, e um desempenho um pouco inferior ao da praia dissipativa, mas não necessita de aumentar o domínio computacional, o que induz uma redução significativa do tempo de cálculo, particularmente para aplicações 3D. Para o período de onda 7.5 s, o tempo de cálculo por período de onda é de 680 e 390 s para a configuração com praia dissipativa e a absorção activa, respectivamente.

5. TANQUE DE ONDAS NUMÉRICO 3D COM DOIS QUEBRA-MARES VERTICAIS

Analisa-se, neste ponto, a interacção entre uma onda incidente regular, T=7.5 s e H=1.0 m, com dois quebra-mares verticais colocados no fim de um tanque de 10 m de profundidade e 35 m de largura (Fig. 7). O quebra-mar 1 tem 20 m de comprimento e está localizado a 98.1 m (1.5L) da linha de batedores. O quebra-mar 2, de 15 m de comprimento, está situado a 123.6 m (1.89L) da linha de batedores. A interacção entre a onda e os dois quebra-mares verticais gera um campo de ondas complexo totalmente 3D. A geração com absorção activa e correcção da obliquidade das ondas é realizada por 7 batedores independentes de 5 m de largura cada. A elevação de superfície livre é adquirida em várias sondas em frente à linha de batedores e em frente aos quebra-mares 1 e 2.

Duas configurações de absorção activa no batedor são analisadas: batedor simples e batedores múltiplos com correcção da obliquidade das ondas.

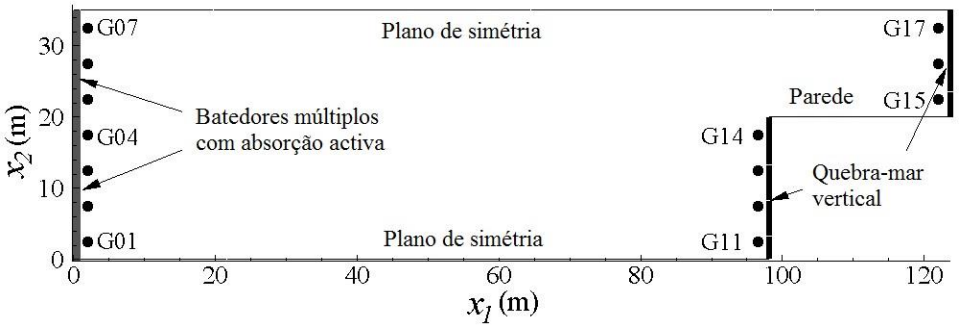


Figura 7. Esquema do tanque de ondas com os dois quebra-mares verticais e posição das sondas.

As Figuras 8 e 9 apresentam, para um batedor único com absorção activa, as series temporais de elevação de superfície livre em frente ao batedor (sondas G01, G04 e G07) e em frente aos dois quebra-mares verticais (G11 e G14 e G15 e G17), respectivamente. As Figuras 10 e 11 apresentam, para um batedor múltiplo com absorção activa, as series temporais de elevação de superfície livre em frente ao batedor (sondas G01, G04 e G07) e em frente aos dois quebra-mares verticais (G11, G12, G13 e G14 e G15, G16 e G17), respectivamente. A análise dos resultados é realizada comparando a elevação de superfície livre nas várias sondas e tomando em conta os resultados do estudo numérico 2D anterior e da literatura (Dean and Dalrymple, 1991): a altura de onda em frente aos dois quebra-mares deve tomar um valor em torno de 2.0 m, devido a presença de uma seixa, *standing wave*. Em frente ao batedor é também de esperar uma altura de onda em torno de 2.0 m devido à superposição da onda gerada e da onda reflectida que chega ao batedor.

A eficiência do batedor múltiplo é evidente quando são comparados os resultados apresentados nas Figuras 8 a 11. Com o batedor único, a elevação de superfície livre ao longo dos dois quebra-mares é muito variável e a altura de onda não é de 2.0 m, indicando a presença de ondas reflectidas no tanque de ondas, i.e. no presente caso, uma onda incidente falsa devido à incorrecta eliminação das ondas reflectidas pelos quebra-mares no batedor. Da mesma forma a superfície livre apresenta grandes diferenças ao longo do batedor, com diferenças de fase de 180º entre a série temporal de elevação de superfície livre da sonda G01 e G07, e não se verifica uma altura de onda em torno de 2.0 m: nas sondas G01 e G07 a altura de onda é da ordem de 4.0 m e 1.0 m, respectivamente. Com um batedor múltiplo, pode-se verificar que a elevação de superfície livre ao longo do batedor é relativamente constante com uma

altura em torno de 2.0 m. Nota-se uma diferença de fase entre a elevação de superfície livre na sonda G01 e G07 devido a diferença de distância entre o batedor e os dois quebra-mares. Em frente aos dois quebra-mares a altura de onda toma um valor em torno de 2.0 m, típico de uma parede totalmente reflectiva e da presença de uma seixa, *standing wave*. Nota-se, no quebra-mar 2, que a superfície livre é quase a mesma nas três sondas G15, G16 e G17, com um valor de 1.85 m. No quebra-mar 1 observa-se uma pequena diferença de altura de onda entre as quatro sondas, a altura diminuindo da sonda G11 (altura de 2.4 m) até a sonda G14 (altura de 1.95 m), ficando quase igual nas duas sondas G11 e G12. Esta variação é provavelmente devida à "esquina" entre o quebra-mar 1 e a parede que junta os dois quebra-mares, que induz a difracção da onda e altera o campo de ondas nesta zona e, consequentemente, no tanque.

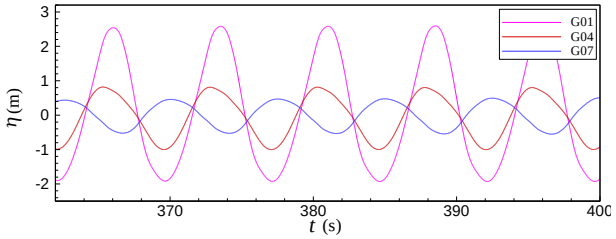


Figura 8. Elevação de superfície livre em frente ao batedor nas sondas G01, G04 e G07 para um batedor único.

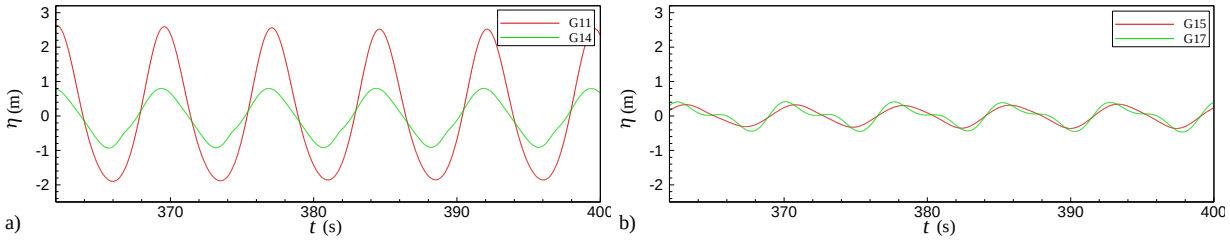


Figura 9. Elevação de superfície livre nas sondas localizadas em frente ao quebra-mar 1, G11 e G14 (a) e ao quebra-mar 2, G15 e G17 (b), para um batedor único.

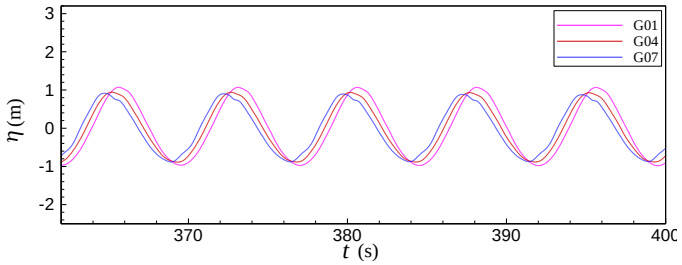


Figura 10. Elevação de superfície livre em frente ao batedor nas sondas G01, G04 e G07, para um batedor múltiplo.

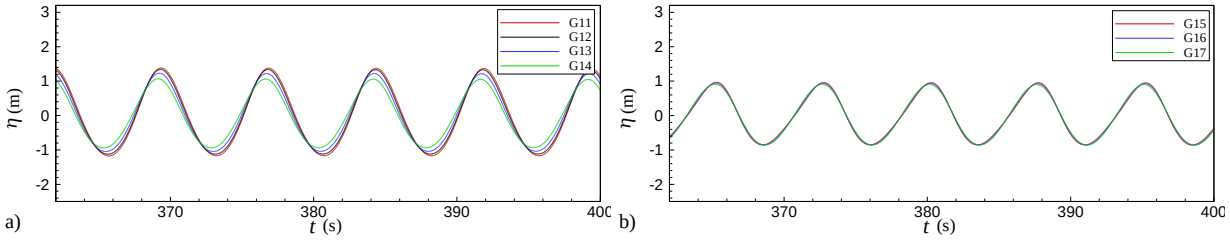


Figura 11. Elevação de superfície livre nas sondas localizadas em frente ao quebra-mar 1, G11 a G14 (a) e ao quebra-mar 2, G15 a G17 (b), para um batedor múltiplo.

6. CONCLUSÕES

Com o objectivo de simular um tanque de ondas numérico 3D realista utilizando modelos URANS-VOF para futuras aplicações de engenharia costeira, várias condições de fronteiras específicas foram implementadas no modelo URANS-VOF 3D FLUENT, versão 6.3.26. Na fronteira de geração das ondas é implementada uma técnica simples mas eficaz de absorção activa acoplada a uma condição de geração das ondas por batedor estático, que permite simultaneamente gerar a onda incidente e absorver as ondas reflectidas que chegam ao batedor. Na fronteira de saída do domínio computacional são implementadas duas técnicas de absorção das ondas: uma técnica clássica de praia numérica de dissipação e uma técnica de absorção activa similar à implementada na fronteira de geração das ondas.

As várias técnicas de absorção implementadas foram analisadas num canal de ondas 2D para três características de ondas incidentes regulares de 1.0 m de altura com período de 5.0, 7.5 e 12.0 s, e verificou-se um bom desempenho global. A eficácia da técnica de absorção activa, quer no batedor quer na saída do domínio computacional, depende do período de onda, como era de esperar sendo esta técnica baseada na teoria das ondas longas.

A técnica de absorção activa foi também aplicada a um tanque de ondas totalmente 3D através da implementação de batedores múltiplos com absorção activa, incluindo correcções de absorção devido à obliquidade das ondas nos batedores. A obliquidade das ondas está ligada à difracção das ondas provocada pelos dois quebra-mares não-alinhados e pela geometria do tanque. O campo de ondas induzido pelos dois quebra-mares para uma onda incidente com período 7.5 s e altura 1.0 m é, assim, totalmente tridimensional. Foi possível verificar que a técnica implementada funciona e permite obter um campo de ondas estabilizado, no qual a altura de onda em frente aos dois quebra-mares verticais é da ordem de duas vezes a altura da onda incidente, valor esperado devido a reflexão nas paredes verticais dos quebra-mares. Verificou-se também que a altura de onda em frente aos batedores toma igualmente uma altura em torno de 2.0 m, valor esperado devido a sobreposição da onda incidente e da onda reflectida pelos quebra-mares.

7. AGRADECIMENTOS

O primeiro autor agradece à Fundação para a Ciência e a Tecnologia pelo financiamento concedido no projecto SFRH/BPD/97343/2013 e o apoio financeiro concedido pela Unidade de Investigação e Desenvolvimento em Engenharia Mecânica e Industrial – UNIDEMI – atraves o projeto UID/EMS/00667/2013.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Didier, E., Paixão Conde, J.M., and Teixeira, P.R.F., 2011. "Numerical simulation of an oscillation water column wave energy converter with and without damping". In Proceedings of 4th International Conference on Computational Methods in Marine Engineering, Lisbon, pp. 206-217.

Didier, E., and Neves, M.G., 2012. "A Semi-Infinite Numerical Wave Flume using Smoothed Particle Hydrodynamics". IJOPE, Vol. 22, Nº 3, pp. 193-199.

Dean, R.G., and Dalrymple, R.A., 1991. Water wave mechanics for engineers and scientists. World Scientific, Singapore.

Fluent, 2006, Fluent 6.3 User's Guide, Fluent Inc, USA.

Higuera, P., Lara, J.L., and Losada, I.J., 2013. "Realistic wave generation and active wave absorption for Navier-Stokes models applications to OpenFoam®". Coastal Engineering, Vol. 71, pp. 102-118.

Hirt, C.W., and Nichols, B.D., 1981. "Volume of fluid (VoF) method for the dynamics of free boundaries". J. Comp. Phys., Vol. 39, pp. 201-225.

Lara, J.L., Ruju, A., and Losada, I.J., 2011. "Reynolds averaged Navier-Stokes modelling of long waves induced by transient wave group on a beach". In Proceedings of R. Soc. A., Vol. 467, pp. 1215-1242.

Paixão Conde, J.M., Teixeira, P.R.F., and Didier, E., 2011. "Numerical simulation of an oscillating water column wave energy converter: Comparison of two numerical codes". In Proceedings of 21th International Offshore and Polar Engineering Conference, pp. 688-674.

Peric, M., and Ferziger, J.H., 1997. Computational Methods for Fluid Dynamics, 2nd ed. Berlin, Springer.

Schäffer, H., and Klopman, G., 2000. "Review of multidirectional active wave absorption methods". J. Waterw. Port. Coast. Ocean Eng., Vol. 126, pp. 88-97.

Teixeira, P.R.F., Davyt, D.P., Didier, E. and Ramalhais R., 2013. "Numerical simulation of an oscillating water column device using a code based Navier-Stokes equations". Energy, Vol. 61, pp. 513-530.

Versteeg, H.K., Malalasekera, W., 1998. An Introduction to Computational Fluid Dynamics, Longman, London.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE DA CONFIABILIDADE DE UMA ESTACA DE FUNDAÇÃO DE CAIS PORTUÁRIO QUANTO A RECALQUES ADMISSÍVEIS

Morgana Driéli Wegmann[1], Antônio Marcos de Lima Alves[2], Mauro de Vasconcellos Real[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mor.dw@hotmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: antonioalves@furg.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mauroreal@furg.br

RESUMO

O objetivo deste trabalho é avaliar a confiabilidade quanto à ocorrência de recalques admissíveis em uma estaca que compõe as fundações de um cais portuário. O estudo ressalta o efeito da variabilidade dos parâmetros geotécnicos e das solicitações às quais estas estruturas estão expostas. Inicialmente foi aplicado um modelo analítico para a previsão do recalque em fundações profundas, e tal modelo foi validado confrontando-se os seus resultados com resultados de um modelo numérico e com dados experimentais obtidos através de prova de carga estática. Posteriormente procedeu-se à avaliação da influência da variabilidade de alguns parâmetros do modelo analítico, na variabilidade do recalque previsto, empregando o método probabilístico de Rosenblueth, ou Método das Estimativas Pontuais. Para esta análise foram consideradas três variáveis aleatórias: o módulo de cisalhamento do solo ao redor da estaca, o módulo de cisalhamento do solo abaixo da ponta da estaca e a carga aplicada ao topo da estaca. Foi realizado também um estudo de sensibilidade, buscando avaliar a influência individual de cada variável aleatória na variabilidade final do recalque previsto. Em função dos resultados obtidos se verifica que o módulo de cisalhamento do maciço de solo ao redor da estaca é o parâmetro com maior influência na variabilidade do recalque estimado. Por fim, considerando-se valores toleráveis de recalque de estacas correntemente adotados na prática de engenharia, e estimando-se coeficientes de variação para estes recalques toleráveis, foi possível calcular índices de confiabilidade para a ocorrência de recalques abaixo dos limites pré-estabelecidos.

Palavras-chave: *cais portuário, fundações, recalques*

1. INTRODUÇÃO

Ao longo dos anos, os navios e portos têm sido adaptados, tanto em suas estruturas físicas como mecânicas, para tornar cada vez mais eficiente o uso desse sistema. As estruturas portuárias, em especial as obras de acostagem, são

construídas para resistir a elevados esforços estruturais, que estão relacionados a vários tipos de ações, como por exemplo o peso da própria estrutura e dos equipamentos de movimentação de cargas, o impacto das embarcações e amarrações e também os esforços causados pelos efeitos do empuxo de terra. Assim, se faz cada vez mais necessário o uso de instrumentos que permitam analisar as estruturas de acostagem dos portos, tanto para realizar o seu dimensionamento, como para compreender e monitorar o comportamento destas estruturas.

Nas obras portuárias, assim como em toda obra de engenharia, existem riscos associados a uma probabilidade de insucesso. Essa probabilidade é gerada devido às incertezas presentes nos métodos de cálculos (determinísticos) de projeto e que são minorados através dos coeficientes de segurança impostos por normas. Em obras de terra e fundações, em decorrência sobretudo da natureza do material com o qual se trabalha, que é o solo, este risco é sensivelmente maior do que nas demais especialidades da engenharia.

Em um projeto de fundações de uma obra portuária, existem diferentes tipos de incertezas relacionados a fatores como: variabilidade das condições do maciço de solo, determinação dos parâmetros geotécnicos que caracterizam o maciço de solo, transferência de carga da estrutura aos elementos de fundação e real solicitação dos elementos de fundação. Como estas variáveis são aleatórias, faz-se necessário um estudo de confiabilidade visando diminuir a probabilidade de um insucesso no desempenho da estrutura.

Desta forma, o objetivo geral do estudo apresentado neste artigo é determinar a confiabilidade quanto à ocorrência de recalques acima dos admissíveis em um cais portuário, levando em conta diferentes incertezas na previsão dos recalques esperados e na definição dos recalques admissíveis. Este estudo compreendeu a aplicação de um modelo analítico de previsão de recalques em fundações profundas, a introdução neste modelo de incertezas associadas a alguns parâmetros, através da aplicação do Método de Rosenblueth, e posteriormente a avaliação do índice de confiabilidade O recalque, ou deslocamento vertical num dado ponto da fundação, é um parâmetro que permite avaliar o desempenho e a eficiência, não somente da fundação, mas de todo o conjunto solo-estrutura, portanto, a previsão do comportamento das fundações de obras portuárias, quanto a ocorrência de recalques elevados é de grande importância para a prática da engenharia.

Neste estudo foi avaliado o deslocamento vertical de uma estaca da obra de ampliação do Terminal de Contêineres de Rio Grande TECON/RG, localizado no complexo portuário da cidade do Rio Grande. A empresa TECON/RG está preparada para movimentar cerca de 1.250.000 TEUs e entre os principais investimentos realizados, destacam-se a duplicação do cais de atracação para 600 m e a expansão de suas instalações em mais um berço (Berço-III) de atracação com 250 m (no qual está localizada a estaca em estudo), totalizando 850 m para operação de navios.

2. ESTIMATIVA DO RECALQUE DA ESTACA POR MÉTODO ANALÍTICO

Existem na literatura vários métodos de previsão de recalques de estacas, que podem ser classificados como métodos baseados na Teoria da Elasticidade, métodos numéricos e métodos semiempíricos. A fim de formular um equacionamento prático e que represente o comportamento da estaca e do solo analisado, o método de cálculo utilizado neste estudo foi o método de Randolph e Wroth (1978), cuja formulação é baseada na Teoria da Elasticidade. Neste método, os efeitos da carga transferida pela base e pelo fuste da estaca são agrupados para produzir uma solução aproximada.

O solo é dividido em duas camadas, sendo a camada superior deformada devido à carga transferida pelo fuste e a camada inferior devido à carga transferida pela base. Considera-se a heterogeneidade do solo variando linearmente com a profundidade (Solo de Gibson) e um aumento abrupto do módulo de cisalhamento do solo (G) logo abaixo da base da estaca (simulando estacas com base em um substrato mais rígido do que aquele que envolve o fuste). Na formulação também considera-se a compressibilidade da estaca. A partir da solução de Randolph e Wroth, o recalque (w) de uma estaca é descrito pela Eq. (1).

$$\frac{Q}{w r G_L} = \left[\frac{\dfrac{4}{(1-\nu)\Omega} + \dfrac{2\pi L}{\zeta r}\dfrac{\tanh(\mu L)}{\mu L}\rho}{1 + \dfrac{4}{(1-\nu)\Omega}\dfrac{L}{\pi\lambda r}\dfrac{\tanh(\mu L)}{\mu L}} \right] \tag{1}$$

Os parâmetros da Eq. (1) são:

- w: recalque da estaca.
- Q: carga aplicada no topo da estaca.
- r: raio da estaca.
- G_L: módulo de cisalhamento do solo na profundidade L (correspondente à ponta da estaca).
- ν: coeficiente de Poisson do solo.

- L: comprimento enterrado da estaca.
- E_P: módulo de elasticidade da estaca.
- λ: razão entre módulo de elasticidade da estaca e módulo de cisalhamento do solo (G_L).
- ρ: razão entre o módulo de cisalhamento do solo na profundidade L/2 da estaca e o módulo G_L.
- Ω: razão entre o módulo de cisalhamento do solo G_L e o módulo G_B logo abaixo da base da estaca.
- ζ: assume o valor usual igual a 4.
- μ: é expresso pela Eq. (2).

$$\mu = \frac{1}{r}\sqrt{\frac{2}{\zeta \lambda}} \tag{2}$$

Como a determinação do recalque depende dos parâmetros característicos do solo no qual a estaca está assentada, fez-se necessário o cálculo dos módulos de cisalhamento das camadas componentes do subsolo. O reconhecimento do subsolo foi realizado através da análise de relatório de ensaio de sondagem a percussão, realizado no prolongamento do cais do Berço III do terminal TECON/RG. Para cálculo dos módulos de cisalhamento das camadas foi utilizada a metodologia exposta em Velloso e Lopes (2010), descrita pela Eq. (3).

$$G = \eta\, k\, Nspt \tag{3}$$

Nesta metodologia, η e k são parâmetros estatísticos cujos valores são sugeridos por Lopes et al.(1993) e Laprovitera (1998). O valor de *Nspt*, representa a resistência a penetração do solo, retirado do boletim de sondagem. Para cada camada de solo, foi calculado o N_{spt} médio e, posteriormente, o módulo de cisalhamento da camada, aplicando a Eq. 3. Foram consideradas oito camadas para o maciço de solo, de acordo com o seu tipo de material. Os valores de módulo de cisalhamento para cada camada encontram-se na Tab. 1.

Tabela 1. Módulos de cisalhamento das camadas componentes do subsolo.

Descrição da camada	Espessura (m)	N_{spt} médio	G (kN/m²)
Argila pouco siltosa	2,50	0,00	0,00
Argila muito siltosa	2,10	2,03	1525,86
Areia fina, muito argilosa	2,40	3,45	5494,85
Argila muito siltosa, com areia fina	3,00	2,22	1667,81
Argila, pouco siltosa	17,00	5,56	4170,64
Argila pouco arenosa	1,45	11,21	16148,57
Areia fina	0,55	50,00	90000,00
Areia fina siltosa	1,15	50,00	79500,00

O valor utilizado para o módulo de cisalhamento do solo ao redor da estaca (G_L), foi aquele calculado a partir da média ponderada das camadas componentes do subsolo, sendo que a espessura de cada camada foi escolhida como fator de ponderação. O valor para o módulo de cisalhamento abaixo da ponta da estaca (G_b), é aquele correspondente a última camada do subsolo, visto que, é nesta profundidade que a estaca encontra-se assentada.

A estaca analisada é de concreto protendido, de seção transversal anelar, com comprimento de 48 metros, diâmetro externo de 80 centímetros, espessura de parede de 15 centímetros, e diâmetro interno de 50 centímetros. A carga de serviço da estaca, obtida a partir dos memoriais de cálculo do projeto é de 2216,80 kN, e o módulo de elasticidade da estaca é igual a 35 MPa. Para o cálculo analítico, considerou-se à estaca como sendo maciça com um raio equivalente de 31 centímetros.

A partir dos dados acima citados e aplicando a Eq. (1), obteve-se um resultado para o recalque da estaca de 7,48 milímetros.

3. VALIDAÇÃO DO MODELO ANALÍTICO

Como a determinação do recalque da estaca depende do reconhecimento do subsolo, que é função da estimativa dos seus parâmetros, procurou-se validar o modelo utilizado, comparando-o com o resultado obtido a partir de uma solução numérica, e posteriormente com o resultado de uma prova de carga estática realizada na estaca.

O estudo pela solução numérica foi realizado por Wegmann e Alves (2015) e o método utilizado foi proposto por Aoki e Lopes (1975), o qual fornece em qualquer ponto no interior de um meio elástico, o recalque e as tensões causados por uma estaca ou conjunto de estacas. Neste método é feita a substituição das tensões transmitidas pela estaca ao terreno, por um conjunto de cargas concentradas cujos efeitos são superpostos no ponto em estudo. A solução requer o conhecimento do modo de transferência de carga, que é determinada pela consideração de que, sob a carga de serviço, toda a capacidade de carga do fuste é utilizada e apenas a parcela que falta para a carga de trabalho é transferida para a ponta.

Os dados de capacidade de carga lateral da estaca do cais do TECON foi retirado do estudo já realizado por Amadori (2013), em sua dissertação de mestrado em Engenharia Oceânica pela Universidade Federal do Rio Grande. Assim, obsteve-se o recalque da ponta da estaca, empregando o programa computacional Recfor, e a ele somou-se o encurtamento elástico do fuste que é função do material da estaca. O programa Recfor tem por finalidade o cálculo dos deslocamentos elásticos de pontos situados no interior da massa de solo, devido ao carregamento das fundações. Foi originalmente escrito por Urbano Rodriguez Alonso na linguagem Basic, e posteriormente foi adaptado e traduzido para a linguagem Fortran pelo segundo autor do presente trabalho. A análise numérica previu para a estaca um recalque de 7,34 milímetros.

Uma prova de carga estática realizada na estaca em estudo indica, para um estágio de carga de 1950 kN, um valor de recalque igual a 5,66 milímetros, e para um estágio de carga de 2600 kN o valor de recalque 8,78 milímetros. Como a carga de serviço da estaca (2216,80 kN) está no intervalo entre os dois estágios da prova de carga, percebe-se que os valores previstos (7,48 mm segundo o método analítico de Randolph e Wroth, e 7,34 mm segundo o método numérico de Aoki e Lopes) são compatíveis, e que o modelo analítico é representativo do comportamento da estaca analisada.

4. APLICAÇÃO DO MÉTODO DAS ESTIMATIVAS PONTUAIS AO MODELO ANALÍTICO

O Método das Estimativas Pontuais (Rosenblueth, 1975, 1981), consiste na determinação de parâmetros probabilísticos de uma dada variável dependente, a partir de parâmetros probabilísticos de variáveis independentes associadas. De acordo com a metodologia, para uma função de três variáveis aleatórias Y=f (X_1,X_2,X_3), o valor esperado para a função é dado pela Eq. 4.

$$E[Y] = p_{y+++}y_{+++} + p_{y---}y_{---} + p_{y++-}y_{++-} + p_{y--+}y_{--+} + p_{y+-+}y_{+-+} + p_{y-+-}y_{-+-} + p_{y+--}y_{+--} + p_{y-++}y_{-++} \quad (4)$$

na qual:

$$y_{+++} = y_{---} = Y(m_{x1} \pm \sigma_{x1}, m_{x2} \pm \sigma_{x2}, m_{x3} \pm \sigma_{x3}) \quad (5)$$

$$p_{y+++} = p_{y---} = \frac{1}{2^3}(1 + \rho_{12} + \rho_{23} + \rho_{31}) \quad (6)$$

$$p_{y++-} = p_{y--+} = \frac{1}{2^3}(1 + \rho_{12} - \rho_{23} - \rho_{31}) \quad (7)$$

$$p_{y+-+} = p_{y-+-} = \frac{1}{2^3}(1 - \rho_{12} - \rho_{23} + \rho_{31}) \quad (8)$$

$$p_{y+--} = p_{y-++} = \frac{1}{2^3}(1 - \rho_{12} + \rho_{23} - \rho_{31}) \quad (9)$$

Sendo:

- ρ_{ij}: os valores de coeficientes de correlação entre as variáveis aleatórias conhecidas X_i e X_j.
- m_{xi} e σ_{xi}: média e desvio padrão, respectivamente, da distribuição da variável aleatória conhecida X_i.

O valor do desvio padrão da função é descrito pela Eq. 10.

$$\sigma_y = \sqrt{E[Y^2] - (E[Y]^2)} \quad (10)$$

Definidos o modelo analítico de cálculo para o recalque da estaca, as características geométricas, a carga de serviço e os parâmetros geotécnicos do subsolo, empregou-se o Método de Rosenblueth na estimativa do recalque inserindo variabilidades em três parâmetros.

Para o modelo de cálculo foram consideradas como variáveis aleatórias os módulos de cisalhamento do solo G_L e G_B (considerando um coeficiente de variação de 30%) e a carga aplicada na estaca Q (considerando um coeficiente de variação de 15%). Os valores de coeficiente de variação foram retirados de recomendações de Harr (1987), e as respectivas variáveis aleatórias foram admitidas como sendo não correlacionadas entre si.

A média (μ), desvio padrão (σ) e coeficiente de variação (CV) para cada variável aleatória é apresentado na Tab. 2. Para aplicação do método utilizou-se planilha eletrônica no software Excel. Os valores de entrada para aplicação do Método de Rosenblueth são mostrados na Tab. 3.

Tabela 2. Média, desvio padrão e coeficiente de variação adotados para as três variáveis aleatórias.

	Q (kN)	G_L (kPa)	G_B (kPa)
μ	2216,80	5696,95	79500
σ	221,68	1709,085	23850
CV	10%	30%	30%

Tabela 3.Valores de entrada do cálculo de w pelo Método de Rosenblueth.

Aplicação do Método de Rosenblueth para o cálculo do recalque (w)					
Q (kN)	G_L (kPa)	G_B (kPa)	Configuração	w (mm)	w^2 (mm^2)
2549,32	7406,035	103350	+++	7,4187	5,5E+01
1884,28	3987,865	55650	---	7,8853	6,2E+01
2549,32	7406,035	55650	++-	7,5820	5,7E+01
1884,28	3987,865	103350	--+	7,4564	5,6E+01
2549,32	3987,865	103350	+-+	10,0880	1,0E+02
1884,28	7406,035	55650	-+-	5,6041	3,1E+01
2549,32	3987,865	55650	+--	10,6683	1,1E+02
1884,28	7406,035	103350	-++	5,4834	3,0E+01

Os valores de w foram calculados pela fórmula de Randolph e Wroth (Eq. 1), e os valores obtidos de valor esperado, desvio padrão e coeficiente de variação do recalque são mostrados na Tab. 4.

Tabela 4.Parâmetros da distribuição de w calculados pelo Método de Rosenblueth.

E[w] (mm)	7,77
σ_w (mm)	1,73
CV (%)	22

5. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

Buscando avaliar a influência individual de cada variável aleatória na variabilidade final do recalque previsto foi estudada a sensibilidade do recalque em relação aos três parâmetros. O resultado é apresentado na Tab. 5.

Tabela 5.Variabilidade do recalque previsto em função das variáveis aleatórias.

	Q (kN)	G_L (kPa)	G_B (kPa)	CV do recalque previsto (%)
CV das variáveis (%)	15	0	0	15
	0	30	0	16
	0	0	30	1,7

Observa-se que a variável de maior influência na variabilidade do recalque previsto é o módulo de cisalhamento do solo ao redor da estaca (G_L), induzindo um coeficiente de variação de 16% no recalque previsto. A variabilidade da carga aplicada na estaca (Q) possui relação direta com a variabilidade do recalque previsto, e o módulo de cisalhamento do solo abaixo da ponta da estaca induz apenas 1,7% da variabilidade no recalque.

6. ANÁLISE DA CONFIABILIDADE

Problemas de confiabilidade em engenharia podem ser definidos como a determinação da capacidade de um sistema para atender a determinadas condições, podendo ser chamadas de exigências, segundo Silva (2003). As incertezas inerentes a um projeto de fundações estão ligadas a determinação das solicitações, à variabilidade do maciço de solo, à determinação dos parâmetros geotécnicos e o grau ao qual o modelo analítico representa o comportamento real da fundação.

A função de desempenho para o modelo é obtida pelo conceito de margem de segurança, mostrada na Eq. 11. De acordo com Ang e Tang (1984) o desempenho limite pode ser definido como $g(X)=0$, que é o estado limite do sistema, ou seja, se $g>0$ a estaca atua com o desempenho desejado, se $g<0$ ocorre o desempenho indesejado.

$$g(R_a - R_p) = R_a - R_p \tag{11}$$

sendo R_a a variável para o recalque admissível e R_p a variável do recalque previsto.

A análise do índice de confiabilidade (β) de um sistema visa garantir a ocorrência de um determinado evento, pré-estabelecido, geralmente na análise de resistência e solicitação de uma determinada estrutura. Neste estudo porém, foi avaliado o índice de confiabilidade para a ocorrência de recalques elevados em fundações profundas, a partir do valor de recalque estimado e de valores toleráveis disponíveis na literatura.

A confiabilidade pode ser determinada em função da margem de segurança expressa em unidades de desvio padrão, como mostrado na Eq. 12.

$$\beta = \frac{\mu_a - \mu_p}{\sqrt{\sigma_a{}^2 + \sigma_p{}^2}} \tag{12}$$

Sendo μ_a e μ_p os valores médios de recalque admissível e previsto, respectivamente, e σ_a e σ_p os valores de desviões padrões para o recalque admissível e o recalque previsto, respectivamente. Admite-se nesta formulação que os recalques previstos e admissíveis são independentes entre si e têm distribuição normal.

Valores limites para o recalque admissível absoluto em estacas são escassos e quase inexistentes na literatura, já que o recalque admissível de qualquer fundação dependerá principalmente da sensibilidade da estrutura quanto aos movimentos da fundação. A própria NBR 6122 (Projeto e Execução de Fundações) não especifica claramente os limites que devem ser adotados. Barros (2012) em seu estudo, estabelece como limite para o recalque admissível em estacas hélice contínua o valor de 15 mm.

Neste estudo, a título de exercício, foram adotados cinco valores médios possíveis para os recalques admissíveis, e para cada um deles, em combinação com o recalque previsto, calculou-se um índice de confiabilidade. Os valores admissíveis médios considerados são respectivamente 10, 15, 25, 40 e 62 milímetros. O valor de 62 mm correspondente ao limite de 10% do diâmetro da estaca, o qual já configura um estado de ruptura, que ultrapassa os limites da teoria da elasticidade utilizada no modelo de cálculo. Foram adotados para os recalques admissíveis coeficientes de variação iguais a 10%, 20% e 30%.

As distribuições de probabilidade para os valores de recalque citados anteriormente, considerando um CV igual a 20%, são apresentadas na Fig. 1, e a distribuição adotada para as variáveis foi a distribuição normal. Os valores obtidos para o índice de confiabilidade (β) são apresentados na Tab. 6. A relação entre os recalque médios admissíveis, seus coeficientes de variação, e o índice de confiabilidade alcançado, está demonstrada na Fig. 2.

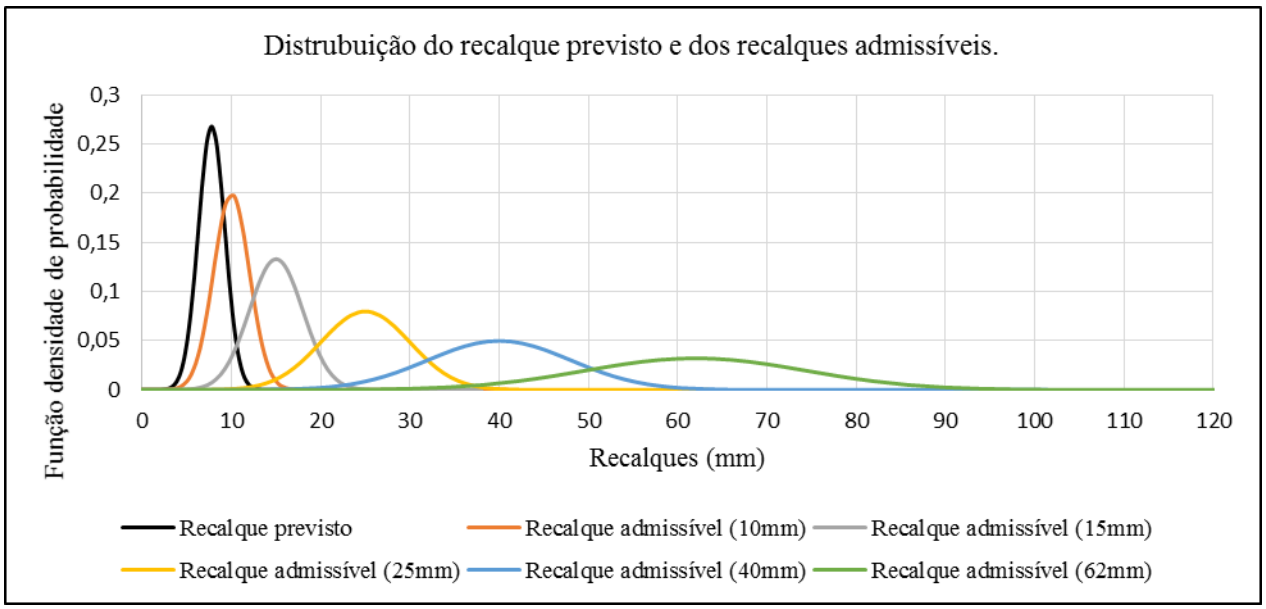


Figura 1. Distribuição normal do recalque previsto e dos recalques admissíveis (CV = 20%).

Tabela 6. Índice de confiabilidade (β) de acordo com o recalque admissível.

Recalque previsto (mm)		Recalque admissível (mm)		β
Média	CV	Média	CV	
7,77	22%	10,00	10%	1,24
		15,00		3,42
		25,00		5,92
		40,00		7,55
		62,00		8,50
		10,00	20%	0,89
		15,00		2,16
		25,00		3,30
		40,00		3,96
		62,00		4,34
		10,00	30%	0,66
		15,00		1,52
		25,00		2,25
		40,00		2,66
		62,00		2,90

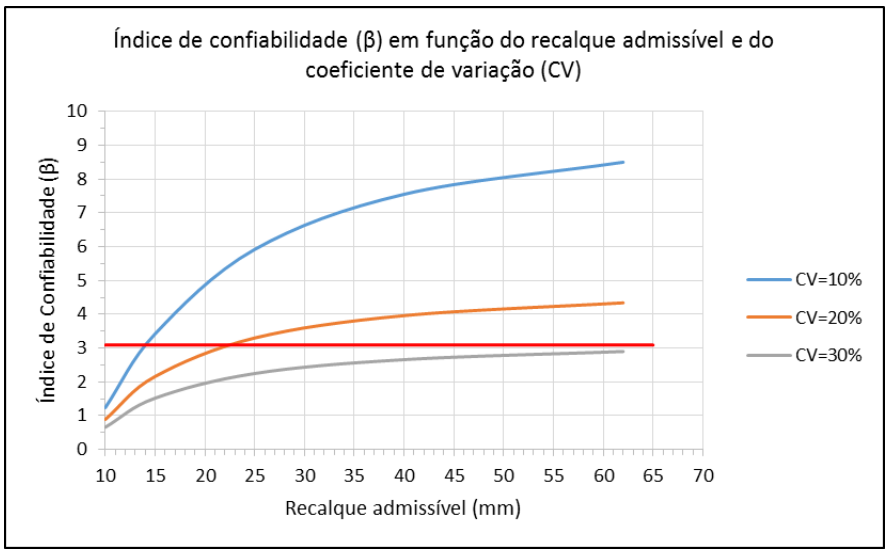


Figura 2.Distribuição de β em função do coeficiente de variação do recalque admissível.

De acordo com os resultados mostrados nas Fig. 1 e 2 e os valores da Tab. 6, observa-se que quanto maior a área entre as curvas das distribuições dos recalques admissíveis e previstos, menor será o índice de confiabilidade para o recalque da estaca. Ou seja, quanto menor a variação do recalque admissível, maior será o índice de confiabilidade para a situação analisada.

A fim de obter um parâmetro de análise para os índices de confiabilidade obtidos para os recalques, comparou-se os mesmos com o valores propostos para a probabilidade de ruína. Na área da engenharia de fundações, são geralmente considerados aceitáveis probabilidades de ruína inferiores a 1/1000 eventos (Aoki, 2002), e segundo Ang e Tang (1984) este valor é proporcional a um índice de confiabilidade (β) mínimo igual a 3,09. Este valor mínimo foi destacado na Fig. 2 com uma linha vermelha horizontal.

7. CONCLUSÕES

O estudo desenvolvido apresentou a aplicação de um modelo analítico para estimativa do recalque em uma estaca de cais portuário, bem como a avaliação da influência da variabilidade de alguns parâmetros do modelo na estimativa do recalque previsto, empregando o método probabilístico de Rosenblueth. Posteriormente, foi analisado o índice de confiabilidade para ocorrência de recalques excessivos, adotando-se diferentes valores para o recalque admissível da estaca.

O modelo analítico utilizado se mostrou adequado à estimativa dos recalques da estaca, visto que os resultados obtidos apresentaram boa concordância com previsão a partir de método numérico, e também com resultados medidos em prova de carga estática.

No estudo da sensibilidade das variáveis envolvidas no modelo analítico, observou-se que a variável de maior influência individual na variabilidade final do recalque previsto, é o módulo de cisalhamento do solo ao redor da estaca. Este fato comprova a importância do reconhecimento do subsolo na análise de estruturas portuárias, pois geralmente estas obras se encontram em locais em que o maciço de solo pode apresentar alta deformabilidade.

A variabilidade da carga aplicada na estaca possui uma relação direta com a variabilidade do recalque estimado, e o módulo de cisalhamento do solo abaixo da ponta da estaca apresentou uma pequena influência na variabilidade do recalque final estimado. Porém destaca-se a importância da análise conjunta das variáveis envolvidas no processo.

Para a análise do índice de confiabilidade quanto a recalques excessivos, foram testados alguns valores para o recalque admissível, pois as normas brasileiras não especificam limites para os recalques em fundações profundas, e poucas são as indicações disponíveis na literatura.

Os resultados mostrados na Fig. 2 indicam que, para o caso estudado no presente trabalho, o índice de confiabilidade alcançado depende muito da média e da variância do recalque admissível, dados cuja avaliação dependerá muito da sensibilidade da estrutura quanto a recalques. Ainda assim, no exercício realizado, observa-se que um índice de confiabilidade superior a 3,09 (correspondente a uma probabilidade de "falha" de 1/1000) é alcançado para um recalque admissível médio acima de 14 mm (admitindo-se um coeficiente de variação de 10%) ou acima de 22 mm (admitindo-se um coeficiente de variação de 20%). Uma incerteza no valor do recalque admissível correspondente a um CV de 30% impede a obtenção de um β igual ou superior a 3,09.

Destaca-se a potencialidade dos métodos probabilísticos na avaliação das incertezas associadas ao projeto de fundações, seja relacionado à ruptura do sistema solo-fundação, seja relacionado aos recalques admissíveis.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Amadori, T., 2013. Análise de confiabilidade das fundações da obra de ampliação do cais do terminal de contêineres do porto de Rio Grande (RS) aplicando metodologia Bayesiana. Dissertação de Mestrado, Curso de Pós - Graduação em Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Ang, A.H.S., Tang, W.H., 1984. Probability concepts in engineering planning and design: decision, risk and reliability. Vol. 2. New York.

Aoki, N., Lopes, F.R., 1975. Estimating stresses and settlements due to deep foundations by the theory of elasticity. Congresso Panamericano de Mecânica dos Solos e Engenharia de Fundações, vol.1, pp. 377-386, Buenos Aires, Argentina.

Aoki, N., 2002. Probabilidade de falha e carga admissível de fundação por Estacas. Revista Militar de Ciência e Tecnologia, Vol. XIX, p. 48-64.

Associação brasileira de normas técnicas, 2010. Projeto e Execução de Fundações, NBR-6122. Rio de Janeiro.

Barros, N.B.F., 2012. Previsão de recalque e análise de confiabilidade de fundações em estacas hélice contínua. Pós-Graduação em Geotecnia, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, Brasil.

Harr, E.M.,1987. Reliability-Based design in Civil Engineering, Mcgraw-Hill, pp290, New York.

Laprovitera, H., 1988. Reavaliação de Método Semi-empírico de Previsão da Capacidade de Carga de Estacas a partir de Banco de Dados. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). COPPE – Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Lopes, F.R., Laprovitera, H., Oliveira, H.M., Benegas, E.Q., 1993. Utilização de um Banco da Dados para previsão do comportamento de estacas. Simpósio Geotécnico comemorativo dos 30 anos da COPPE (COPPEGEO), pp. 281-294, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Rosenblueth, E. (1975). Point estimates for probability moments. Proc., Nat. Acad. of Sci., 72(10), p. 3812-3814

Rosenblueth, E. (1981). Two-Point Estimates in Probabilities, Appl. Math. Modelling, Vol. 5, p. 329-335.

Silva, F.C., 2003. Análise de Segurança e Confiabilidade de Fundações Profundas em Estacas. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil: Geotecnia, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, Brasil.

Velloso, D.A., Lopes, F.R., 2010 Fundações. Vol. 2, Oficina de Textos, São Paulo, SP, Brasil.

Wegmann, M.D., Alves, A.M.L., 2015. Comparação entre os recalques estimados para os estaqueamentos de dois cais portuários. In: Congresso de Iniciação Científica, 24, Rio Grande. Resumos. Disponível em: http://www.mpu-historico.furg.br/index.php?option=com_phocadownload&view=category&id=11&Itemid=189.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 a 25 de Novembro de 2016

ESTUDO EXPERIMENTAL SOBRE OS EFEITOS DO IMPACTO EM TRAÇÃO NA RESISTÊNCIA À FADIGA E NO ALONGAMENTO DE FIOS DE POLIÉSTER APLICADOS EM CABOS DE AMARRAÇÃO DE PLATAFORMAS OFFSHORE

Emilio Luiz Vieira Louzada[1], Carlos Eduardo Marcos Guilherme[2], Felipe Tempel Stumpf[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: emilioluizlouzada@gmail.com
[2] e-mail: carlosguilherme@furg.br
[3] e-mail: felipe.stumpf@furg.br

RESUMO

Atualmente, o início da exploração de petróleo em águas cada vez mais profundas trouxe consigo a preferência pelo uso de cabos sintéticos para as amarrações de plataformas. Este trabalho tem por objetivo conhecer os efeitos do impacto na resistência à fadiga e no alongamento de fios de poliéster (PET). Através dos materiais e equipamentos disponibilizados pela Universidade Federal do Rio Grande – POLICAB é realizado um ensaio de impacto e em seguida o ensaio de fadiga até a ruptura do multifilamento polimérico, permitindo comparar os resultados com os encontrados na literatura e constatando-se que uma carga vertical súbita provoca redução na vida útil do fio.

1. INTRODUÇÃO

A exploração de petróleo para zonas cada vez mais distantes da costa, onde as lâminas d'água são profundas e ultraprofundas, fez com que fosse necessária a adoção de certas mudanças em procedimentos aplicados à indústria *offshore*, como por exemplo o tradicional sistema de ancoragem em catenária das plataformas, que tornou-se impraticável principalmente devido ao excesso de carga vertical do cabo de aço. Este sistema foi substituído por um sistema de ancoragem chamado de *Taut-Leg* (Fig. 1), que utiliza amarração com cabos sintéticos, por apresentar algumas vantagens, como, principalmente, seu baixo peso, mas com desvantagens como a falta de conhecimento a respeito de seu comportamento mecânico (Chimisso, 2011).

Entre os multifilamentos poliméricos que atualmente mais se aplicam a cabos de ancoragem, pode-se destacar o fio de poliéster (PET). Com características de comportamento não-linear viscoplástico e viscoelástico (Huang et al., 2012), o poliéster foi o primeiro material a ser empregado nas aplicações de amarrações de plataformas em águas profundas (Chimisso, 2011) devido à sua elevada resistência à fadiga, e com a vantagem de não ser afetada pela água do mar (Bosman, 1996). No entanto, esse material apresenta uma redução significativa do número de ciclos até a ruptura quando sujeito a limites de carregamento cíclico com elevada força máxima (Bosman, 1996), suportando aproximadamente 100.000 ciclos quando opera entre 0% e 70% YBL (Yarn Break Load). Quando a força de carregamento de pico é reduzida para 60% YBL, essa fibra suporta em torno de 1.000.000 de ciclos (de Camargo et al., 2016).

Sabendo que em condições reais de operação *offshore*, os cabos de poliéster sujeitos a carregamentos cíclicos apresentam uma vida útil de aproximadamente 20 anos, torna-se inviável reproduzir em laboratório ensaios de fadiga nessas condições, com isso a bibliografia (Banfield et al., 1999) aborda, como alternativa, testes que utilizem maiores amplitude ou carga média. Dessa maneira, os ensaios seguem como referência as condições disponíveis em de Camargo et al. (2016) cujos o carregamentos foram definidos em condições extremas e a frequência de ciclagem seguindo a norma DNV-OS-E303 que contêm os requisitos para a certificação de cabos de amarração utilizados na indústria *offshore.*

Entretanto, esses cabos sintéticos podem sofrer outro tipo de carregamento, como cargas de impacto verticais devido à parada momentânea do sistema de lançamento da estaca torpedo, ou um estiramento inesperado durante uma operação de reboque de navio. Visto que não existem normas certificadoras de testes de impacto em multifilamentos poliméricos, é desenvolvido pelos autores um script baseado no comportamento dos fios perante carregamentos súbitos.

Então, o trabalho tem por finalidade compreender as consequências das cargas de impacto, equivalentes a 6% YBL, 10% YBL e 13% YBL, na resistência à fadiga e no alongamento do fio de poliéster. Essas compreensões serão através de um diagrama existente na literatura, que relacionam o número de ciclos para ruptura (Log N) com a força mínima de carregamento, e uma tabela comparando os estiramentos máximos do fio quando sujeito a impacto e a tração.

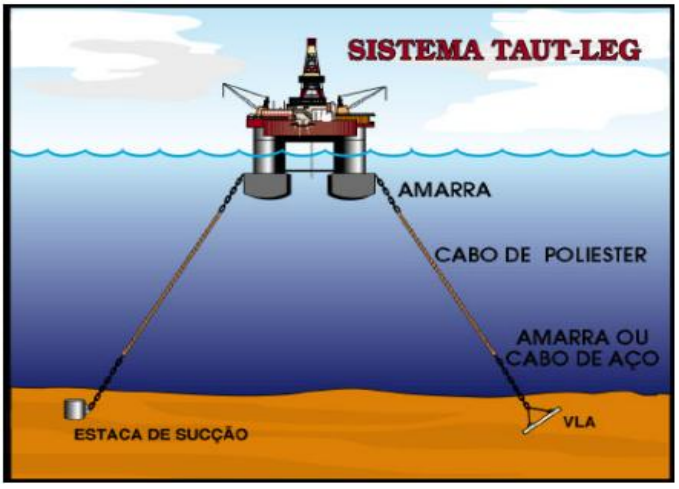


Figura 1. Sistemas de ancoragem tipo *taut leg.*

2. MATERIAIS E ENSAIOS EXPERIMENTAIS

O material do fio ensaiado é o poliéster. As condições de ensaios são espécimes de 500 mm de comprimento com terminações do tipo "sanduíche", como pode ser visto na Fig. 2, em função do bom desempenho que este tipo de terminal apresentou em ensaios prévios (Pfarrius et al., 2007). Estes espécimes são mantidos, durante 24 horas em ambiente com temperatura e umidade relativa controladas de 20±2°C e 65±4%, respectivamente, antes e durante os testes, ou seja, nas mesmas condições utilizadas em de Camargo et al. (2016).

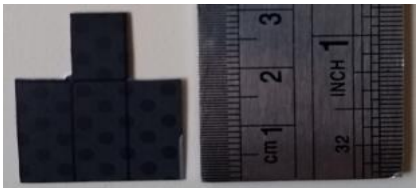


Figura 2. Terminação do espécime do tipo "sanduíche".

2.1 Ensaios de tração

Os dados sobre a força de ruptura e alongamento máximo são obtidos no Laboratório de Analise de Tensões – POLICAB em uma máquina de ensaios universal eletromecânica EMIC DL-2000, com célula de carga com capacidade de ±0,5 kN , uma velocidade de rampa igual a 500 mm/min e utilizando as condições de ensaios já citadas. Realizaram-se dez ensaios, e a força média de ruptura foi de 165,44 N.

2.2 Ensaios de impacto

Os testes de impacto são realizados em um dispositivo de ensaio desenvolvido pelos autores e pode ser visto na Fig. 3. Este dispositivo fornece ao fio uma energia potencial gravitacional através de uma massa solta a 300 mm de altura. A cada dez espécimes ensaiados, a energia de impacto é alterada através da modificação da massa. Os resultados obtidos nos ensaios apresentam baixa precisão, mas o suficiente para o andamento da pesquisa.

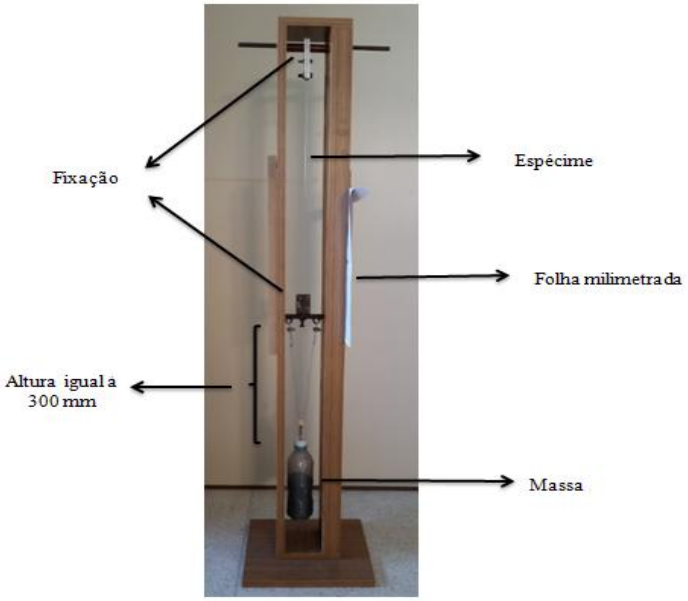


Figura 3. Máquina de ensaio de impacto.

São utilizadas três diferentes energias, equivalentes a 3J, 5J e 6,5J, como descrito na Tab. 1, sendo que a energia de ruptura do fio por impacto está em torno de 6,5J, dado obtido em ensaios preliminares. Fora, também, coletado o alongamento máximo do corpo de prova durante a aplicação da carga, ou seja, um marcador junto à extremidade inferior da fixação do espécime (Fig. 3), marca em uma folha milimetrada o deslocamento dessa extremidade causado pelo lançamento da massa, ao passo que a extremidade superior mantém-se parada. Logo, o deslocamento da extremidade inferior equivale ao alongamento máximo do fio de poliéster.

Tabela 1. Energias de impacto associadas à força de ruptura, expressa em %YBL.

Energia (J)	3	5	6,5
Força de ruptura do fio (%YBL)	6	10	13

2.3 Ensaios de fadiga

Os ensaios de fadiga são realizados em uma máquina de ensaios universal hidromecânica modelo INSTRON 8801, com uma célula de carga com capacidade de ±10 kN, utilizando uma frequência de 0,1 Hz e faixas de carregamento de 10%-90% YBL. O teste de fadiga é controlado por força, sendo aplicada uma pré-tensão de 1 N (de Camargo et al., 2016), seguido de uma rampa de velocidade controlada até a força média do intervalo de carregamento, ilustrado na Fig. 4.

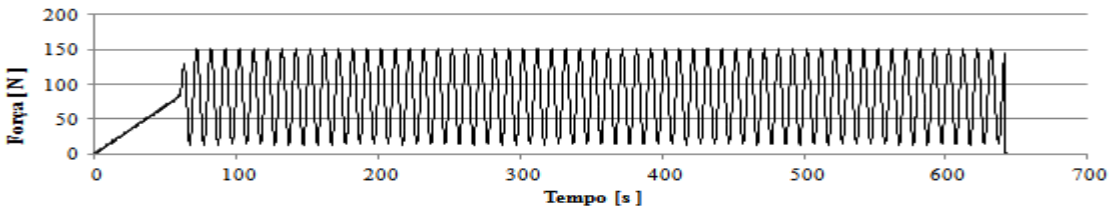


Figura 4. Condições do ensaio de fadiga.

2.4 Procedimento experimental

Sabendo que não existe uma metodologia de ensaio que aborde impacto e fadiga para materiais poliméricos, é desenvolvido um procedimento que serviu de base para o desenvolvimento deste trabalho. O procedimento (Fig. 5) consiste na fixação do espécime na máquina de impacto, sendo aplicada uma carga vertical. Em um intervalo de cinco minutos, o corpo de prova é retirado da máquina de impacto e encaminhado ao ensaio de fadiga. Como forma de obter resultados condizentes o procedimento é realizado em uma amostragem de dez fios para cada energia.

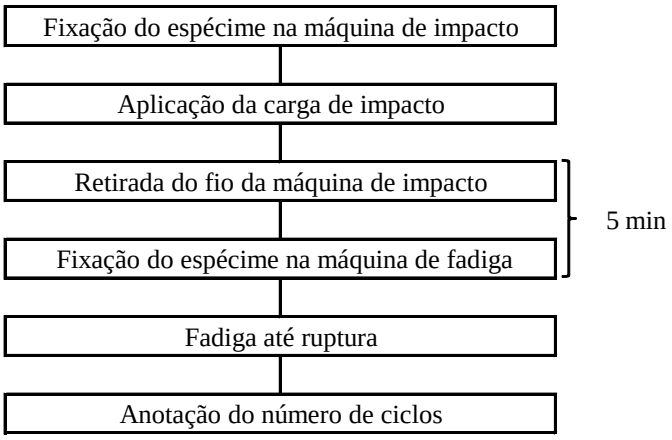


Figura 5 - Procedimento experimental para o estudo do efeito do impacto na resistência à fadiga.

Finalizado esse procedimento, os resultados das amostragens são comparados aos existentes na literatura referente à resistência do fio de poliéster frente à fadiga, quando é analisado se houve ou não redução na sua vida útil. Em relação ao efeito do teste de impacto sobre o estiramento do espécime, é feita a marcação do seu alongamento máximo através da folha milimetrada. Na sequência, é comparado com o alongamento máximo desse fio quando submetido á tração pura.

3. RESULTADOS

3.1 Efeitos do impacto na resistência à fadiga

Executado o procedimento experimental no fio de poliéster, para análise da sua vida útil são utilizados apenas cinco ensaios em cada energia, sendo desprezados resultados considerados insatisfatórios ou com valores não condizentes a realidade (Tab. 2). Os resultados considerados insatisfatórios (Fig. 6) são devido a fatores como: corpos de prova que sofreram fratura na garra ou uma distância máxima de 10 mm, e espécimes visivelmente deteriorados após o ensaio de impacto.

Tabela 2. Número de ciclos suportados pelo fio de poliéster.

Energia (J)	3	5	6,5
Número de ciclos até a ruptura	21	28	25
	32	24	30
	38	34	38
	32	28	54
	31	33	31
	$\bar{x}$ = 30,80	$\bar{x}$ = 29,40	$\bar{x}$ = 35,60

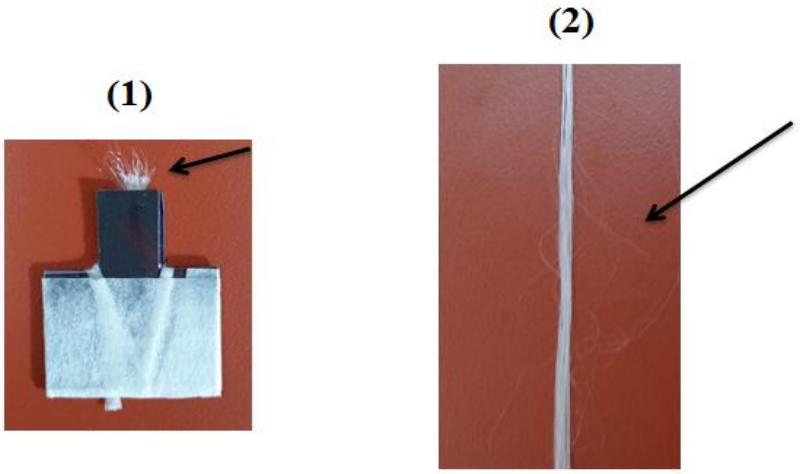


Figura 6. (1) Espécimes com fratura próxima à garra ou (2) visivelmente deteriorados.

Avaliando os valores médios obtidos na Tab. 2, não é possível obter uma relação sobre a quantidade de energia fornecida ao fio (3J, 5J ou 6,5J) com o número de ciclos até sua ruptura e somente com a realização de mais ensaios seria possível discutir sobre a tendência dos resultados. Além disso, acrescentam-se os pontos da média do número de ciclos até a ruptura do fio para cada carga de impacto sobre o diagrama da Fig. 7, disponível em de Camargo et al. (2016). Esse diagrama relaciona o número de ciclos para ruptura (log N) com a força mínima de carregamento, expressa em %YBL, frente à fadiga.

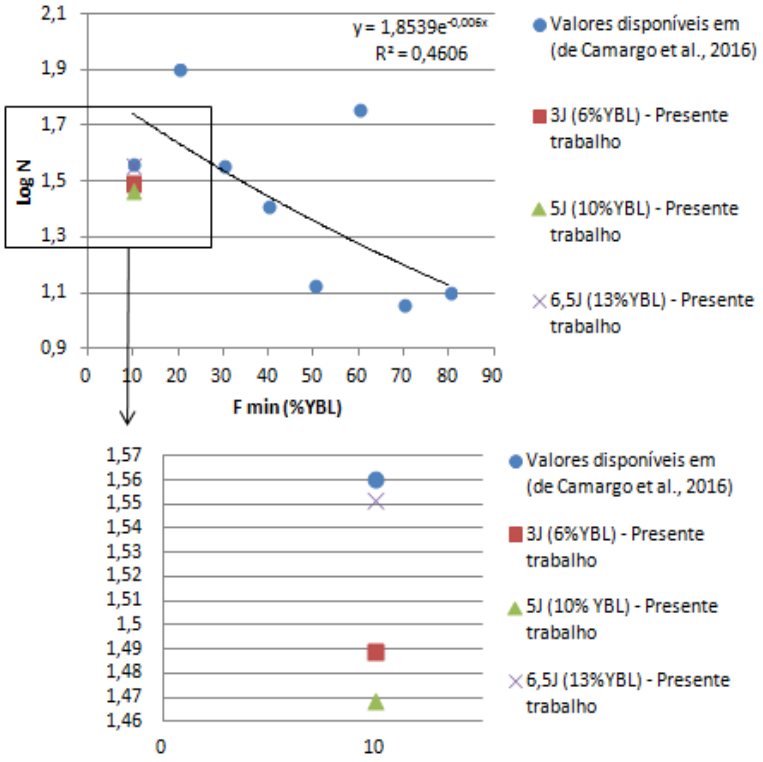


Figura 7. Vida útil do fio de poliéster frente à fadiga e quando for submetido ao impacto e em seguida à fadiga.

Em referência à Fig. 7, é possível notar que os pontos acrescentados ao diagrama estão abaixo do ponto da média do número de ciclos para a ruptura do fio frente à fadiga, nos limites de carregamento de 10%-90% YBL. Logo, os resultados obtidos são esperados, uma vez que a energia absorvida pelo espécime no carregamento de impacto deva causar danos ao material, como por exemplo, fraturas internas.

3.2 Efeitos do impacto no alongamento do fio

Juntamente aos ensaios para determinar o limite de ruptura do material, dados relativos ao seu alongamento máximo são coletados para que sejam comparados aos obtidos quando o fio falhar somente por impacto. Verifica-se que uma energia potencial por volta de 6,5J, o que corresponde a uma carga aproximada de 13%YBL solta a 300 mm de altura, é suficiente para causar a falha do fio. Logo, um conjunto de dez amostras é submetido a essa condição e uma escala utilizada para obter o alongamento do fio em ruptura. Resultados comparando o estiramento dos fios durante os testes de tração e ensaios dinâmicos são mostrados na Tab. 3. Como esperado, observa-se que as amostras tendem a alongar consideravelmente menos em ruptura quando a carga aplicada é abrupta devido a uma dissipação menor de energia comparando a uma carga aplicada na forma quase estática.

Tabela 3. Alongamento máximo nos testes de impacto e de tração.

Alongamento máximo para ruptura	
Tração	57,52 mm
Impacto (13%YBL)	51,60 mm

4. CONCLUSÃO

O presente trabalho mostra uma avaliação preliminar sobre as consequências de uma carga vertical súbita na capacidade do multifilamento de poliéster para resistir a uma carga cíclica de carregamento, que varia entre 10% YBL e 90%YBL, através da comparação de resultados obtidos em ensaios aos disponíveis na literatura para o material virgem. Como esperado, verifica-se que uma carga de impacto aproximada de 6%,10% ou 13% da carga de ruptura do fio é suficiente para provocar a redução na resistência à fadiga do multifilamento de poliéster.

A respeito do alongamento máximo do fio de poliéster, é possível perceber que os testes de tração conduzem a um alongamento maior, que pode ser explicado basicamente, pelo comportamento viscoelástico do material, que durante a carga de impacto não possui tempo suficiente para dissipar a energia potencial, por exemplo, na forma de energia térmica. Ademais, é interessante notar que uma carga repentina por volta de 13% da carga de ruptura do material é suficiente para levar a ruptura por impacto do fio, sendo consideravelmente baixa, de modo que precauções devem ser tomadas nas operações com cordas de amarração produzidas em poliéster.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Banfield, S.J., Flory, J.F., Hearle, J.W.S. and Overington, M.S., 1999. "Comparison of fatigue data for polyester and wire ropes relevant to deepwater moorings." 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering Proceedings.

Bosman, R.L., 1996. “On the origin of heat build-up in polyester ropes”. OCEANS'96. MTS/IEEE. Prospects for the 21st Century. Conference Proceedings. Vol . 1, pp. 332-338.

Chimisso, G.E.F., 2011. “The past, the present and the future of policab: the challenge of synthetic mooring ropes anchorages pre-salt petroleum basin, in Brazil”. 10th Youth Symposium on Experimental Solid Mechanics, 2011, Germany.

de Camargo, F.V, Guilherme, C.E.M. and Stumpf, F.T., 2016. “Development of fatigue diagrams of synthetic yarns applied to mooring ropes”. 15th Youth Symposium on Experimental Solid Mechanics, 2016, Italy.

Huang, W., Liu, H., Lian, Y. and Li, L., 2013. “Modeling nonlinear creep and recovery behaviors of synthetic fiber ropes for deep-water moorings”. Applied Ocean Reserarch, Vol. 39, pp. 113-120.

Pfarrius, J.D., Duarte, E.J. and Chimisso, G.E.F., 2007. “Theoretical and Exprimental Modeling of a Socket Sandwich for Use in Tension Tests of Synthetic Ropes”. 6th Youth Symposium on Experimental Solid Mechanics, 2007, Servia.

6. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

CARACTERIZAÇÃO GEOTÉCNICA DO FUNDO LAGUNAR ENTRE RIO GRANDE E SÃO LOURENÇO DO SUL (RS)

Bruna Sá Britto Valério[1], Antônio Marcos de Lima Alves[2], José Antônio Scotti Fontoura[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: brunasabritto@yahoo.com.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Laboratório de Geotecnia e Concreto – EE
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
*e-mail: antonioalves@furg.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande - FURG
Laboratório de Engenharia Costeira - EE
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
*e-mail: josefontoura@furg.br

RESUMO

O objetivo deste trabalho é descrever os resultados de uma campanha de investigações geotécnicas, com base em 19 amostras retiradas do leito da Lagoa dos Patos, entre as cidades de Rio Grande e São Lourenço do Sul (RS). Esta saída de camp, aconteceu em fevereiro de 2014, com o auxílio da lancha Larus (FURG), e foi uma parceria entre a FURG (Laboratório de Engenharia Costeira - LEC) e a UFRJ (Laboratório de Dinâmica de Sedimentos Coesivos - LDSC). As amostras foram coletadas entre as curvas isobatimétricas de 2,50 a 14,40 metros de profundidade, através de amostrador de fundo do tipo "box corer". Os sedimentos foram submetidos a ensaios de caracterização básica (teor de umidade, em 19 amostras; moldagem de anel para obtenção de índices físicos, em 15 amostras; ensaio de granulometria por peneiramento e sedimentação, em 19 amostras; peso específico real dos grãos, em 19 amostras; limites de Atterberg, em 18 amostras), e ensaios de palheta de laboratório (em 19 amostras). Com os resultados dos ensaios de caracterização básica, foi organizado um banco de dados bastante amplo, contendo parâmetros descritivos e de comportamento geomecânico dos solos presentes nos pontos amostrados. Este banco de dados pode ser útil no apoio em projetos de engenharia, bem como no subsídio a estudos sobre o transporte de sedimentos em regiões lagunares.

1. INTRODUÇÃO

A caracterização das superfícies e subsuperfícies rasas de áreas submersas (rios, reservatórios, lagos, zonas costeiras e plataforma continental interna) são de suma importância para diversas aplicações em engenharia e em gerenciamento de recursos naturais (Souza, 2006). Algumas destas aplicações são: estudos relacionados ao transporte de sedimentos e à interação entre ondas e o leito imerso, projetos de engenharia relacionados à dragagem e instalação

de dutos submarinos, assim como para avaliação de segurança da navegação, e aplicações militares (enterramento de objetos).

Em geral, a caracterização de sedimentos (superficiais ou profundos) presentes em leitos imersos é especialmente desafiadora, dadas as complexas condições ambientais que podem reinar (ondas, ventos, marés, lâmina d´água), e a pequena compacidade ou consistência dos sedimentos superficiais nestas regiões.

A escolha dos processos de amostragem a serem adotados e dos tipos de ensaio a serem realizados depende do ambiente em que os sedimentos se encontram, e dos parâmetros de comportamento que se deseja medir. Além disso, os métodos de amostragem e ensaios utilizados em zonas emersas muitas vezes têm de ser adaptados (ou mesmo descartados) para a investigação de áreas imersas.

Em relação à caracterização geotécnica de sedimentos imersos, dispõe-se de métodos diretos de investigação, como amostragem e ensaios in-situ (Weaver e Schultheiss, 1990) e métodos indiretos, como os métodos geofísicos (Souza, 2006). Em face do alto custo e da frequente baixa representatividade dos métodos diretos de investigação, os ensaios geofísicos têm bastante aplicabilidade nos ambientes costeiros e oceânicos (Preston et al., 1999, Davis et al., 2002). Porém, mesmo tais métodos geofísicos (geralmente acústicos, como o sonar de varredura lateral) precisam ser calibrados com dados reais do leito imerso, para serem confiáveis (Bulla e Hartmann, 2009).

Segundo Randolph et al. (2005), os ensaios de caracterização básica que devem ser realizados em laboratório, visando aplicações em geotecnia marinha e lagunar, são: teor de umidade, peso específico seco, peso específico real dos grãos, granulometria, limites de Atterberg e teor de carbonatos. Ensaios de caracterização mais sofisticados, como difração de raios-X e microscopia eletrônica, também podem ser empregados.

Com o intuito de coletar amostras e obter dados de: velocidade de corrente, batimentria, turbidez da água e densidade, para a caracterização do fundo lagunar em questão, uma saída de campo foi realizada. Com o auxílio da lancha Larus (FURG), foram coletadas 19 amostras superficiais de fundo lagunar, entre as cidades de Rio Grande e São Lourenço do Sul (RS). A coleta aconteceu através de uma parceria entre a FURG (Laboratório de Engenharia Costeira - LEC) e a UFRJ (Laboratório de Dinâmica de Sedimentos Coesivos - LDSC), em fevereiro de 2014. As amostras foram coletadas através de amostrador de fundo do tipo “box corer”, e foram armazenadas e posteriormente submetidas a ensaios de caracterização básica e ensaio de palheta no Laboratório de Geotecnia e Concreto - FURG.

2. LOCAL DE ESTUDO

O local de estudo está compreendido entre as cidades de Rio Grande e São Lourenço do Sul (RS), no interior da Lagoa dos Patos. As amostras foram extraídas entre 2,50 e 14,40 metros de profundidade. Na Figura 1, encontram-se os locais onde foram obtidos os tubos amostrais.

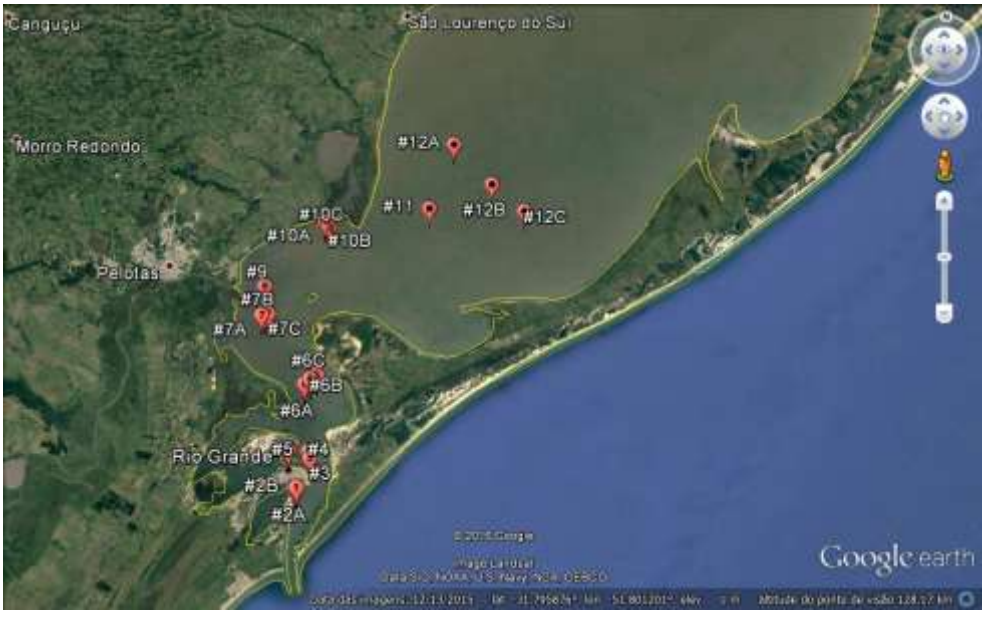


Figura 1. Localização dos pontos de amostragem entre as cidades de Rio Grande e São Lourenço do Sul (Fonte: Google Earth).

As coordenadas geográficas de cada ponto encontram-se expostas na Tab. 1.

Tabela 1. Coordenadas geográficas e profundidades de lâmina d'água nos pontos de amostragem (Rio Grande - São Lourenço do Sul).

Amostra	Profundidade (metros)	Coordenadas geográficas	
		Latitude (Sul)	Longitude (Oeste)
#2A	7,70	32º4'55"	52º5'20"
#2B	14,40	32º4'59"	52º5'31"
#6A	2,50	31º56'42"	52º5'35"
#6B	5,40	31º56'17"	52º5'6"
#6C	4,00	31º55'55"	52º4'30"
#7A	2,70	31º51'14"	52º10'26"
#7B	5,80	31º51'7"	52º10'5"
#7C	2,80	31º51'7"	52º9'47"
#9	5,00	31º48'47"	52º10'26"
#10A	3,90	31º42'54"	52º5'13"
#10B	8,50	31º43'19"	52º4'48"
#10C	3,40	31º43'30"	52º4'41"
#11	5,70	31º41'17"	51º54'58"
#12A	5,70	31º35'24"	51º52'59"
#12B	6,00	31º38'49"	51º48'54"
#12C	6,10	31º41'2"	51º45'32"
Bacia Porto Novo #03	10,20	32º2'35"	52º4'23"
Bacia Porto Novo #04	9,50	32º2'6"	52º4'34"
Bacia Porto Novo T#05	8,80	32º2'6"	52º4'30"

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. Amostragem

Nesta investigação geotécnica, todas as amostras foram coletadas com amostrador de fundo "box corer" (tipo Ekman). As dimensões da caixa eram 250 mm x 250 mm x 250 mm. O peso do equipamento vazio era de 76 kg, com possibilidade de usar lastro adicional de até 120 kg (Fig. 2).

Figura 2. Amostrador de fundo "box corer", tipo Ekman.

A operação para extração das amostras foi feita a partir da lancha Larus (FURG), através de guincho e cabo de aço. A lâmina d'água operacional somente foi limitada pela velocidade de corrente, uma vez que correntes de grande magnitude podem vir a tombar o amostrador, impedindo assim seu fechamento.

Após o recolhimento do amostrador, o procedimento (repetido em todas as amostras) consistia em introduzir vagarosamente no centro da amostra um tubo de PVC, com 75 mm de diâmetro e 250 mm de comprimento. O tubo com a subamostra era fechado com uma tampa de PVC e lacrado com fita adesiva (para evitar a perda de umidade). Era feita uma marca em forma de seta no tubo, indicando o seu topo e a base da amostra (Fig. 3).

Figura 3. Subamostra do ponto #2b.

Os 19 tubos com as subamostras foram armazenados em câmera úmida, até o momento de abertura e realização dos ensaios no Laboratório de Geotecnia e Concreto - FURG.

3.2. Ensaios de laboratório

O primeiro ensaio realizado nas subamostras foi o ensaio de palheta de laboratório. Para tal, a subamostra era aberta, e a parte superior do tubo PVC era serrada, se necessário, para possibilitar o alcance do equipamento de palheta na superfície da amostra (Fig. 4). O ensaio de palheta de laboratório seguiu o procedimento indicado por Head (1982), tendo por resultado a resistência ao cisalhamento não drenada (Su) do sedimento, medida a 6,3 cm abaixo da superfície.

Figura 4. Ensaio de palheta de laboratório na Subamostra #7c.

Após a realização do ensaio de palheta, as subamostras foram cuidadosamente extraídas dos tubos de PVC. Uma certa quantidade de material, localizado na profundidade de realização do ensaio de palheta, era reservado para determinação do teor de umidade. Se a amostra apresentasse consistência adequada, um anel era moldado logo abaixo da profundidade do ensaio de palheta, para determinação do peso específico natural (admitindo-se que não ocorreu amolgamento da amostra).

Durante este processo, observou-se em algumas amostras a presença marcante de conchas, que poderiam interferir no resultado dos demais ensaios de caracterização. Assim, a fim de evitar a influência da presença de conchas nos ensaios subsequentes, as mesmas foram retiradas manualmente das amostras antes da realização dos ensaios de granulometria, peso específico real dos grãos e limites de Atterberg. Na Fig. 5 é mostrada a fotografia de uma amostra com presença de conchas.

Figura 5. Conchas presentes na Subamostra #12c.

Após a moldagem do anel, as amostras foram submetidas aos seguintes ensaios de caracterização básica:

a. Análise granulométrica, segundo os procedimentos da ABNT NBR 7181 (1988);
b. Determinação do peso específico real dos grãos, através do ensaio de picnômetro, segundo os procedimentos da ABNT NBR 6508 (1984);
c. Determinação do limite de liquidez, segundo os procedimentos da ABNT NBR 6459 (1984);
d. Determinação do limite de plasticidade, segundo os procedimentos da ABNT NBR 7180 (1984).

4. RESULTADOS DOS ENSAIOS

4.1. Composição granulométrica

A distribuição granulométrica dos sedimentos, composta pelos resultados dos ensaios de peneiramento e sedimentação, permitiram definir as frações percentuais de argila ($\phi \leq 0{,}002$ mm), silte ($0{,}002 < \phi \leq 0{,}06$ mm) e areia ($0{,}06 < \phi \leq 2{,}0$ mm) de uma determinada amostra (sendo ϕ o diâmetro do grão), conforme ABNT NBR 6502/1995. A Tab. 2 apresenta os valores obtidos para o conjunto de amostras em estudo.

Tabela 2. Percentuais de argila, silte e areia.

Amostra	Profundidade (metros)	Argila (%)	Silte (%)	Areia (%)
#2A	7,70	58	20	22
#2B	14,40	63	23	14
#6A	2,50	32	16	52
#6B	5,40	43	23	34
#6C	4,00	26	9	65
#7A	2,70	38	22	40
#7B	5,80	45	19	36
#7C	2,80	20	6	74
#9	5,00	42	18	40
#10A	3,90	20	4	76
#10B	8,50	26	10	64
#10C	3,40	20	6	74
#11	5,70	37	23	40
#12A	5,70	57	30	13
#12B	6,00	54	34	12
#12C	6,10	48	38	14
Bacia Porto Novo #3	10,20	62	26	12
Bacia Porto Novo #4	9,50	58	24	18
Bacia Porto Novo T#05	8,80	55	19	26

De uma forma geral, observa-se que as amostras coletadas mais ao sul (#2A, #2B, Bacia Porto Novo #3, #4 e T#05) tendem a apresentar uma maior quantidade de sedimentos finos, pois além do estuário o ambiente de deposição se apresenta com velocidade moderada, o que propícia a sedimentação da fração argilosa (Antiqueira & Calliari, 2005). As amostras coletadas em lâminas d´água mais espessas também tendem a apresentar maior quantidade de finos, uma tendência já observada por Calliari (1980).

4.2. Limites de Atterberg, índice de plasticidade e umidade

A Tab. 3 destaca os valores obtidos para o limite de liquidez (LL), limite de plasticidade (LP), índice de plasticidade (IP=LL-LP) e teor de umidade abaixo do ponto do ensaio de palheta (h).

Tabela 3. Limites de Atterberg, índice de plasticidade e umidade da amostra.

Amostra	LL (%)	LP (%)	IP (%)	h (%) abaixo do vane
#2A	65	45	20	170,73
#2B	71	34	37	258,17
#6A	35	19	16	51,72
#6B	48	27	21	110,54
#6C	29	19	10	49,41
#7A	52	24	28	134,47
#7B	53	24	29	312,65
#7C	PA	PA	x	30,02
#9	40	22	18	74,24
#10A	22	12	10	41,72
#10B	35	16	19	100,22
#10C	32	16	16	64,56
#11	39	25	14	58,81
#12A	57	30	27	254,65
#12B	66	24	42	132,00
#12C	67	29	38	171,57
Bacia Porto Novo #3	73	44	29	212,23
Bacia Porto Novo #4	62	39	23	216,43
Bacia Porto Novo T#05	51	31	20	202,16

Durante a execução dos ensaios para determinação dos limites de Atterberg, somente uma amostra (#7C) não foi submetida ao ensaio, pois a quantidade de sedimento era insuficiente para a realização dos ensaios (PA), de acordo com as exigências nas normas ABNT NBR 6459 (1984) e ABNT NBR 7180 (1984).

4.3. Índices físicos

A Tab. 4 mostra os resultados obtidos em medições do peso específico real dos grãos (γ_s), peso específico natural (γ_{nat}), peso específico natural seco (γ_d) e índice de vazios (e).

Tabela 4. Índices físicos.

Amostra	γs (kN/m³)	γnat (kN/m³)	γd (kN/m³)	e
#2A	24,62	12,79	16,98	0,93
#2B	25,18	11,47	18,79	1,20
#6A	26,53	17,05	22,29	0,56
#6B	25,77	14,27	20,29	0,81
#6C	26,85	17,16	22,56	0,56
#7A	26,45	13,85	21,33	0,91
#7B	28,75	10,71	23,19	1,68
#7C	25,84	x	x	x
#9	24,96	15,84	20,46	0,58
#10A	26,07	x	x	x
#10B	26,28	15,14	22,65	0,74
#10C	25,73	16,47	22,18	0,56
#11	24,09	x	x	x
#12A	23,80	11,80	18,31	1,02
#12B	25,05	13,22	20,20	0,90
#12C	25,49	x	x	x
Bacia Porto Novo #3	25,18	12,53	17,49	1,01
Bacia Porto Novo #4	23,91	12,22	17,20	0,96
Bacia Porto Novo T#05	25,00	12,28	19,09	1,04

O índice de vazios (e) e o peso específico natural seco (γ_d) foram calculados a partir dos demais índices medidos (umidade, γ_s e γ_{nat}). Vale ressaltar que a medida do peso específico natural (γ_{nat}), a partir da moldagem de um anel, pode ter sido prejudicada em alguns casos, devido ou à consistência muito mole da amostra, ou à presença muito acentuada de conchas.

4.4. Resistência ao cisalhamento

Na Tab. 5 são mostrados os resultados do ensaio de palheta de laboratório, em termos da resistência ao cisalhamento não drenada (Su) de cada amostra.

Tabela 5. Resistência ao cisalhamento.

Amostra	Su (kPa)
#2A	3,86
#2B	1,38
#6A	4,96
#6B	3,58
#6C	5,24
#7A	2,69
#7B	0,83
#7C	3,31
#9	5,24
#10A	9,65
#10B	2,90
#10C	5,79
#11	1,93
#12A	2,76
#12B	3,03
#12C	3,86
Bacia Porto Novo #3	1,93
Bacia Porto Novo #4	1,93
Bacia Porto Novo T#05	1,38

5. SÍNTESE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Na Fig. 6 é mostrada a tradicional carta de plasticidade de Casagrande, relacionando os valores de limite de liquidez e índice de plasticidade das amostras em estudo.

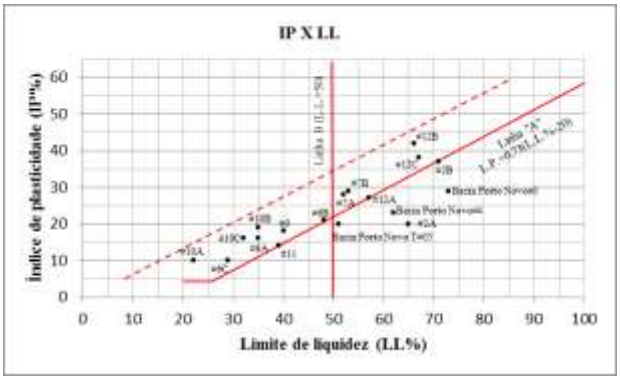


Figura 6. Carta de plasticidade de Casagrande.

Através da carta de plasticidade, é possível observar que grande parte das amostras está localizada acima da linha A, o que indica presença importante de argila. Entretanto, quatro amostras se situaram abaixo da linha A, que é um indicativo da presença de siltes ou argilas orgânicas. Oito pontos amostrais se situaram à esquerda da linha B, o que evidencia solos de baixa compressibilidade e de baixa a média plasticidade. No entanto, alguns sedimentos ficaram localizados à direita da linha B, sendo, portanto caracterizados como argilas de alta plasticidade.

Na Fig. 7 mostra-se a relação entre o índice de plasticidade (IP) e a porcentagem de argila de cada amostra.

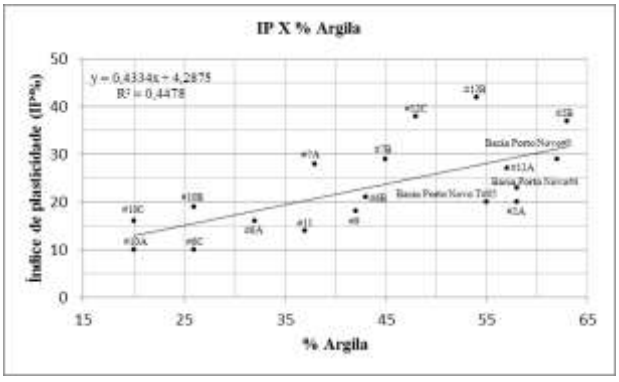


Figura 7. Índice de plasticidade versus % Argila.

Pode-se observar que quanto mais elevado o percentual da fração argilosa do sedimento maior será o índice de plasticidade.

Através dos gráficos das Figs. 8, 9 e 10, pode-se observar que a resistência ao cisalhamento (S_u) tende a decrescer com o aumento da umidade, com o aumento da porcentagem de argila, e com o aumento do índice de plasticidade da amostra. Além disso, porcentagens de argila, umidade e IP elevados estão diretamente conectados a sedimentos localizados à direita da linha B, na carta de plasticidade de Casagrande.

Figura 8. Resistência ao cisalhamento versus Umidade no ponto abaixo do vane.

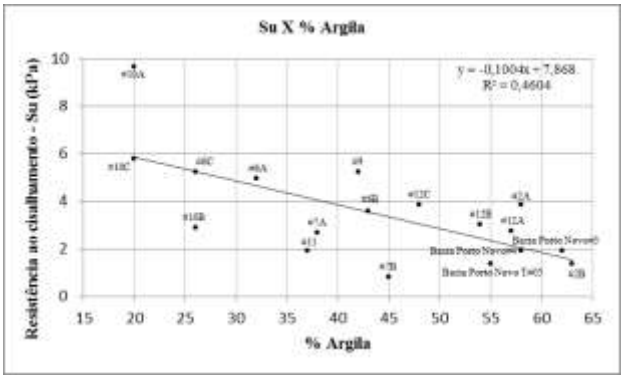


Figura 9. Resistência ao cisalhamento versus % Argila.

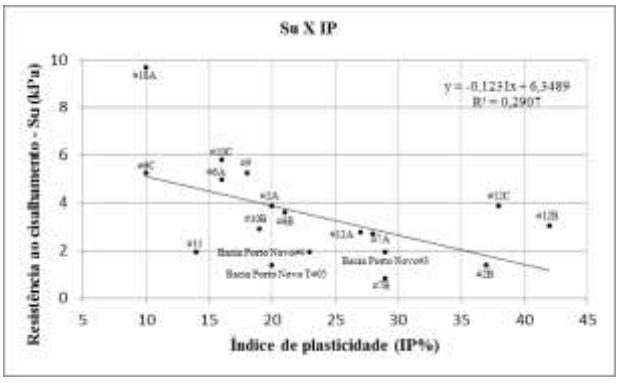


Figura 10. Resistência ao cisalhamento versus IP.

Observando ainda os gráficos das Figs. 8, 9 e 10, fica evidente a presença de um ponto anômalo (#10A). Esse ponto fugiu da tendência dos demais, devido ao fato de apresentar inúmeras conchas no ponto onde foi executado o ensaio de palheta, portanto influenciando fortemente o resultado de Su.

No gráfico da Fig. 11 são apresentados os resultados da relação entre Su e o índice de atividade coloidal (Ia), razão entre o índice de plasticidade (IP) e o percentual de argila da amostra.

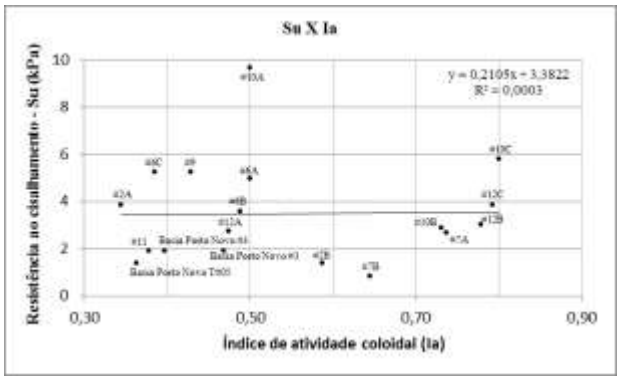


Figura 11. Resistência ao cisalhamento versus % Ia.

A maioria das amostras apresentou um índice de atividade coloidal inferior a 0,75, o que caracteriza solos inativos (indicativo de argila 1:1). Ainda, observa-se neste gráfico o ponto anômalo (#10A), já discutido anteriormente.

6. CONCLUSÃO

Na Figura 12 mostra-se o mapa geral para o fundo da Lagoa dos Patos proposto por Marroig (2015), bem como os pontos amostrais do presente estudo. O trabalho de Marroig (2015) utilizou os dados de hidrodinâmica, sísmica e granulometria obtidos nesta saída de campo para caracterizar o transporte de lama na Lagoa dos Patos, e para determinar a rugosidade de fundo, ela compilou as informações de granulometria de diversos mapas de distribuição granulométrica do fundo da Lagoa dos Patos, existentes na literatura. Observa-se uma boa concordância entre os resultados compilados por Marroig (2015) e os do presente estudo, o que pode ser atestado pelos dados mostrados na Tabela 2. Em geral, nota-se que as amostras coletadas mais ao Sul tendem a apresentar maiores percentuais de sedimentos finos (silte e argila). Também nota-se que as amostras mais próximas às margens da Lagoa tendem a apresentar textura mais arenosa, devido o elevado nível energético que provoca a retirada e a impossibilidade de deposição dos sedimentos finos (Antiqueira & Calliari, 2005).

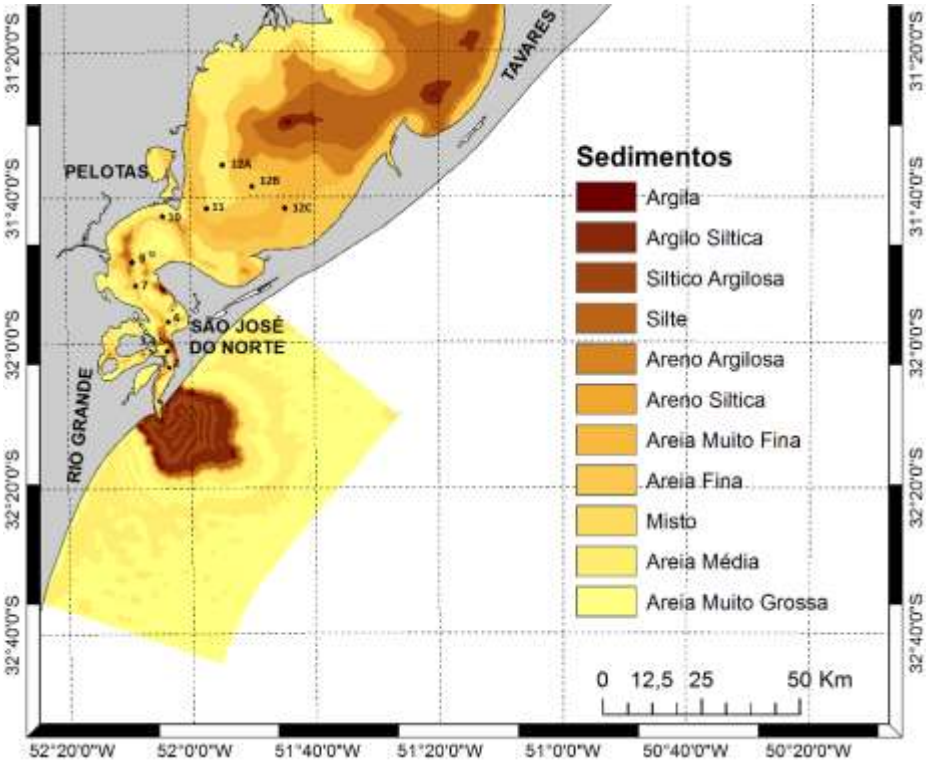


Figura 12. Mapa de distribuição granulométrica para a Lagoa dos Patos (Modificado de Marroig, 2015).

O banco de dados resultante do presente estudo acrescenta às tradicionais medidas de granulometria, resultados de caracterização geotécnica básica e medidas de resistência ao cisalhamento de amostras do fundo lagunar entre Rio Grande e São Lourenço do Sul (RS). Espera-se que este banco de dados possa contribuir no meio técnico, de forma a acrescentar conhecimento em relação às caracteristicas dos sedimentos lagunares superficiais.

7. AGRADECIMENTOS

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (Capes) pelo apoio financeiro e ao prof. Cezar Bastos, do Laboratório de Geotecnia e Concreto da FURG, pela disponibilidade do espaço físico e instrumentos necessários à realização dos ensaios.

8. REFERÊNCIAS

Antiqueira, J. A. F. & Calliari, L. J. (2005). Características Sedimentares da Desembocadura da Laguna dos Patos, *Gravel*, No. 3, p. 39-46.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1984). Solo - Análise Granulométrica, NBR 7181, Rio de Janeiro, 13 p.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1984). Solo - Determinação do Limite de Liquidez, NBR 6459, Rio de Janeiro, 6 p.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1984). Solo - Determinação do Limite de Plasticidade, NBR 7180, Rio de Janeiro, 3 p.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1984). Solo - Determinação da Massa Específica, NBR 6508, Rio de Janeiro, 8 p.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1995). Solo e Rochas, NBR 6502, Rio de Janeiro, 18 p.

Bulla, L.A.S., Hartmann C. (2009). Aplicação do *QTC SIDEVIEW* na Classificação de Sedimentos através de Imagens de Sonar de Varredura Lateral, num Trecho do Canal São Gonçalo, RS, Brasil, *Gravel*, Vol. 7, No. 1, p. 19-30.

Calliari, L., et al. (1980). Características sedimentológicas e fatores ambientais da região estuarial da Lagoa dos Patos, *XXXI Congresso Brasileiro de Geologia*, Vol. 2, p. 862-875.

Davis, A., Haynes, R., Bennell, J., Huws, D. (2002). Surficial Seabed Sediment Properties Derived from Seismic Profiler Responses, *Marine Geology*, Vol. 182, p. 209-223.

Head, K.H. (1982). *Manual of Soil Laboratory Testing*, Vol. 2, Pentech Press, London, 454 p.

Marroig, P.C. (2015). Transporte de Lama Fluida no Complexo Estuárino de Rio Grande - RS, Dissertação de Mestrado, Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia (COPPE), Universidade Federal do Rio de Janeiro, 137 p.

Preston, J.M., Collins, W.T., Mosher, D.C., Poeckert, R.H., Kuwahara, R.H. (1999). The Strength of Correlations between Geotechnical Variables and Acoustic Classifications, *OCEANS´99 MTS/IEEE Conference*, Seattle, Vol. 3, p. 1123-1128.

Randolph, M.F., Cassidy, M., Gourvenec, S. (2005). Challenges of Offshore Geotechnical Engineering, *XVI International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Osaka, Vol. 1, p. 123-176.

Souza, L.A.P. (2006). Revisão Crítica da Aplicabilidade dos Métodos Geofísicos na Investigação de Áreas Submersas Rasas, Tese de Doutorado, Instituto Oceanográfico, Universidade de São Paulo, 311 p.

Weaver, P.P.E., Schultheiss, P.J. (1990). Current Methods for Obtaining, Logging and Splitting Marine Sediment Cores, *Marine Geophysical Researches*, Vol. 12, p. 85-100.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores Bruna Sá Britto Valério, Antônio Marcos de Lima Alves, José Antônio Scotti Fontoura são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING
Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

AN APPROACH TO OPTIMISE THE SELECTION OF LNG CARRIERS PROPULSION SYSTEM

Marques, C.H.[1], Belchior, C.R.P.[2], Caprace, J.-D.[2]

[1] Federal University of Rio Grande – FURG (currently at UFRJ)
School of Engineering
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
*e-mail: cristoferhood@oceanica.ufrj.br
[2] Federal University of Rio de Janeiro – UFRJ/COPPE
Department of Naval and Ocean Engineering
Avenida Horácio Macedo, 2030, CP. 68508, Ilha do Fundão, Rio de Janeiro, RJ, Brazil

ABSTRACT

Marine transport of natural gas, mostly in its liquid phase, is of growing importance in the global energy markets. The fleet of liquefied natural gas carriers is thereby increasing and being upgraded to enhance its performance. Since there is no well defined procedure about how to perform the selection of the propulsion system considering the peculiarities of this kind of vessel, this work intended to fill this gap. In other words, the present article aimed to propose an approach so that one could perform the optimised selection of liquefied natural gas carriers propulsion system mainly concerning financial aspects. Firstly, some fundamentals about liquefied natural gas and its transport were presented followed by reasons why the traditional steam turbine propulsion plant was abandoned and dual-fuel diesel engines have been applied instead. Then, a list of criteria was discussed and studies that inspired this work were summarised. A case study of a ship with cargo capacity of 174,000 m³ operating between Lake Charles and Tokyo Bay via Panama Canal has been selected. Owing to this route and environmental rules, the ship has to travel at three different levels of service speed unlike ordinary ones, which usually keep a steady speed throughout voyage. Maximising the net present value of the project is the objective function that is intended to be achieved by optimising eleven variables regarding synthesis, design and operation of the propulsion system. Finally, it is suggested that this work may assist marine engineers and shipowners to design and outline the operation of liquefied natural gas carriers.

Keywords: *optimisation, dual-fuel diesel engine, marine propulsion, low-speed diesel engine, LNG carrier, propulsion selection.*

1. INTRODUCTION

LNG carriers are specialised ships designed to transport liquefied natural gas (LNG). They are fitted with insulated double-hulled tanks, designed to contain the cargo slightly above atmospheric pressure at a cryogenic temperature without any means of external refrigeration. An average LNG carrier presents tank capacity about 160,000 m^3 and typically, the storage tanks operate at 0.3 bar_g with a design pressure of 0.7 bar_g and a negative

temperature around -169°C. LNG presents typically a density between 430 and 470 kg/m³, depending on its composition and state. Composition of LNG is predominantly (CH_4) and smaller fractions of ethane (C_2H_6), propane (C_3H_8), butane (C_4H_{10}) and nitrogen (N_2) (Mokhatab et al., 2014).

Despite the high degree of insulation, it is impossible to avoid the heat transfer from the surroundings to the cargo, hence some vapourisation will be always present. That evaporated LNG is called boil-off gas (BOG) and its evaporation rate is called boil-off rate (BOR), which is generally about 0.10 to 0.15% in volume per day, depending on the thermal insulation system (Mokhatab et al., 2014). Vapourisation induces an increase in pressure in the tank, such that a certain amount of the vapour phase should be taken out of the tank to avoid dangerous overpressure. Usually, this outlet gas flow is used as fuel by the propulsion system of the ship to reduce its main fuel consumption (Miana et al., 2010).

For many years steam propulsion plants were practically an exclusive option for LNG carriers due to its capability to burn the unavoidable BOG directly in the power boiler. However, advances in the design of dual-fuel diesel engines, shipboard BOG re-liquefaction plants and marine gas turbines, provide meaningful alternatives to the traditional steam power plant. The gas turbine power plants present low weight and volume, flexibility, capability to burn BOG and efficiency higher than steam turbine power plants. On the other hand, its low redundancy, its low efficiency in sea level and its high fuel consumption, as well as the fact of being a relatively untried technology for the commercial ships make it a still unsure option. Hence, diesel engine power plants are currently the most interesting alternative, such that propulsion systems based on slow speed two-stroke diesel engines driving fixed pitch propellers with onboard re-liquefaction system have been used successfully in large LNG carriers (Gilmore et al., 2005).

When conventional fuel prices are higher than LNG price, the operational expenditure (OPEX) of propulsion systems that are unable to use BOG as fuel is increased. Moreover, regarding environmental controls, conventional fuels are not as clean as BOG. Thus, an option to overcome these drawbacks is to apply dual-fuel diesel engines. They are compression ignition engines capable to work burning ordinary liquid fuels (diesel mode) or gaseous fuels (gas mode). During diesel mode these engines work as a conventional diesel engine, burning fuels such as marine gas oil (MGO), marine diesel oil (MDO) and heavy fuel oil (HFO). In gas mode though, they burn essentially a gaseous fuel and only a little fraction of liquid pilot fuel is required to start the combustion process (Woodyard, 2009). Thus, it is noticeable that this sort of engine holds three kinds of specific fuel consumption: specific fuel oil consumption (SFOC), specific gas consumption (SGC) and specific pilot oil consumption (SPOC). The former occurs in diesel mode operation whilst the others occurs in gas mode.

Since the prime mover is usually operated until the end of the ship's lifetime, its selection is one of the major steps in merchant ship building projects. The importance of each selection criterion differs from one to another ship type but the factors that influence the selection can be classified overall into two categories: technical aspects, such as noise, vibration, emissions, size, weight and efficiency; and financial aspects, which are summarised by capital expenditures (CAPEX) and OPEX. Although a complete criteria list for choosing main machinery is given by Watson (2002) and many considerations are presented by Lamb (2003), Bulut et al. (2015) defined six major selection criteria. Based on interviews with a group of technical experts and managers of selected shipping companies, the author highlighted: power, acquisition cost, fuel consumption, maintenance, majority in existing merchant fleet and damage history of model.

Power is on the top of the list because the engine needs to be capable to provide enough power to satisfy the ship's operational profile. Acquisition cost is considered one of the major indicators of the financial feasibility of a project because it represents about 10% of the total cost of a new building project. Another significant indicator of financial feasibility is fuel consumption. Maintenance attributes, in turn, can divide into two considerations: firstly, how easy it can be performed and secondly, how much it costs. Majority in existing merchant fleet, or common practice, is an important aspect once whether a specific model and brand of diesel engine is frequently preferred, this may denote the superiority of that model in overall circumstances. A similar indicator is the damage history of the model, or reliability, which illustrates its structural and mechanical hardness in the practical life.

Selecting a suitable propulsion engine model to meet optimally the power demands of a given project dictates attention from the marine engineer. The anticipated load range and the influence that operating conditions are likely to have along the ship's lifetime must be taken into account. Thus, in order to install the necessary propulsion power, the marine engineer needs details about the ship's resistance, as well as the matching propeller-ship, load and the delivered engine power including margins (Woud and Stapersma, 2013). In other words, one needs to obtain the engine's brake power and speed at the specified maximum continuous rating point (SMCR), which is the operational point of maximum power at the maximum speed required in continuous operation of the engine. Therefore, the present paper aims to propose an approach to optimise the selection of LNG carrier propulsion systems concerning financial aspects.

2. STATE OF THE ART

Next are summarised the four main papers that inspired the authors for the present work.

Michalski (2007) performed an algorithmic method for determining optimum values of propulsion system parameters in cases where hull resistance and service speed of the ship significantly varies during operation. This work had as objective function to minimise fuel costs by optimising service speed and propeller parameters for a route divided in three parts: deep-water part, shallow-water part and channels.

Dimopoulos and Frangopoulos (2008a) proposed a method for marine energy system optimisation with respect to synthesis of components, their design characteristics and the operation mode during the mission of an LNG carrier fitted with gas turbines, heat recovery steam generators and steam turbines. The objective function in this case was the maximisation of the net present value (NPV) of the investment for three different trading routes.

MAN Diesel & Turbo (2014) presented a machinery concepts comparison of modern LNG carriers to show the most suitable propulsion solution among those supported by itself. Arrangements with conventional slow speed two-stroke diesel engines driving either fixed or controllable pitch propellers with onboard BOG re-liquefaction were compared against arrangements without re-liquefaction plant. CAPEX and OPEX were analysed and the results were compared by using the NPV method. This study was carried out for three different ship capacities and taking into account three price ranges of LNG and HFO.

Lu et al. (2015) conducted a study focused on the development of a ship operational performance prediction model for voyage optimisation towards energy efficient shipping. The model can be used to select the optimum route for minimum fuel consumption taking into consideration average ship speed, encountering sea states and voyage time. In order to predict the added resistance caused by wave and wind, a modified method based on Kwon (2008) was developed.

3. CASE STUDY

In order to illustrate the suitability of the methodology, a case study of an actual LNG carrier with cargo capacity of 174,000 m³ operating between Lake Charles and Tokyo Bay via Panama Canal has been proposed. Figure 1 shows the great circle route between the two ports (about 17117 km) and the applied grid system. Twenty waypoints were placed on the route and thereby nineteen tracks were created. The ship keeps a different operational profile regarding service speed and fuel to burn depending on the stage of the route. Its maximum service speed must not exceed 12.0 kts between waypoints 1 and 5, as well as 19 and 20; 16.0 kts between waypoints 5 and 11, as well as 18 and 19; and 19.0 kts between waypoints 11 and 18. Cleaner fuels, such as MGO and BOG, must be burnt between waypoints 1 and 5, as well as 19 and 20 whilst over the rest of the route either MDO or HFO can be used. Irrespective of fuel profile, additional BOG may be produced by a forcing process whether it is necessary and any surplus may be burnt in a gas combustion unit (GCU). Furthermore, the ship travels in laden from Lake Charles to Tokyo Bay and returns in ballast.

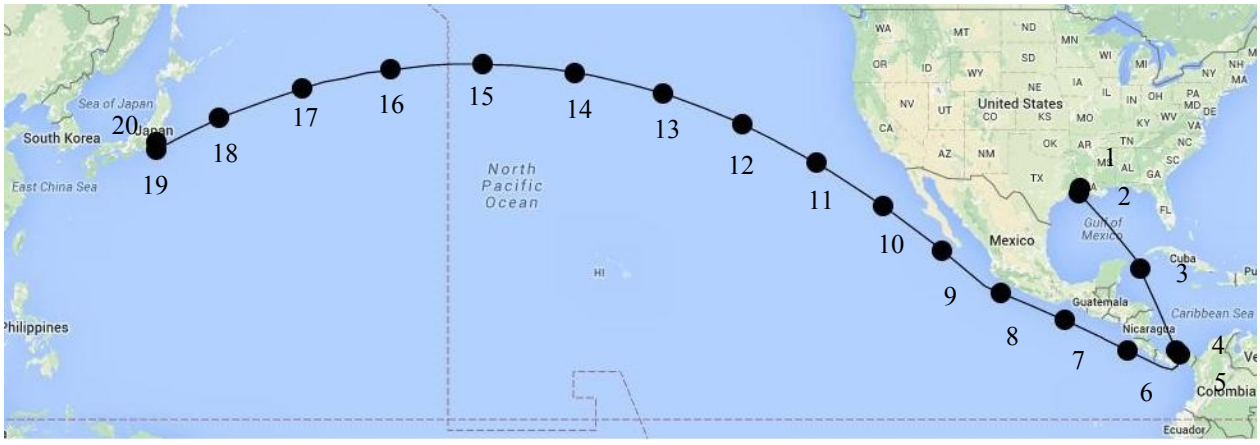


Figure 1. Discretization of the route from Lake Charles to Tokyo Bay via Panama Canal.

Figure 2 illustrates a scheme of the ship's propulsion plant type wherein electricity is generated separately. Each engine drives a fixed pitch propeller providing propulsion power whilst generators are responsible for keep the electric energy of the shipboard network. There is a BOG compression system that provides it at specified pressure to

feed engines and generators. The existence of a re-liquefaction plant is not an obligation once BOG can be completely burnt by engines, generators and GCU in a combined manner.

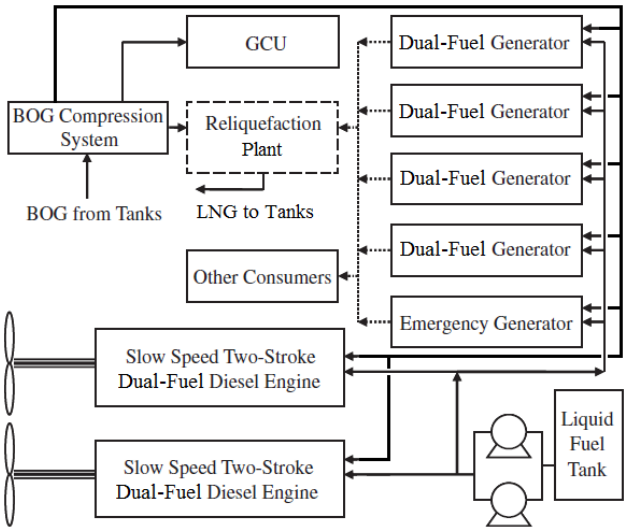


Figure 2. Direct drive propulsion plant scheme (adapted from Chang et al. (2008)).

4. METHODOLOGY

The proposed method consists basically in maximising the NPV by following sequentially the twelve steps shown in Fig. 3. However, this flow diagram must be executed iteratively in order to optimise the synthesis of components, their design characteristics and the operational profile. Herein, synthesis of components refers to the condition of the propulsion system to hold one or two main engines, each one driving one propeller, and the existence of shipboard re-liquefaction. The components' design characteristics refers to the propeller geometry and the engine specifications. Finally, the operational profile refers to the service speed and the fuel to be applied for each part of the journey.

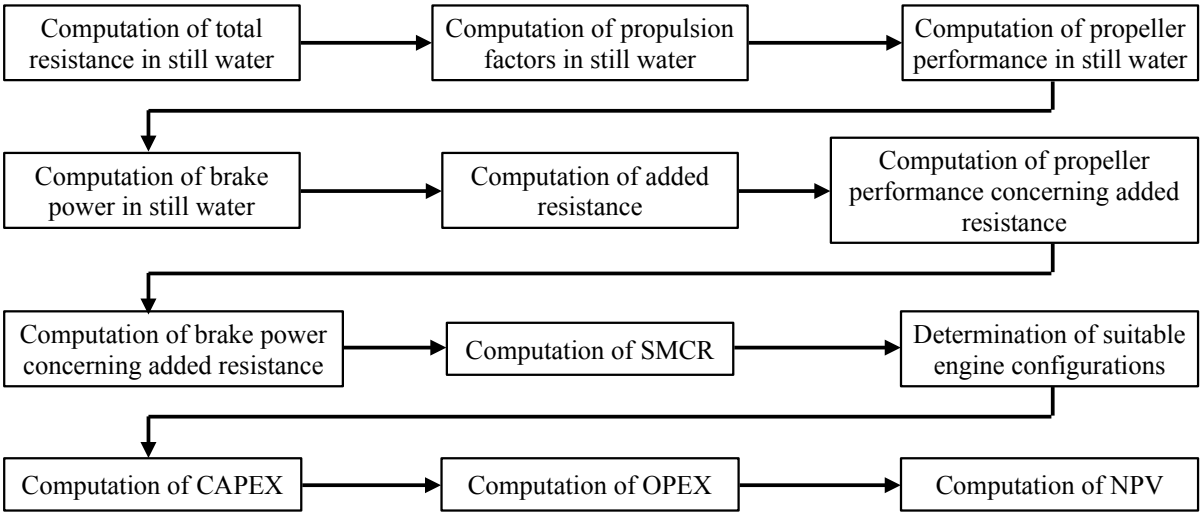


Figure 3. Flow diagram of the proposed optimised selection method.

4.1 Computation of total resistance and propulsion factors in still water

According to Carlton (2007), many approaches can be used to compute total ship resistance and propulsion factors in still water. The usual approach whenever algebraic models are required is the well-known Holtrop-Mennen model, defined in Holtrop and Mennen (1982), as well as in Holtrop (1984), which is a statistical power prediction

method based on a regression analysis of random model experiments and full-scale test data. Based on geometric parameters and service speed, this model provides an approximated value of total hydrodynamic resistance, as well as mean wake fraction and thrust deduction coefficients, besides relative rotative efficiency. The Holtrop-Mennen model consists simplifiedly in solve the following equation:

$$R_T = R_F\left(1+k_1\right) + R_{APP} + R_W + R_B + R_{TR} + R_A \tag{1}$$

Where R_T is total resistance, R_F is frictional resistance (according to the ITTC-1957 formula), $1+k_1$ is the form factor of the hull, R_{APP} is appendage resistance, R_W is wave resistance, R_B is additional pressure resistance of bulbous bow near the water surface, R_{TR} is additional pressure resistance due to transom immersion and R_A is the model-ship correlation resistance.

4.2 Computation of propeller performance

Over the years there have been a considerable number of standard series propellers tested in many establishments around the world and those most commonly used by propeller designers and analysts are referenced in Carlton (2007). Nevertheless, Wageningen B-screw series, also known as Troost series, is perhaps the most extensive and widely used propeller series as declared by the latter author. Thus, interpolation polynomials deduced from open water tests and published in Oosterveld and Ossannen (1975) may be applied to compute either propeller torque and thrust or Reynolds number effect regarding this series. The non-dimensional torque (K_Q) and thrust (K_T) coefficients, as well as open water propeller efficiency (η_O), for Reynolds number value of $2\cdot10^6$ may be calculated as follows:

$$K_Q = \sum_{n=1}^{47} C_n \left(J\right)^{s_n} \left(P/D\right)^{t_n} \left(A_E/A_O\right)^{u_n} \left(Z\right)^{v_n} \tag{2}$$

$$K_T = \sum_{n=1}^{39} C_n \left(J\right)^{s_n} \left(P/D\right)^{t_n} \left(A_E/A_O\right)^{u_n} \left(Z\right)^{v_n} \tag{3}$$

$$\eta_O = \frac{1}{2\pi}\frac{K_T J}{K_Q} \tag{4}$$

Where C, s, t, u and v are constant coefficients, J is the advance ratio, P/D is the pitch ratio, A_E/A_O is the blade-area ratio and Z is the blade number of the propeller.

4.3 Computation of brake power

Calculating brake power (P_B) is a common procedure for marine engineers (Woud and Stapersma, 2013; Carlton, 2007; Schneekluth and Bertram, 1998) and it is based on the following equation:

$$P_B = \frac{P_E}{\eta_O \eta_R \eta_H \eta_{TRM}} \tag{5}$$

Where P_E is effective power, η_O is the propeller open water efficiency, η_R is relative rotative efficiency, η_H is hull efficiency (function of wake fraction and thrust deduction coefficients) and η_{TRM} is transmission efficiency.

4.4 Computation of added resistance

Owing to the occurrence of rough weather during voyages, the resistance changes and affects the behaviour of the vessel. In order to predict the added resistance, semi-empirical approaches (Lu et al., 2015) are more suitable than others more complexes in the present case. The Kwon's added resistance model (Kwon, 2008) is an approximate method for predicting speed loss of a displacement type ship due to added resistance in weather conditions (irregular waves and wind). The advantage of this method is that it is easy and practical to use once it is based on the computation of service speed in rough weather (V_{rw}) through the following equation:

$$V_{rw} = V_{sw}\left(1 - \frac{C_\beta C_U C_{form}}{100}\right) \tag{6}$$

Where V_{sw} is service speed in still water (neither wind nor waves), C_{β} is a direction reduction coefficient, C_U is a speed reduction coefficient and C_{form} is a ship form coefficient.

In order to calculate these coefficients it is necessary to know some parameters related to weather, such as weather direction angle with respect to the ship's bow and Beaufort Number. The first is assumed to be the same as wind direction (surface waves) whilst the second is a number used to represent a range of wave heights and sea conditions, which can be taken as a function of the wind speed at a height of 10 m above sea level (Schneekluth and Bertram, 1998). Hence, it is necessary to obtain the wind components at this height over the route so that Kwon's model can be applied. Therefore, the dataset from the dataserver monthly means of daily means provided by the European Centre for Medium-Range Weather Forecasts (ECMWF, 2016) could be used to download data regarding years 2013, 2014 and 2015, for instance. Figure 4 illustrates the wind speed intensity (irrespective of direction) in December 2015 for the map region of interest. Being the scale given in m/s, one may notice speeds from under 2 up to 13 m/s, depending on the latitude and longitude coordinates. Thus, with aid of a geographic information system (Conrad et al., 2015) wind data over the route could be collected and an average wind speed and direction would be calculated.

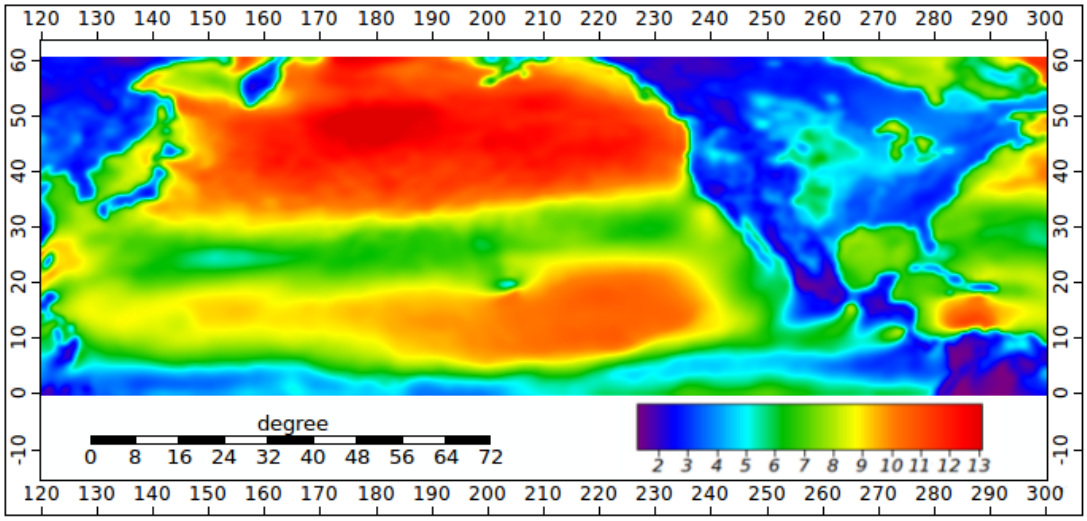


Figure 4. Topology of average wind speed in December 2015.

4.5 Computation of SMCR

Calculating SMCR is also a common procedure for marine engineers (Woud and Stapersma, 2013; Carlton, 2007; Schneekluth and Bertram, 1998) and it is based on the following equation:

$$SMCR = P_B \frac{SM}{EM} \tag{7}$$

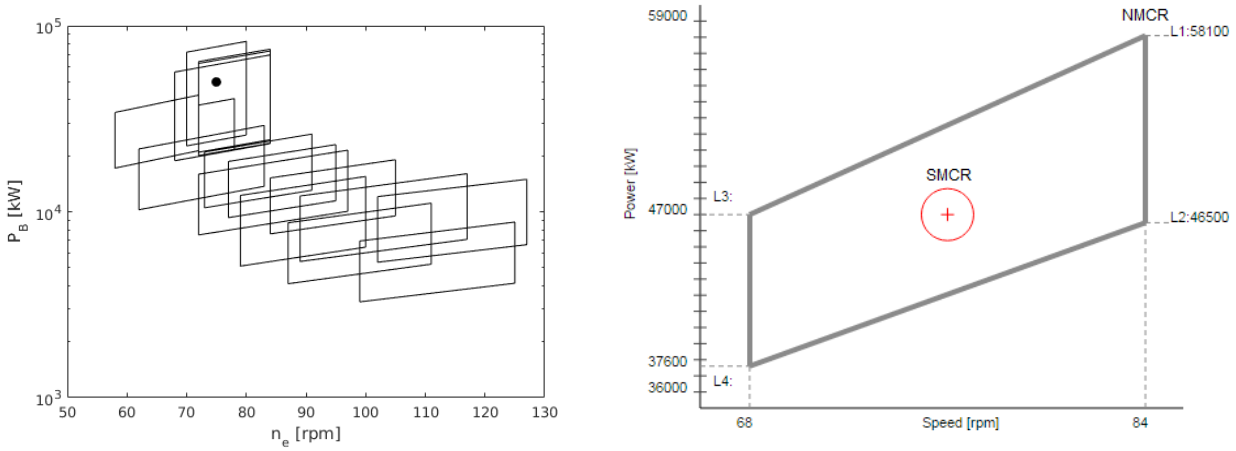
Where SM is service margin and EM is engine margin. The first aims to relate trial condition to service condition whilst the second aims to make the engine to operate below its nominal maximum continuous rating (NMCR) for the majority of the time.

Often the trial condition is the same as the towing tank condition, that is, the ship is clean and usually unloaded, as well as calm seas and deep water are assumed. Accordingly, SM includes effects of fouling, displacement, sea state and water depth.

4.6 Determination of suitable engine configurations

The first step on engine selection is obtaining the layout diagram of the entire engine programme from most manufacturers and placing the SMCR point on it to know which engines are able to supply the required power and speed. Figure 5(a) was set up by using data from MAN Diesel & Turbo (2015) and shows layout diagrams of marine dual-fuel low-speed diesel engines, besides a SMCR of 75 rpm and 50 MW. Next step is determining how many cylinders are necessary through detailed information about each engine. Depending on the number of cylinders, every engine also owns a layout diagram wherein the ratio of power and speed can be selected. An engine layout

diagram is limited by an envelope that defines the area where nominal maximum firing pressure is available for the selection of SMCR. That is to say, it is limited by two lines of constant mean effective pressure, L1-L3 and L2-L4, and by two constant engine speed lines, L1-L2 and L3-L4, wherein L1 refers to the NMCR. Figure 5(b) illustrates the engine layout diagram of the engine 10S90ME-C9.5-GI and the points SMCR and NMCR.



(a) (b)

Figure 5. (a) Engine layout diagrams of dual-fuel low-speed diesel engines; (b) Engine layout diagram of the engine 10S90ME- C9.5-GI (adapted from MAN Diesel & Turbo, 2015).

4.7 Computation of CAPEX

Among CAPEX, acquisition costs of main engine, propeller, shaft and re-liquefaction plant are of main interest. Nevertheless, obtaining cost and related data is not easy, as engines manufacturers regard this information confidential for their competitors. Hence, Watson (2002) decided to use weight as the estimating parameter once it has the advantage that it applies to almost all components of ship cost. The author reached a curve of weight-related cost that includes materials, labour and overheads, given in US $/t, versus machinery weight, in tonnes, as shown in Fig. 6. Being the costs given on a 1993 basis, a correction concerning inflation becomes necessary. In this sense, with respect to oil and gas field machinery and equipment manufacturing, the producer price index industry data may be applied (BLS, 2016).

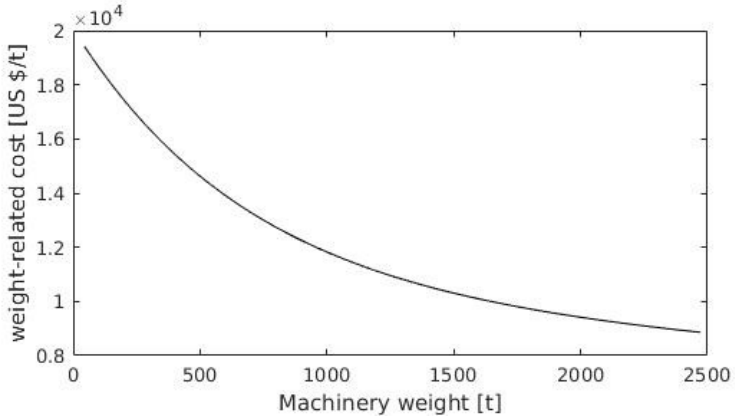


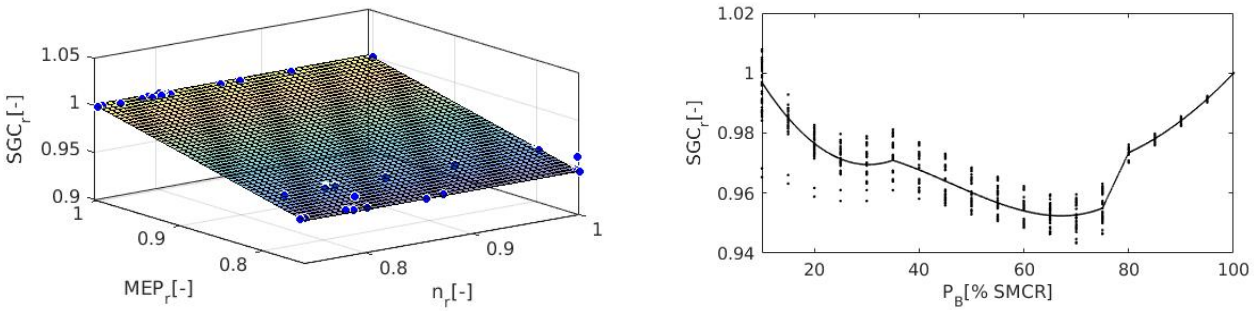
Figure 6. Approximate costs of machinery per tonne.

In order to use this curve it is firstly needed to achieve the mass of each machinery component. Engine mass could be quite easily found in catalogues whilst propeller mass could not because of their practically endless number of configurations. In this sence, the equations provided by Schneekluth and Bertram (1998) could be utilised. These relate mass to basic characteristics of propellers and can be used for normal manganese bronze propellers.

4.8 Computation of OPEX

The most representative measures of OPEX for the present work are fuel costs and BOG re-liquefaction costs, in case of onboard re-liquefaction plant, or costs related to loss of LNG cargo due to its evaporation, in case of no re-liquefaction. Computing fuel consumption, knowing fuel unit costs and LNG unit costs is thereby essential to carry out the OPEX estimation. To succeed this assessment, it was developed a particular methodology to estimate specific fuel consumptions whilst the latter ones may be taken respectively from websites as BI (2016) and EIA (2016).

A simple polynomial approach was firstly applied to estimate the specific fuel consumptions on the SMCR point and then the specific fuel consumptions for the engine operating in part load. The first is dependent on the position of the SMCR point in the engine layout diagram, that is, it is a function of mean effective pressure and engine speed whilst the second, considering the propeller law (Woud and Stapersma, 2013), is a function of brake power. Thus, by normalising mean effective pressure (MEP_r), engine speed (n_r) and specific fuel consumptions in relation to the NMCR for a series of engines, surfaces as the one illustrated in Fig. 7(a) were performed regarding $SFOC_r$, SGC_r and $SPOC_r$. Likewise, by a normalisation related to the SMCR for the same series of engines, curves as the one illustrated in Fig. 7(b) were performed as well. By using this approach, it is possible to approximate the specific fuel consumptions for every engine, irrespective of the SMCR position, only by knowing its specific fuel consumption in the NMCR point.



(a) (b)

Figure 7. (a) Fitted surface of relative specific gas consumption on the SMCR point; (b) Fitted curve of relative specific gas consumption.

In addition to the aforementioned, it is also indispensable to estimate the BOR to compute either BOG re-liquefaction costs or costs related to loss of LNG cargo due to its evaporation. Although there are quite detailed dynamic BOG models, as the one developed by Dimopoulos and Frangopoulos (2008b), a simpler one is to consider constant BOR (MAN Diesel & Turbo, 2014).

4.9 Computation of NPV

In this calculation each cash inflow/outflow is discounted back to its present value and summed afterwards, as stated in Eq. (8). In other words, incomes and expenditures are calculated over the assumed ship's lifetime and the final sum must be positive for the investment to be profitable at the assumed discount rate. In case of alternatives are being compared, the best is the one resulting the largest sum.

$$NPV = \sum_{y=1}^{t} \frac{F_y}{(1+i)^y} - CAPEX \tag{8}$$

Where y is time of cash flow, t is total time of project, i is discount rate and F_y is net cash flow, given by the difference between incomes and OPEX.

4.10 Optimisation

The objective function of the optimisation is to maximise the NPV, which is dependent on the synthesis, design and operation of the propulsion system. The synthesis concerns the number of propellers (Z_p), which is the same of engines, and the usage or not of a re-liquefaction plant. The design concerns the propeller geometry, namely diameter (D), pitch ratio (P/D), blade-area ratio (A_E/A_O) and number of blades (Z), as well as the engine designation, namely

identification (ID) and number of cylinders (Z_c). The operation of the propulsion, in turn, concerns the service speeds during the voyage (V_{Sa}, V_{Sb} and V_{Sc}) and the fuel profile (FP) to be adopted.

In order to find the best operational profile, four fuel profiles were defined as follows:

FP_a - Burning MGO where is necessary, otherwise HFO, such that all BOG is reliquefied.

FP_b - Burning BOG where is necessary, otherwise HFO, such that only remaining BOG is reliquefied.

FP_c - Burning BOG in laden, HFO in ballast and MGO where is necessary, such that only remaining BOG is reliquefied.

FP_d - Burning only BOG during the entire voyage, such that there is no re-liquefaction plant and remaining BOG is burnt in a GCU.

Table 1 presents the variables for the three levels of optimisation and sorts each one in continuous or discrete, as well as addresses their limiting values. It is worth to notice that six variables are continuous and five are discrete, as well as engine holds only discrete variables unlike both propeller and operation, which additionally keep continuous variables. Furthermore, some constraints currently under study will be also considered in subsequent works.

Table 1. Optimisation variables and their limits.

Propeller Variables				Engine Variables		Operational Variables			
Continuous	Limits	Discrete	Limits	Discrete	Limits	Continuous	Limits	Discrete	Limits
D [m]	6.0 – 8.5	Z [-]	2 – 7	ID [-]	1 – 16	V_{Sa} [kts]	10 – 12	FP	1 – 4
P/D [-]	0.5 – 1.4	Z_p [-]	1 – 2	Z_c [-]	5 – 12	V_{Sb} [kts]	12 – 16		
A_E/A_O [-]	0.30 – 1.05					V_{Sc} [kts]	16 – 19		

Figure 8 illustrates the basic flow diagram of the proposed optimisation procedure. As shown, the procedure starts by estimating eight independent variables about propeller geometry, number of propellers and service speeds. Then computations in still water followed by computations in the selected weather are accomplished to reach the SMCR brake power and engine speed. Therewith, it is possible to determine which engines match the propeller and consecutively the NPV is calculated for every engine-propeller matching and fuel profile. By executing a simple search the other three dependent variables, namely combination of engine and fuel profile, which maximise the NPV, are found considering the independent variables as steady ones. Thus, a new estimate about independent variables is taken and the procedure is performed repeatedly until the convergence is reached.

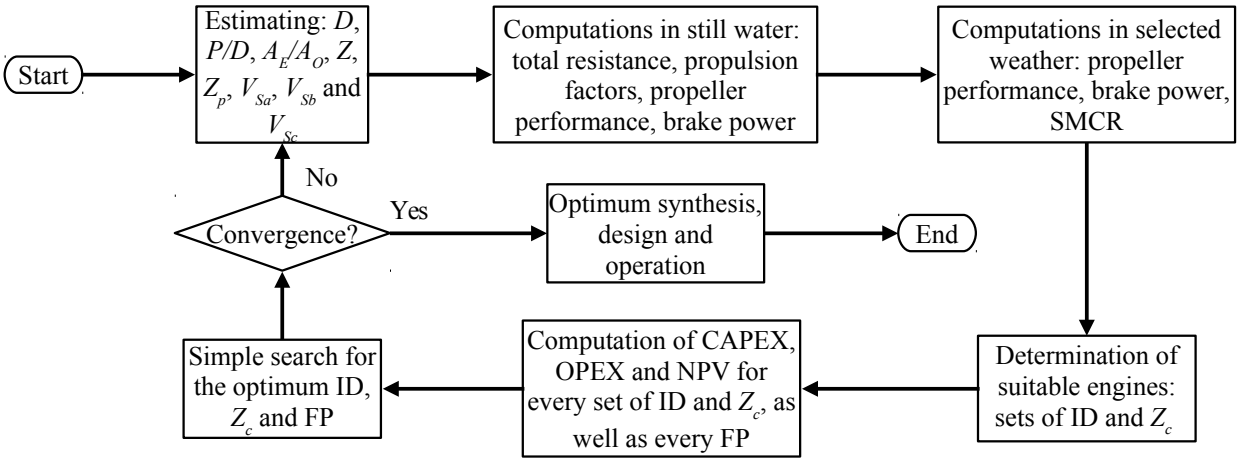


Figure 8. Basic flow diagram of the iterative optimisation procedure.

Optimisation problems that arise in energy systems design often have several features that hinder the use of many optimisation techniques. These optimisation problems have non-continuous mixed variable definition domains, are heavily constrained, are multimodal (have many local optima) and, foremost, the functions used to define the engineering optimisation problem are often computationally intensive. In this case, it is preferred to utilise some evolutionary and stochastic methods as Genetic Algorithms, Differential Evolution, Particle Swarm and Simulated Annealing for instance. In this sense, a study about optimisation based on evolutionary and social metaphors applied in energy systems was carried out in Dimopoulos and Frangopoulos (2008c). Since the present study is in progress, a decision about the optimisation method to be applied has still not been made.

5. CONCLUSION

In this paper, a model to optimise the selection of LNG carriers propulsion system towards synthesis, design and operation, as well as the needed models, has been presented. The proposed procedure was developed based on a particular study case of a ship that has to accomplish three different service speeds, instead of only one as usually happens. As could be seen, six continuous and five discrete variables, including engine, propeller and operational ones, should be optimised to maximise the net present value of the project. However, the optimisation algorithm is responsable to optimise only eight independent variables whilst the rest are dependent ones and thereby they are optimised by simple search. Finally, it is suggested that this work may assist marine engineers and shipowners to design and outline the operation of liquefied natural gas carriers.

6. REFERENCES

BI. Bunker Index, available: http://www.bunkerindex.com/, accessed: July 2016.

BLS. Bureau of Labor Statistics, available: http://data.bls.gov/timeseries/PCU333132333132, accessed: June 2016.

Bulut, E., Duru, O. and Koak, G., 2015. "Rotational priority investigation in fuzzy analytic hierarchy process design: An empirical study on the marine engine selection problem". Applied Mathematical Modelling, Vol. 39, pp. 913 – 923.

Carlton, J.S., 2007. Marine Propellers and Propulsion. Butterworth-Heinemann, Oxford.

Conrad, O., Bechtel, B., Bock, M., Dietrich, H., Fischer, E., Gerlitz, L., Wehberg, J., Wichmann, V., and Boehner, J. 2015. System for Automated Geoscientific Analyses (SAGA) v. 2.1.4. Geosci. Model Dev., 8, 1991-2007.

Dimopoulos, G.G. and Frangopoulos, C.A., 2008a. "Synthesis, Design and Operation Optimization of the Marine Energy System for a Liquefied Natural Gas Carrier". International Journal of Thermodynamics, Vol. 11, No. 4, pp. 203 – 211.

Dimopoulos, G.G. and Frangopoulos, C.A., 2008b. "A Dynamic Model for Liquefied Natural Gas Evaporation During Marine Transportation". International Journal of Thermodynamics, Vol. 11, No. 3, pp. 123 – 131.

Dimopoulos, G.G. and Frangopoulos, C.A., 2008c. "Optimisation of energy systems based on Evolutionary and Social metaphors". Energy, Vol. 33, pp. 171 – 179.

ECMWF. ERA Interim, available: http://apps.ecmwf.int/datasets/data/interim-full-moda/levtype=sfc/, accessed: June 2016.

EIA. Independent Statistics and Analyses, available: https://www.eia.gov/, accessed: July 2016.

Gilmore, R., Hatzigrigoris, S., Mavrakis, S., Spertos, A. and Vordonis, A., 2005. "LNG Carrier Alternative Propulsion Systems". SNAME—Greek Section in 17 February.

Holtrop, J. and Mennen, G.G.J., 1982. "An approximate power prediction method". International Shipbuilding Progress, Vol. 29, pp. 166 – 170.

Holtrop, J., 1984. "A statistical re-analysis of resistance and propulsion data". International Shipbuilding Progress, Vol. 31, pp. 272 – 276.

Kwon, Y.J., 2008. "Speed loss due to added resistance in wind and waves 3". Naval Architecture, Vol. 3, pp. 14 – 16.

Lamb, T., 2003. Ship Design and Construction. Sheridan Books, Chelsea.

Lu, R., Turan, O., Boulougouris, E., Banks, C. and Incecik, A., 2015. "A semi-empirical operational performance prediction model for voyage optimization towards energy efficient shipping". Ocean Engineering, Vol. 110, pp. 18 – 28.

MAN Diesel & Turbo, 2014. LNG Carriers with ME-GI Engine and High Pressure Gas Supply System. Denmark.

MAN Diesel & Turbo. Computerised engine application system-engine room dimensioning (CEAS-ERD), available: http://marine.man.eu/two-stroke/ceas, accessed: December 2015.

Miana, M., del Hoyo, R., Rodrigálvarez, V., Valdés, J.R. and Llorens, R., 2010. "Calculation models for prediction of Liquefied Natural Gas (LNG) ageing during ship transportation". Applied Energy, Vol. 87, pp. 1687–1700.

Michalski, J.P., 2007. "A method for selection of parameters of ship propulsion system fitted with compromise screw propeller". Polish Maritime Research, Vol. 14, pp. 3 – 9.

Mokhatab, S., Mak, J.Y., Valappil, J.V. and Wood, D.A., 2014. Hand Book of Liquefied Natural Gas. Gulf Professional, Oxford.

Oosterveld, M.W.C. and Ossannen, P. van., 1975. "Further computer-analysed data of the Wageningen B-screw series". International Shipbuilding Progress, Vol. 22, pp. 3 – 14.

Schneekluth, H. and Bertram, V., 1998. Ship Design for Efficiency and Economy. Butterworth-Heinemann, Oxford.

Watson, D.G.M., 2002. Practical Ship Design. Elsevier, Oxford.

Woodyard, D., 2009. Pounder's Marine Diesel Engines and Gas Turbines. Butterworth-Heinemann, Oxford.

Woud, H.K. and Stapersma, D., 2013. Design of Propulsion and Electric Power Generation Systems. IMarEST, London.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

INFLUÊNCIA DO TEOR DE FINOS DAS AREIAS NO COEFICIENTE DE CAPILARIDADE DAS ARGAMASSAS DE CAL EXPOSTAS AO AMBIENTE MARINHO.

Flávia Costa de Mattos[1], Margarete Regina Freitas Gonçalves[2]

[1]Universidade Federal de Pelotas
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais
Rua Gomes Carneiro nº1-Campus Porto, Pelotas, RS, Brasil
e.mail:fcmattos@vetorial.net
[2]Universidade Federal de Pelotas
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais
Rua Gomes Carneiro nº1-Campus Porto, Pelotas, RS, Brasil
e.mail:margareterfg@gmail.com

RESUMO

As areias através da distribuição granulométrica, natureza mineralógica e textura superficial exercem grande influência no desempenho das argamassas, tanto no estado fresco como no endurecido, repercutindo na durabilidade dos revestimentos expostos ao ambiente marinho. Este estudo foi realizado com diferentes amostras de areias, sendo todas quartzosas, comercializadas no município do Rio Grande-RS em que após a caracterização física e mineralógica, foram produzidas três famílias de argamassas de cal hidratada tipo CH-II na proporção 1:3, em volume, mantendo-se a mesma relação água/material seco em 18%. No estado fresco foi obtido o índice de consistência (flow-table) e a densidade de massa. Para a análise no estado endurecido, foram moldados corpos de prova prismáticos 4x4x16 cm e após 28 dias foram realizados os ensaios de densidade de massa e absorção por capilaridade. Os resultados indicam que a argamassa produzida com o agregado que apresentou o maior percentual da fração de finos (passante na peneira #75 µm) foi a que melhor atendeu os requisitos de trabalhabilidade e densidade de massa no estado fresco e endurecido, proporcionando maior empacotamento das partículas e menor coeficiente de capilaridade.

1. INTRODUÇÃO

Para Tristão (2005) as areias são consideradas sedimentos não consolidados e oriundos de diversos depósitos sedimentares, em que a formação geológica e os minerais presentes nas rochas propiciam o entendimento de suas propriedades. As propriedades texturais são as inerentes aos grãos isolados como tamanho, expresso na distribuição granulométrica, arredondamento e esfericidade, textura superficial e composição mineralógica.

As areias utilizadas nas argamassas, sob a forma de agregado miúdo, apresentam papel fundamental no comportamento global da pasta, facilitando as reações químicas de carbonatação e distribuindo, uniformemente, eventuais efeitos de retração.

Segundo Santos et al. (2015) o desempenho dos revestimentos de argamassa depende da sua microestrutura, que está relacionada com diversos aspectos além da proporção do traço, tais como o tipo de aglomerante, a natureza mineralógica e granulometria do agregado e, os procedimentos de aplicação e cura.

A adequada proporção e o diâmetro dos materiais particulados contribuem para reduzir os vazios resultantes do arranjo granulométrico espacial, promovendo o adequado empacotamento das partículas (Cincotto et al., 2012).

A compacidade das argamassas apresenta íntima ligação com a distribuição granulométrica e a forma dos grãos, visto que relaciona a quantidade e a dimensão dos espaços vazios, devendo os vazios maiores serem preenchidos com partículas menores e assim sucessivamente, refletindo na quantidade de ligante e de água a serem utilizados, conduzindo a diminuição do fenômeno de retração (Castro e Pandolfelli, 2009).

De fato, quanto mais elevado for o volume de vazios a ser preenchido pela pasta aglomerante maior o potencial de retração da argamassa, neste sentido, Carasek (2007) apresenta a relação das areias quanto à distribuição granulométrica e retração plástica, em que a distribuição contínua apresenta maior empacotamento dos grãos e, consequentemente, menor retração conforme Fig. 1.

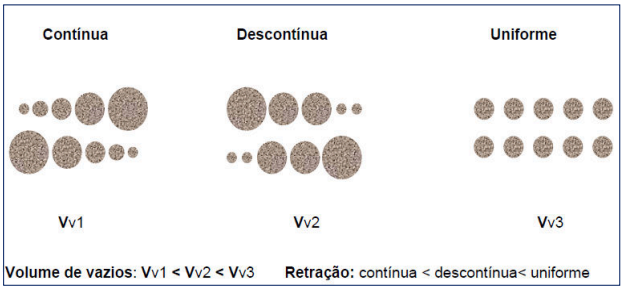


Figura 1. Classificação das areias quanto à distribuição granulométrica e sua influência na retração plástica.

A composição granulométrica (distribuição dos grãos) influencia o desempenho das argamassas, apresentando reflexos no estado fresco através da trabalhabilidade, no consumo dos alglomerantes e de água. No estado endurecido, a repercussão é percebida na resistência mecânica, permeabilidade, porosidade e na reação química de carbonatação.

Silva e Campiteli (2006) observaram que o coeficiente de capilaridade das argamassas de cal é fortemente influenciado, de forma positiva, pela adição do teor de finos dos agregados. Resultado semelhante foi obtido por Oliveira et al. (2013) quando analisaram a adição de agregados finos de vidro, com redução significativa deste coeficiente com maior percentual de finos.

Para Margalha et al. (2007) a mistura das areias mais finas com as mais grossas torna a porcentagem de volume de vazios mais adequada, melhorando algumas características importantes das argamassas no estado endurecido, podendo os finos transmitir uma melhor coesão e maior trabalhabilidade.

De acordo com Lanas e Alvarez (2003) o tipo e formato do agregado miúdo influencia na resistência mecânica, sendo que os agregados calcários angulosos apresentam maior resistência. Também, as argamassa que utilizam estes agregados proporcionam maior quantidade de poros médios e grandes, facilitando o processo de carbonatação e evitando a retação durante o processo de cura.

Recena (2014) quando trata da água capilar, ressalta que no processo de cura, a saída da água das argamassas se dá pela formação de uma rede capilar e de sua interligação, que ajuda no processo de carbonatação, mas que pelos mesmos canais que a água sai esta poderá retornar carreando, neste processo, agentes agressivos responsáveis pela degradação da pasta e, consequentemente, do revestimento.

Em geral, a utilização de areias está vinculada a uma determinada região que, por uma questão de proximidade, torna o material mais econômico, como é o caso da cidade do Rio Grande, RS, que utiliza areia extraída de regiões das cidades de Pelotas e Cristal. Por esta razão, as características específicas das areias são muitas vezes ignoradas.

Assim, no presente estudo se analisou as areias abundantemente comercializadas no município de Rio Grande, RS, identificando e comparando as suas características físicas e mineralógicas e, as propriedades físicas obtidas em argamassas de areia e cal no estado fresco (índice de consistência e densidade de massa) e no estado endurecido (densidade de massa e capilaridade) após 28 dias de cura.

2. METODOLOGIA

Para o trabalho experimental foram coletadas areias em três comércios locais, disponibilizadas com granulometria fina(f) e média(m) e a cal hidratada tipo CH-II. As areias foram identificadas pelas letras A, B e C e caracterizadas quanto ao módulo de finura, massa unitária, coeficiente de uniformidade (Cu), teor de finos, distribuição granulométrica e mineralogia. Os ensaios de caracterização física foram feitos no laboratório de Engenharia Civil-FURG e a análise mineralógica, através de Difração de Raios X em um equipamento da marca Bruker, modelo D8 Advance, no laboratório do CEME-Sul da FURG.

Após a caracterização das areias, foram preparadas argamassas com a cal hidratada CH-II, com traço volumétrico igual a 1:3 e relação água/materiais secos no percentual igual a 18% sobre o peso das composições binárias.

A dosagem e o preparo dos materiais constituintes das argamassas foi realizada em massa, de acordo com a NBR- 13276:2005. Finalizado o procedimento de mistura, foi realizado o ensaio para a obtenção do índice de consistência através da mesa de consistência (*flow-table*), indicado em 260 mm ± 10 mm conforme NBR 13276:2005 e a densidade de massa de acordo com a NBR 13278:2005.

Os corpos de prova, três por amostra de areia, foram moldados em formas prismáticas 4x4x16 cm e submetidos ao processo de cura em ambiente com umidade e temperatura controlados (± 23°C). Após 7 dias ocorreu a desforma e, permaneceram neste ambiente até completar 28 dias, época em que foram realizados os ensaios no estado endurecido. A densidade de massa aparente foi obtida através da NBR 13280:2005 e o coeficiente de capilaridade através da NBR 15259:2005.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Como pode-se ver na Tab. 1, os ensaios de caracterização das areias coletadas mostraram que estas apresentam-se em conformidade com os parâmetros de norma e encontram-se estabelecidas nas faixas de areia fina e média, conforme ofertadas e comercializadas.

Tabela 1- Características físicas das areias

Ensaio	Af	Am	Bf	Bm	Cm	Cmv***
Módulo de finura NBR NM- 248	1,14	2,68	1,62	2,63	1,92	2,59
Dimensão máxima característica (mm) NBR NM- 248	1,2	2,4	2,4	2,4	2,4	4,8
Massa unitária (g/cm³) NBR NM- 45	1,41	1,6	1,45	1,61	1,55	1,57
Coeficiente de uniformidade *	3,1	3,2	2,0	3,2	4,4	3,5
Teor de finos (%) **	2,87	0,43	0,91	0,69	1,96	0,56

* Coeficiente de uniformidade (Cu) definido como a relação entre as malhas das peneiras correspondentes a 60% e 10% do material passante.
** Material passante na peneira ABNT 0,075 mm.
*** Cmv- Areia adquirida na loja C- média e de coloração vermelha.

Todas as areias analisadas possuem distribuição uniforme dos grãos, com Cu<5, com distribuição granulométrica apresentada na Fig. 2.

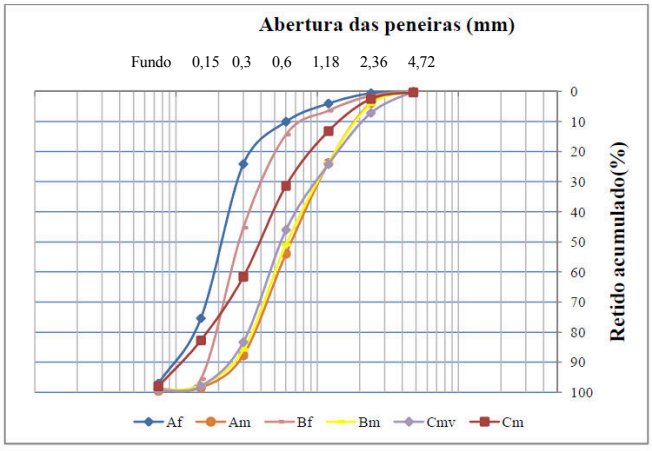


Figura 2- Curvas Granulométricas das areias

Com relação a natureza mineralógica das areias foram identificados os compostos apresentados na Tabela 2, onde verifica-se a predominância de quartzo em todas areias e, a presença de calcita e dolomita nas areias B e C.

Tabela 2- Composição mineralógica das areias

Compostos	Af	Am	Bf	Bm	Cm	Cmv
Quartzo	***	***	***	***	***	***
Felspato	*	*	*	*	-	vt
Mica	*	vt	vt	-	*	*
Calcita	-	-	**	**	-	**
Dolomita	-	vt	*	**	-	*
Rubi/feldspato	-	-	-	-	vt	vt

***Muito abundante; ** Abundante; *Pouco abundante; ^{vt} Vestígios; - Ausente

Através de observação com lupa estereoscópica binocular realizou-se a análise qualitativa da forma dos grãos, arredondamento e esfericidade, conforme Fig. 3.

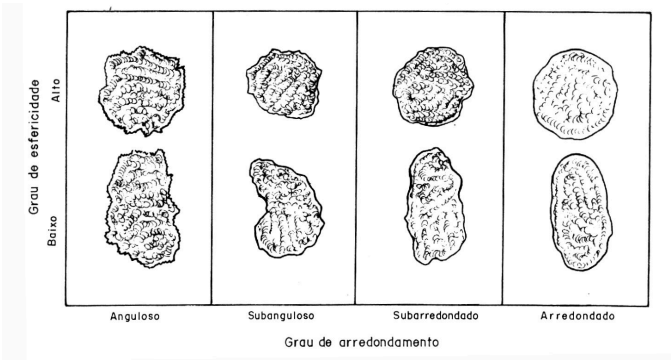
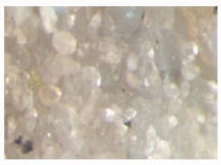
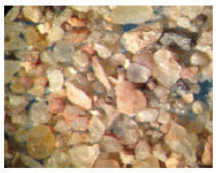


Figura 3- Grau de esfericidade e arredondamento dos grãos (NBR 7389-1:2009)

A Tab. 3 apresenta as imagens e a respectiva descrição das areais analisadas.

Tabela 3- Imagem das areias através de lupa estereoscópica e sua respectiva descrição.

Areia	Descrição	Areia	Descrição
	**Af** Cor predominantemente branca, com grãos arredondados e com alto grau de esfericidade.		**Am** Cor predominantemente laranja, com grãos subarredondados e com baixo grau de esfericidade.
	Bf Cor predominantemente branca, com grãos arredondados e com baixo grau de esfericidade.		**Bm** Cor predominantemente branca, com grãos arredondados e com baixo grau de esfericidade.
	Cm Cor predominantemente amarela, com grãos arredondados e com baixo grau de esfericidade.		**Cmv** Cor predominantemente laranja-avermelhado, com grãos subangulosos e com baixo grau de esfericidade.

As areias aptas a serem utilizadas em argamassa de cal, em razão do módulo de finura, dimensão máxima característica e do teor de finos foram as Am, Bm e Cmv. Assim, foram preparadas as argamassas com a cal hidratada CH-II cujos resultados de caracterização no estado fresco encontram-se na Tab. 4.

Tabela 4- Caracterização das argamassas de cal e areia no estado fresco

Ensaio	Am	Bm	Cmv
Índice de consistência (mm)*	259	257	270
Densidade de massa (kg/m³)	1979	2006	2006
*média de três medidas			

Após o período de 28 dias, foram realizados os ensaios para a obtenção da densidade de massa que apresentou o resultado exposto na Tab. 5.

Tabela 5- Densidade de massa aparente aos 28 dias.

Ensaio	Am	Bm	Cmv
Densidade de massa (kg/m³)	1762	1766	1775

A densidade de massa aparente de todas as composições foi decrescente, como esperado, no entanto as argamassas com maior teor de finos, apresentaram valores superiores sendo indicativo do melhor empacotamento das partículas, conforme Fig. 4.

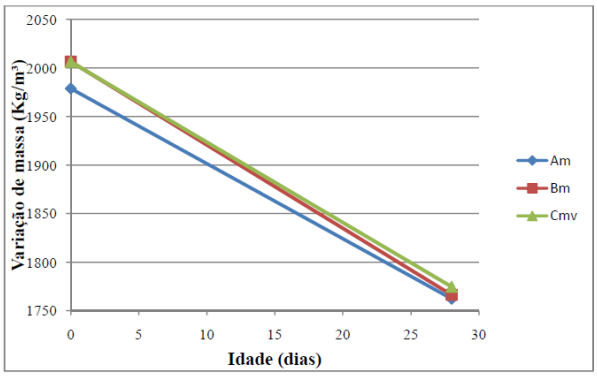


Figura 4- Variação de massa aparente aos 28 dias

Quanto ao coeficiente de capilaridade, apresentado na Fig. 5, a argamassa produzida com agregado que detinha maior fração de finos (Bm) apresentou melhor resultado, com diminuição da absorção de água aos 90 minutos de ensaio, quando comparada com as demais famílias de argamassas.

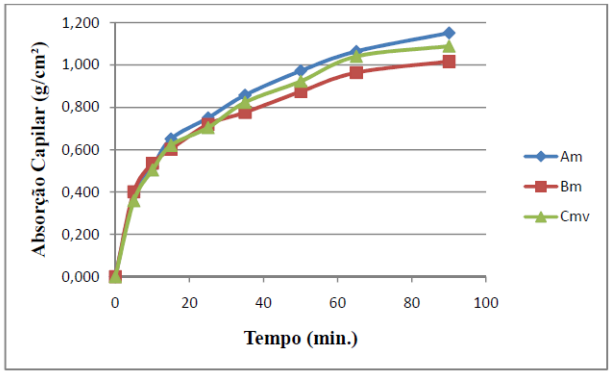


Figura 5- Capilaridade das argamassas aos 28 dias.

Esta condição é justificada em razão da altura de ascensão de um líquido em um tubo capilar, que será tanto maior quanto menor for o raio interno do tubo. Os corpos de prova produzidos com areias com maior teor de finos (Bm e Cmv) apresentaram diferentes alturas de ascensão capilar, estando este fato relacionado com a dimensão máxima característica, que propicia maior variação no tamanho do tubo capilar, como pode ser observado nos corpos de prova logo após a finalização do ensaio, representado na Fig. 6.

Figura 6- Corpos de prova após o ensaio de absorção capilar.

Também houve reflexo no coeficiente de capilaridade, com diminuição de valor nas argamassas com agregados com maior fração de finos, sendo todas classificadas segundo a norma acima citada como C5. Os resultados dos ensaios propostos correspondem a Tab.6.

Tabela 6- Resultados dos ensaios produzidos em argamassa de areia e cal.

Ensaio	Argamassas		
	Am	Bm	Cmv
Teor de finos (%)	0,43	0,69	0,56
Dimensão máxima característica (mm)	2,4	2,4	4,8
Consistência (mm)	259	257	270
Densidade de massa no estado fresco (kg/m³)	1979	2006	2006
Densidade de massa no estado endurecido (kg/m³)	1762	1766	1775
Coeficiente de capilaridade ($g/dm^2.min^{1/2}$)	10,02	7,79	9,26

4. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos para a determinação do índice de consistência apresentaram valores próximos a 260 mm, garantindo trabalhabilidade com baixa relação água/materiais secos, melhor preenchimento dos vazios existentes entre as partículas e, consequentemente, maior empacotamento.

Os resultados quanto a densidade de massa no estado fresco classificam as argamassas, de acordo com a NBR 13278:2005, em D4 para a produzida com a areia Am e D5 para as demais, Bm e Cmv, visto que a primeira possui menor densidade de massa que as outras.

Verificou-se, também, que as areias Bm e Cmv foram as que apresentaram maior teor da fração de finos (0,69% e 0,56%, respectivamente). Fato este que não alterou o volume de água da mistura, como comprovando nos índices de consistência, semelhantes.

No estado endurecido a densidade de massa que é uma propriedade determinante na resistência mecânica, permeabilidade, absorção de água e o grau de empacotamento das partículas, apresentou para todas as argamassas ensaiadas resultados que confirmam a adequação do uso de agregado com maior fração de finos. A NBR 13278:2005 classifica todas as famílias de argamassas como M5.

Quanto ao coeficiente de capilaridade verificou-se que este apresentou menores valores nas argamassas com agregados com maior fração de finos, sendo estas classificadas segundo a NBR 13278:2005 como C5.

A partir da avaliação dos resultados, pode-se concluir que a argamassa produzida com o agregado denominado Bm foi a que se apresentou mais consistente para ser utilizada nas argamassas de cal visando a diminuição do coeficiente de capilaridade, requisito este intimamente vinculado a durabilidade dos revestimentos externos expostos à ambientes agressivos como os marinhos.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2003. NBR NM 248: Agregados- Determinação da composição granulométrica. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2006. NBR NM 45: Agregados - Determinação da massa unitária e do volume devazios. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2005. NBR 13276: Argamassa para assentamento e revestimento de paredes e tetos – Preparo da mistura e determinação do índice de consistência. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2005. NBR 13278: Argamassa para assentamento de paredes e revestimento de paredes e tetos- Determinação da densidade de massa e do teor de ar incorporado. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2005. NBR 13280: Argamassa para assentamento de paredes e revestimento de paredes e tetos- Determinação da densidade de massa aparente no estado endurecido. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2005. NBR 13259: Argamassa para assentamento de paredes e revestimento de paredes e tetos- Determinação da absorção de água por capilariade e do ícoeficiente de capilaridade. Rio de Janeiro.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2009. NBR 7389-1: Agregados - Análise petrográfica de agregado para concreto Parte 1: Agregado miúdo. Rio de Janeiro.

Carasek, Helena, 2007. "Materiais de construção civil e princípios de Ciência e Engenharia de Materiais". In Isaia C.G.. et. al. Ibracon, Vol. 02, Cap. 26.

Castro, A.L.; Pandolfelli, V.C., 2009. "Revisão: Conceitos de dispersão e empacotamento de partículas para a produção de concretos especiais aplicados na construção civil". Cerâmica, São Paulo, n. 55, pp. 18-32.

Cincotto, M.A.; Angulo, S.C.; Carneiro, A., 2012. "Composições granulométricas de argamassas e seus efeitos no estado fresco e endurecido". In 4º Congresso Portugues de Argamassa e Etics. Coimbra.

Lanas, J; Alvarez, J.I., 2003. "Masonry repair lime-based mortars:factors affecting the mechanical behavior". Cement and Concret Research, Vol. 33, pp.1867-1876.

Margalha, M. G.; Veiga, M. R.; Brito, J., 2007. "Influência das areias na qualidade de argamassas de cal aérea". In 2º Congresso Nacional de argamassas de construção. Lisboa.

Oliveira, R.; Brito, J.; Veiga, R., 2013. “Incorporação de agregados finos de vidro em argamassa. Teoria e Prática na Engenharia Civil”, n. 21, pp. 25-39.
Recena, F.A. P., 2014. “Técnicas Aplicáveis a Trabalhos de Restauração de Prédios de Interesse Histórico e Cultural”. Porto Alegre.
Santos, A.R.; Veiga, M.R.; Santos, A. S.; Brito, J., 2015. “A influência das areias no desempenho mecânico das argamassas de cal”. In XIII Congreso Latinoamericano de Patología de la Construcción - XV Congreso de Control de Calidad en la Construcción. Lisboa.
Silva, N.G; Campiteli, V. C., 2006. “Influência dos finos e da cal nas propriedades das argamassas”. In XI Encontro Nacional da Tecnologia no Ambiente Construído. Florianópolis.
Tristão, F. A., 2005. “Influência dos parâmetros texturais das areias nas propriedades das argamassas mistas de revestimento”. 234f. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Santa Catarina.

6. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

MODELAGEM FÍSICA DA VELOCIDADE DE DERIVA POR ONDAS DE GRAVIDADE REGULARES

Lenin Domingues Garcia[1], Eduardo Puhl[1]

[1] Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)
Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH)
Núcleo de Estudos de Corrente de Densidade (NECOD)
Av. Bento Gonçalves, 9500 - Agronomia, Porto Alegre - RS, Brasil
e-mail: lenindg@hotmail.com

RESUMO

As ondas marítimas possuem a particularidade de transportar matéria, além de energia. Trata-se de um conceito responsável por muitos estudos na área de hidráulica marítima. Um exemplo claro é o transporte de manchas de óleo e poluentes por vastas regiões oceânicas pela ação das ondas de gravidade. O presente estudo tem o objetivo de verificar a validade de modelo teórico para estimativa da velocidade de deriva de ondas de gravidade regulares através de modelagem física em canal fechado. Foi utilizado o Canal de Ondas do IPH, o qual possui batedor de ondas articulado e uma praia artificial na outra extremidade. O comprimento do canal atinge 42 m por 1 m de largura e 0,53 m de profundidade na seção de medição. O transporte de massa foi avaliado através da medição de perfis verticais da velocidade média temporal, os quais apresentaram um padrão de recirculação no canal: a região junto ao leito apresenta um transporte de massa em direção à praia, já a região superior apresenta um fluxo de retorno ao batedor. Os resultados apresentam boa similaridade com o modelo teórico na forma do perfil. Porém, nas camadas mais longe do leito e para ondas de maior período as discrepâncias foram superiores.

Palavras-chave: Ondas marítimas, velocidade de Stokes, ensaios de laboratório.

1. INTRODUÇÃO

As ondas de praia, ou ondas de gravidade, são classificadas como ondas mecânicas, que por definição necessitam de um meio material para efetuar sua propagação. Ao observar o mar na beira da praia, é possível identificar dois padrões de onda distintos: as de locais mais distantes – mar adentro – e as de rebentação, que se encontram mais próximas à orla. As ondas marítimas possuem a particularidade de transportar matéria, além de energia. Trata-se de um conceito responsável por muitos estudos na área de hidráulica marítima, um exemplo claro é o transporte de manchas de óleo e poluentes por regiões oceânicas pela ação das ondas de gravidade.

Para elucidar melhor o transporte de matéria pode-se imaginar uma garrafa boiando em alto mar, onde é possível observar um movimento orbital no corpo, ou seja, a garrafa sofre avanços e recuos periódicos, porém há uma resultante de deslocamento (Fig. 1) na direção de propagação da onda. Este deslocamento ocorre devido à velocidade de deriva (U), ou velocidade de Stokes, o qual foi o primeiro a equacionar o efeito não linear (Stokes, 1847) através da expressão:

$$U = \frac{a^2\,\omega k}{2\,sinh^2 kd}\left[\cosh 2k(y+d)\right] \quad (1)$$

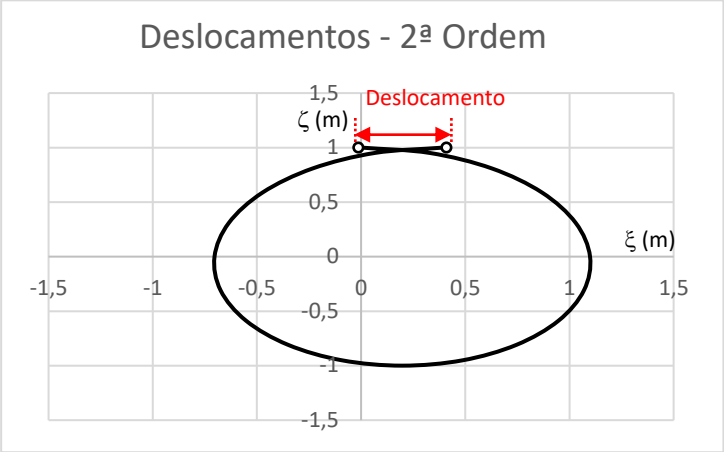


Figura 1 – Movimento orbital de uma partícula em um período de onda, destacando o deslocamento resultante do transporte de massa na direção de propagação da onda. No caso, ξ e ζ são os eixos horizontais e verticais, respectivamente. A onda se propaga em águas profundas ($d > L/2$), possui período de 8 segundos, altura de 2 metros, onde *d* é a profundidade e *L* é o comprimento da onda.

O efeito não-linear da velocidade de deriva tem grande importância no entendimento da circulação oceânica em fenômeno como: advecção de sedimentos em suspensão perto da costa, geração da circulação de Langmuir, transporte de plumas (fluviais, derramamento de óleo, emissários, etc) e objetos submersos (ovas de peixes, larvas, etc). Neste sentido, os modelos numéricos mais modernos de circulação oceânica buscam incorporar o efeito da velocidade de deriva.

No oceano, a velocidade de deriva não pode ser observada através de medições de velocidade em um ponto fixo, mas no caso de um canal fechado, um padrão de recirculação deve ser estabelecido pela continuidade do fluido. Deste modo, Longuet-Higgins (1953) desenvolver um modelo teórico para prever o padrão de recirculação dentre do canal considerando o efeito da viscosidade, mas considerando o escoamento não-turbulento. Além disso, o modelo leva em conta a razão entre a amplitude da onda (a) e a espessura da camada limite (δ). Quando a razão a/δ for grande, então o perfil de velocidade dentro do canal fechado é dito dependente das condições nos contornos, no caso, o gerador de ondas e a praia. Porém, no caso em que este razão é pequena, a solução para a velocidade de deriva é dada pela expressão abaixo:

$$U = \frac{a^2\,\omega k}{2\,sinh^2 kd}\left[\cosh 2k(y+d) + \frac{3}{2} + \frac{kd}{2}\sinh\left(\frac{6ky^2}{d} + 8ky + 2kd\right) + \frac{3}{2}\left(\frac{\sinh 2kd}{2kd} + \frac{3}{2}\right)\left(\frac{y^2}{d^2} - 1\right)\right] \quad (2)$$

Onde $k = 2\pi/L$, $\omega = 2\pi/T$, $a = H/2$, d representa a profundidade da lâmina de água, y a posição vertical a partir da linha de água (positivo ascendente), o período é dado por *T*, a altura da onda por *H* e *L* representa o comprimento de onda. No caso da investigação deste transporte de massa em um ponto fixo no canal, o efeito resultante será observado através da velocidade média temporal (u_0). Como a velocidade de deriva de Stokes (Eq. 1) não pode ser observada em um ponto fixo, a expressão para a velocidade média temporal é dada (Bullock e Short, 1959) pela diferença entre a equação (2) e (1), ou seja:

$$u_0 = \frac{a^2\,\omega k}{2\,sinh^2 kd}\left[\frac{3}{2} + \frac{kd}{2}\sinh\left(\frac{6ky^2}{d} + 8ky + 2kd\right) + \frac{3}{2}\left(\frac{\sinh 2kd}{2kd} + \frac{3}{2}\right)\left(\frac{y^2}{d^2} - 1\right)\right] \quad (3)$$

Alguns estudos experimentais já foram realizados para investigar e validar os modelos teóricos de velocidade de deriva, assim como diferentes técnicas já foram utilizadas para estimar os valores de velocidade de deriva. O trabalho pioneiro de Russel e Osorio (1957) utilizou técnicas de rastreamento de partículas e verificou uma boa similaridade com o modelo teórico de Longuet-Higgins (1953) para o intervalo entre $0{,}7 > kd > 1{,}5$. Além disso, Bullock e Short (1985) realizaram medições de velocidade em um ponto fixo, porém observou que as condições de contorno são importantes para a estimativa do modelo teórico, o qual apresentou boa correlação. Recentemente, técnicas de PIV foram aplicadas por Umeyama (2012) e Paprota et al. (2016) para estimativa da velocidade de deriva, os quais apontam valores superestimados pelo modelo teórico.

Neste sentido, o presente estudo tem o objetivo de verificar a validade do modelo teórico de Longuet-Higgins (1953) para estimativa da velocidade de deriva de ondas de gravidade regulares. Para tanto, através de modelagem física em canal fechado, foram realizadas medições do perfil vertical de velocidade média temporal a fim de verificar o padrão de recirculação estabelecido.

2. MÉTODOS E ENSAIOS

Para a realização dos experimentos foi utilizado o Canal de ondas do IPH/NECOD, esboçado na Fig. 2, conforme metodologia apresentada em Rosauro (2004). O canal é dotado de um gerador de onda regular articulado e possui um comprimento de 43 m e 1 m de largura, sendo que na outra extremidade há uma praia dissipativa de enrocamento (1:2). O canal possui um degrau a 14,4 m do batedor de ondas, o qual causa uma redução de profundidade de 0,47 m.

Um medidor acústico de velocidades por efeito Doppler (ADV) foi posicionado a uma distância de 11,0 m da praia, conforme ilustra a Fig.2. O instrumento coleta dados de velocidade em três diferentes direções: transversal, longitudinal e vertical ao eixo do canal. Um dispositivo manual mecânico permitia o deslocamento vertical do ADV, a fim de realizar a medição de uma série temporal de velocidades em diferentes pontos no eixo vertical. A posição de medição foi determinada utilizando o próprio sensor acústico do instrumento que registra a distância da ponta do instrumento até o leito. Em cada série temporal o ADV fez o registro de 4096 amostras a uma frequência de 20 Hz. A partir desta série temporal, determinou-se a velocidade média temporal (u_0) na direção longitudinal ao canal, associada a uma posição vertical (y). Finalmente, os perfis verticais da velocidade média temporal do tipo (u_0, y) foram determinados.

Quatro ensaios foram realizados, conforme evidenciado na Tab. 1, todos com a mesma profundidade na seção de medição de 0,28 m. Os dados de altura de onda (H) foram obtidos a partir da curva de calibração do batedor de ondas realizado por Clemente (2013), a partir da frequência e do curso do gerador de ondas para cada ensaio. Os experimentos consistiram de ensaios de longa duração a fim de permitir o estabelecimento do padrão de recirculação no canal, portanto o início das medições pelos instrumentos foi realizado depois de passados, pelo menos, 15 minutos do início da incidência das ondas.

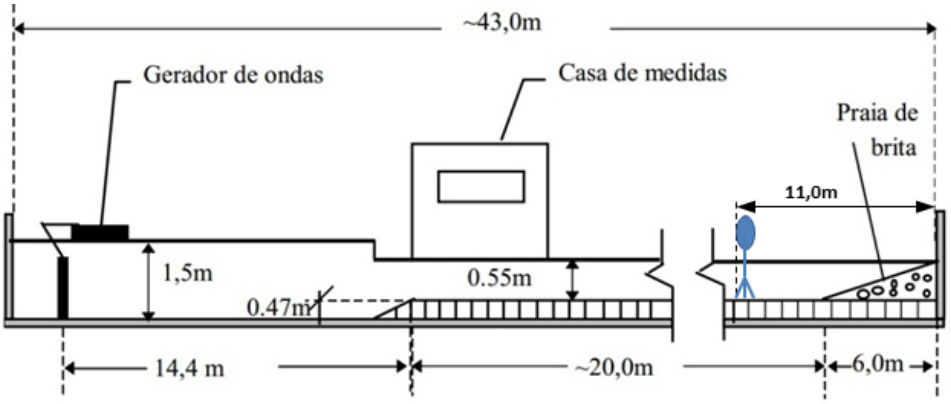


Figura 2 – Diagrama esquemático do Canal de Ondas do IPH/NECOD, destacando o posicionamento dos instrumentos de medição.

Tabela 1. Períodos e Alturas de onda em seus respectivos ensaios.

Ensaio	d (m)	T (s)	H (m)
1	0,28	1,22	0,094
2		1,39	0,078
3		1,54	0,065
4		1,85	0,043

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Após o processamento dos dados, foi quantificado o transporte de massa devido às ondas e analisado os padrões de circulação no canal do IPH. A Figura 4 apresenta os perfis verticais de velocidade média temporal (u_0, y) obtidos para os quatro ensaios realizados. No gráfico, os valores positivos de velocidade média u_0 indicam um transporte na direção de propagação das ondas, ou seja, em direção à praia. Ao contrário, valores negativos de u_0 indicam um transporte na direção contrária à propagação das ondas, ou seja, em direção ao batedor de ondas. Através da Fig. 4 pode-se observar que quanto menor o período da onda, maior tende a ser a recirculação e, também, a altura das ondas geradas no canal. Além disso, podemos verificar que em todos os ensaios realizados apresentaram um mesmo o padrão de recirculação: a região junto ao fundo apresenta um transporte de massa em direção à praia, já a região superior apresenta um fluxo de retorno ao batedor. Devido às limitações físicas do ADV, que realiza medições em um volume a 5 cm a partir da ponta do instrumento, não foi possível caracterizar a região próxima à superfície livre. Porém, pode-se notar uma tendência de decaimento da velocidade média em direção à fronteira superior.

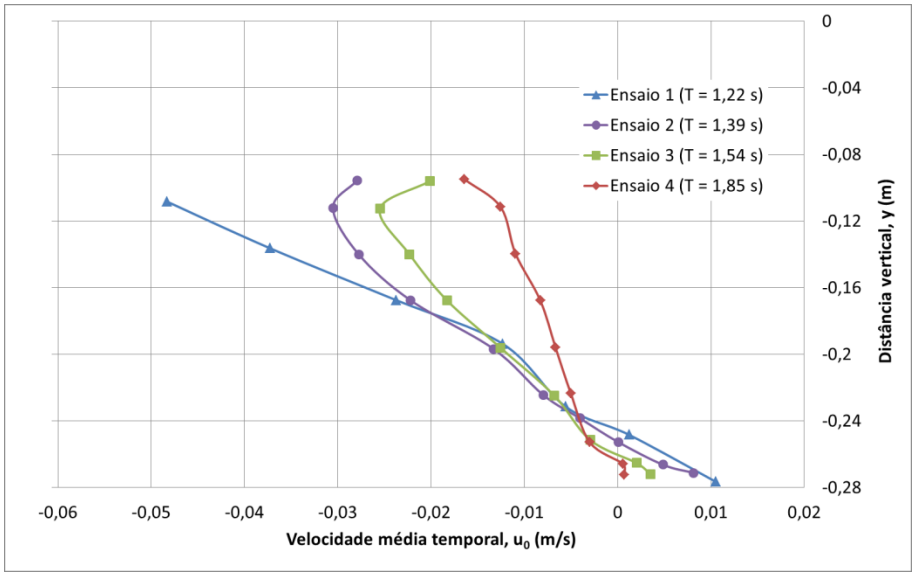


Figura 4 – Perfis verticais de velocidade média temporal resultantes dos experimentos.

Nos gráficos abaixo (Figs. 5 a 8) os perfis de velocidade medidos foram comparados com a equação teórica (Eq. 3) prevista por Longuet-Higgins (1953) na forma adimensionalizada, na qual relaciona as seguintes grandezas:

$$\left(-\frac{y}{d}\right) \times \left(\frac{u_0}{a^2 \omega k}\right) \tag{4}$$

Onde d é a profundidade, a é a amplitude da onda, ω é a frequência angular, k é o número de onda.

Para todos os ensaios, a forma do perfil teórico é muito próxima a forma aproximada dos dados medidos. Além disso, há uma boa concordância dos dados medidos com o modelo teórico. Porém, observa-se que para os ensaios com maior período, a discrepância com os dados medidos é acentuada. Este fato pode estar associado à maior reflexão junto à praia pelas ondas de maior período, as quais possuem menor esbeltez (H/L).

Junto da camada limite, apesar da direção do transporte ter sido bem prevista pelo modelo, este parece superestimar sua magnitude. Estas discrepâncias podem ser explicadas pelas considerações do modelo teórico, principalmente quanto ao regime de escoamento.

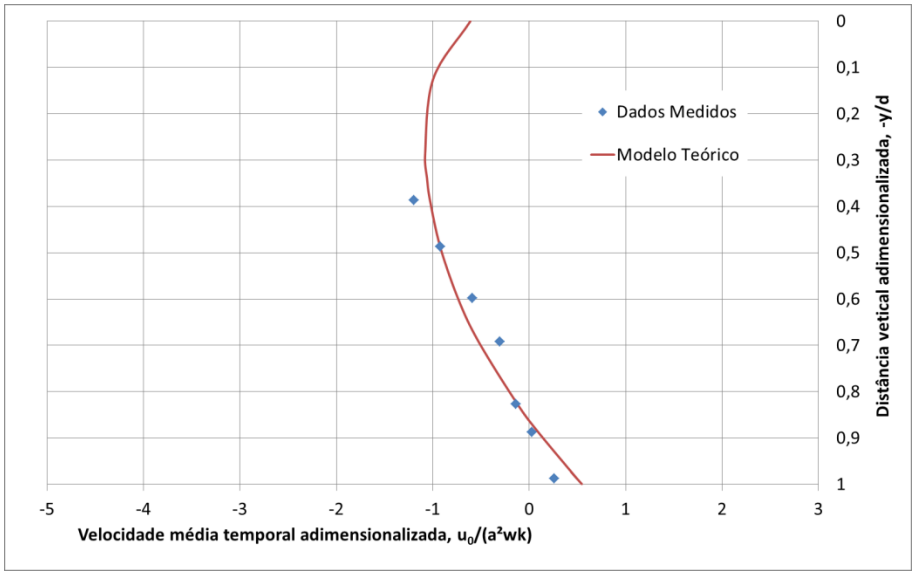


Figura 5 – Comparação entre o modelo teórico e os dados medidos do perfil vertical da velocidade média temporal adimensionalizada no caso do Ensaio 1 com T = 1,22 s e H = 0,094 m.

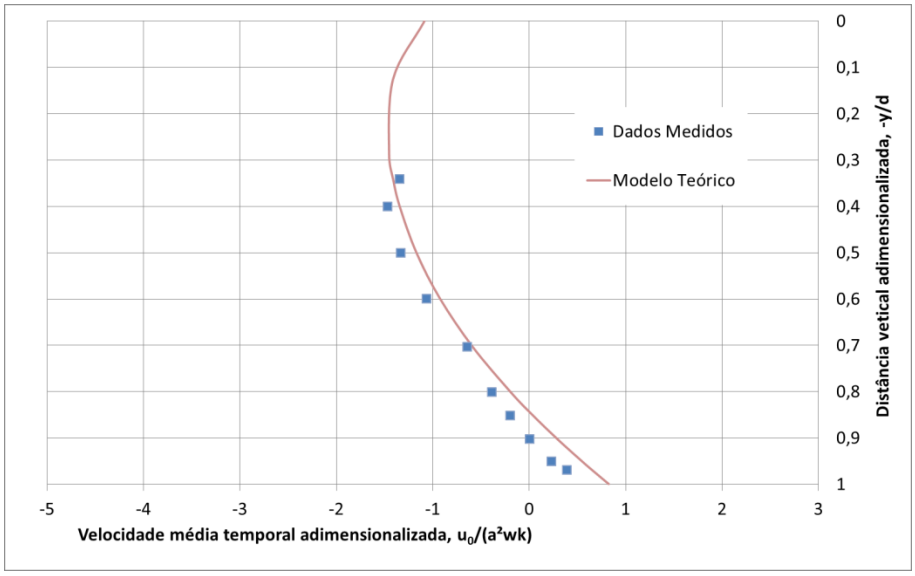


Figura 6 – Comparação entre o modelo teórico e os dados medidos do perfil vertical da velocidade média temporal adimensionalizada no caso do Ensaio 2 com T = 1,39 s e H = 0,078 m.

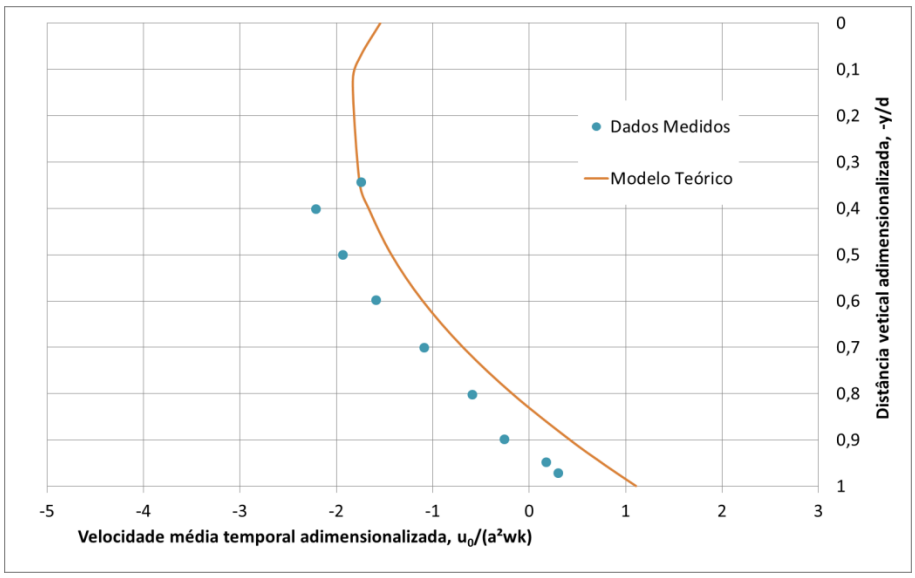


Figura 7 – Comparação entre o modelo teórico e os dados medidos do perfil vertical da velocidade média temporal adimensionalizada no caso do Ensaio 3 com T = 1,54 s e H = 0,065 m.

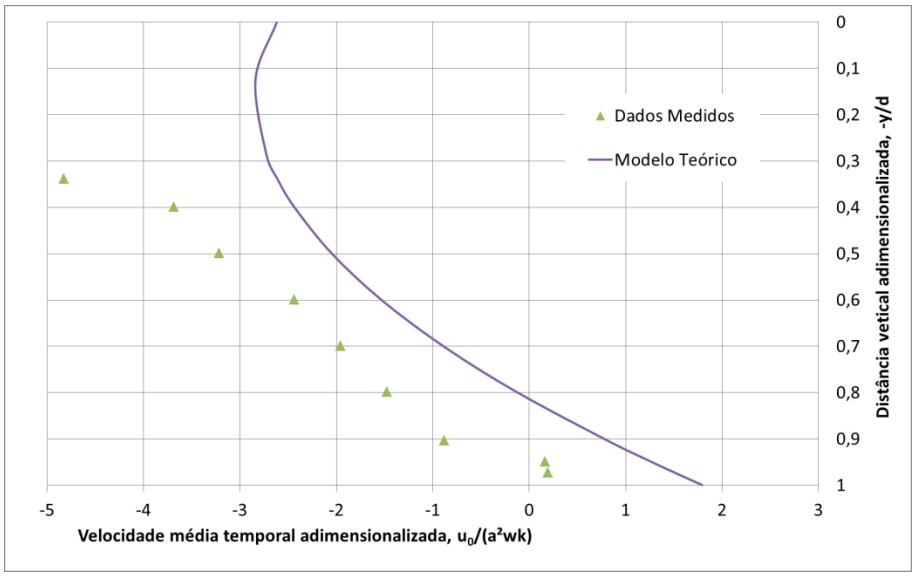


Figura 8 – Comparação entre o modelo teórico e os dados medidos do perfil vertical da velocidade média temporal adimensionalizada no caso do Ensaio 4 com T = 1,85 s e H = 0,043 m.

4. CONCLUSÃO

O trabalho apresenta resultados experimentais em laboratório para determinação dos padrões de recirculação das ondas em canal de ondas fechado. O modelo teórico de Longuet-Higgins (1953) foi comparado com os dados experimentais através da medição dos perfis verticais da velocidade média temporal.

A partir das análises foi possível identificar em todos os casos simulados o mesmo padrão de recirculação: uma corrente em direção à praia junto ao fundo e uma corrente de retorno junto à superfície. Os resultados apresentam boa similaridade com o modelo teórico na forma do perfil. Porém, nas camadas mais longe do leito e para ondas de maior período as discrepâncias foram superiores. Estima-se que a reflexão junto à praia seja responsável pela maior diferença nos valores entre os dados medidos e o modelo teórico. Na continuidade dos trabalhos, recomenda-se quantificar os coeficientes de reflexão associados aos experimentos realizados a fim de incorporar na estimativa da velocidade de deriva. Finalmente, os métodos utilizados se mostraram adequados, permitem esboçar claramente a

recirculação que ocorre no canal, simulando e quantificando a circulação oceânica, auxiliando e contribuindo para novos estudos de caso.

5. REFERÊNCIAS

Bullock, G.N. and Short, I., 1985. "Water Particle Velocities in Regular Waves". Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, Vol. 111, No. 2.

Clemente, D.S., 2013. Energia das Ondas: Metodologia de Ensaios em Modelos Reduzidos. Master thesis, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, MG, Brasil.

Longuet-Higgins, M. S., 1953. "Mass transport in water waves". Philosophical Transactions of the Royal Society London Series A-Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 245, pp. 535–581

Paprota, M., Sulisz, W. and Reda, A., 2016 "Experimental study of wave-induced mass transport". Journal of Hydraulic Research, vol. 54, n. 4, pp. 423-434, DOI:10.1080/00221686.2016.1168490.

Rosauro, N.M.L., 2004. "Teoria e Prática da Geração e Propagação de Ondas Monocromáticas em um Canal de Laboratório". Revista Brasileira de Recursos Hídricos. Vol. 9. No. 1.

Russel, R. C. H., and Osorio, J. D. C., 1957. "An experimental investigation of drift profile in a closed channel". Proceedings of the 6th International Conference on Coastal Engineering, New York, ASCE, 293–305.

Stokes, G. G., 1847. "On the theory of oscillatory waves". Transactions of the Cambridge Philosophical Society, vol. 8, pp. 441–455.

Umeyama, M., 2012. "Eulerian-Lagrangian analysis for particle velocities and trajectories in a pure wave motion using particle image velocimetry". Philosophical Transactions of the Royal Society A-Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 370, pp. 1687–1702.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DAS ESTACAS DO CAIS DO PORTO NOVO DE RIO GRANDE (RS) EMPREGANDO O MÉTODO PROBABILÍSTICO DE ESTIMATIVAS PONTUAIS

Aline de Viegas Beloni [1], Bruna Sá Britto Valério [2], Antônio Marcos de Lima Alves [3], Mauro de Vasconcellos Real [4]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: belonialine@yahoo.com.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: brunasabritto@yahoo.com.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: antonioalves@furg.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mauroreal@furg.com

RESUMO

O objetivo do presente trabalho é a análise de confiabilidade quanto à ruptura geotécnica das estacas de uma área do cais modernizado do Porto Novo de Rio Grande, RS, Brasil. O carregamento característico sobre as estacas foi obtido a partir de dados constantes no memorial de cálculo da obra, considerando-se diversas relações entre as parcelas permanente e variável das cargas. A capacidade de carga das estacas foi estimada a partir das negas medidas ao final da cravação, através da adoção de uma fórmula dinâmica. O Método das Estimativas Pontuais foi adotado na avaliação das dispersões dos carregamentos e das capacidades de carga das estacas. A partir das curvas de distribuição de probabilidades dos carregamentos (demanda) e das capacidades de carga (capacidade), foram calculados os índices de confiabilidade e a probabilidade de ruína da área do cais em estudo, para diversos cenários de variabilidade dos carregamentos. De acordo com a literatura na área da engenharia de fundações, são geralmente considerados aceitáveis valores de índices de confiabilidade superiores a 3,09 que

conduzem a probabilidades de ruína inferiores a 1/1000 eventos. Os resultados obtidos neste estudo apresentam-se superiores ao valor indicado na literatura, portanto comprovando a segurança e confiabilidade da obra.

PALAVRAS-CHAVE: Fundações, Análise Probabilística, Capacidade de carga, Método das Estimativas Pontuais, Análise de Confiabilidade

1. INTRODUÇÃO

Para determinação do nível de confiabilidade de um determinado processo ou sistema, é necessária uma avaliação cuidadosa das incertezas associadas à sua capacidade e à sua demanda. Essa avaliação, em geral, pode ser realizada convenientemente aplicando-se ferramentas probabilísticas, que permitem estudar os efeitos combinados das incertezas, incorporando-os na análise.

Em especial, o projeto de fundações de qualquer tipo de estrutura envolve incertezas oriundas de várias fontes (Aoki, 2002). Algumas destas fontes são: variabilidade espacial das propriedades do solo; investigação geotécnica limitada; alterações no comportamento do solo ocorridas durante e após a execução da fundação; simplificações adotadas nos modelos de cálculo; desconhecimento do exato mecanismo de interação solo-fundação; variabilidade na magnitude das cargas aplicadas aos elementos de fundação.

Lacasse e Nadim (1998) afirmam que a estatística, as análises de confiabilidade e as estimativas de risco podem ser ferramentas de apoio às decisões muito úteis na Engenharia Geotécnica, e avaliam as razões pelas quais este tipo de estudo é raro na prática. Segundo Duncan (2000), as teorias probabilísticas de análise de confiabilidade podem ser aplicadas na Engenharia Geotécnica através de procedimentos simples, sem exigir mais dados além daqueles normalmente necessários para uma análise determinística convencional. Com um esforço adicional relativamente pequeno, é possível um refinamento considerável na avaliação da segurança e confiabilidade de um projeto geotécnico. De Mello (2002) também defende a aplicação de análises probabilísticas simples aos projetos geotécnicos, visando rechaçar o que o autor chama de "receitas-dogmas" em prol da incorporação de dados experimentais à avaliação de incertezas.

Destaca-se que os fatores de segurança exigidos pela NBR 6122 (2010) não asseguram a ausência de risco de ruína. Neste contexto, considera-se que não existe projeto cem por cento seguro. Portanto, para projetos geotécnicos de fundações, além de garantir os fatores de segurança propostos por norma, deve-se estimar uma determinada probabilidade de ruína aceitável para a fundação.

Neste sentido, esse estudo tem como objetivo determinar o índice de confiabilidade e a probabilidade de ruína de uma área do cais modernizado do Porto Novo de Rio Grande (RS), a partir do Método Probabilístico de Estimativas Pontuais, também conhecido como Método de Rosenblueth.

2. DESCRIÇÃO DA OBRA

A obra descrita neste estudo é a modernização do Cais do Porto Novo, localizado na cidade de Rio Grande (RS). O cais original do Porto Novo, composto de um muro formado por seis blocos de concreto sobrepostos, foi inaugurado em 1915, tendo sido projetado para receber navios com calado de até 10 m. Recentemente, o cais tem recebido reformas e ampliações, visando principalmente o aprofundamento do calado para 14 m, possibilitando assim a atracação de navios de maior porte.

A primeira etapa da obra de modernização envolveu a construção de um novo cais com 450 m de extensão, apoiado no antigo muro de cais pelo lado de terra, e em 72 novas estacas mistas pelo lado de mar. O projeto foi dividido em seis módulos, cada um com 75 m de extensão, constando de uma plataforma rígida em seu plano, três vigas paralelas ao cais, estacas Franki (terra) e estacas mistas (mar), conforme exposto na Fig 1. As forças perpendiculares ao cais, no sentido terra-mar, são absorvidas por grupos de tirantes que partem dos blocos e são ancorados no solo e as forças paralelas ao cais são absorvidas pelo atrito do solo com o paramento posterior.

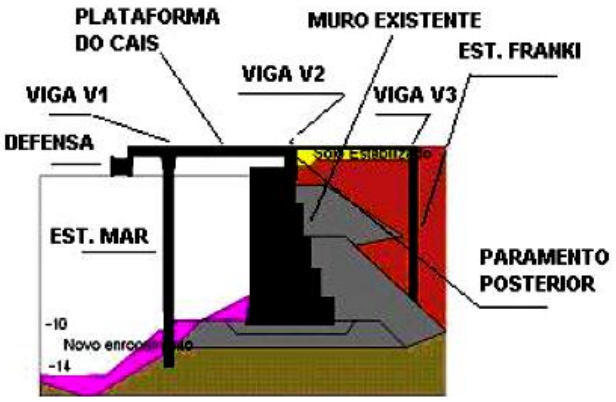


Figura 1. Seção transversal do cais (Lobo, 2003).

Para o projeto, foi realizada uma campanha de ensaios do tipo SPT ("Standard Penetration Test"), composta de furos de sondagem a cada 100 m, tanto do lado do mar quanto em terra firme. Foram executados 12 furos de sondagem, sendo que destes, 7 foram executados sob lâmina d'água (S1A, S2B, S3B, S4A, S5, S6 e S7) e 5 em terra firme (S8A,S9B, S10, S11 e S12C). Os boletins de sondagens podem ser encontrados em Lobo (2003) e Magalhães (2011). Na Fig. 2 encontra-se um perfil geotécnico esquemático, baseado nos resultados das sondagens de mar.

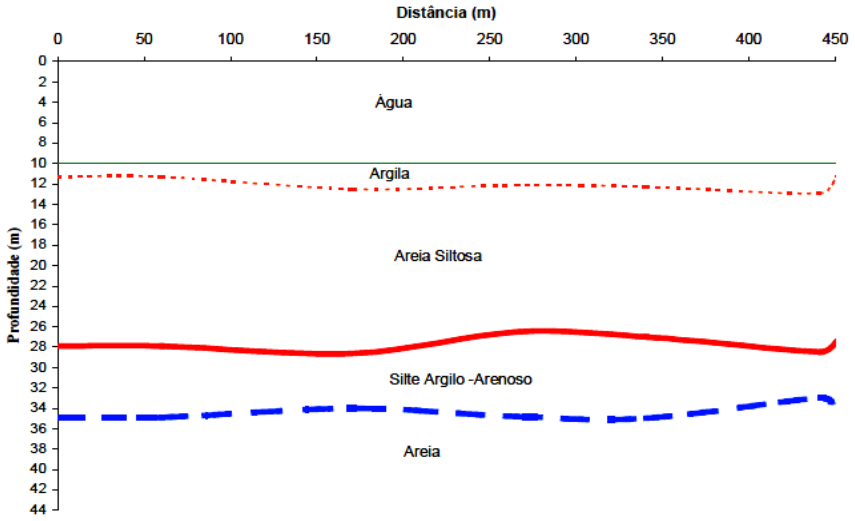


Figura 2. Perfil longitudinal no mar (Magalhães, 2011).

As estacas de mar são mistas (tubos metálicos preenchidos parcialmente com concreto armado). O tubo metálico tem comprimento total de 48m, diâmetro externo de 0,7112 m (28") e espessura de 9,53 mm. O tubo é preenchido com concreto armado da cota + 1,05 m à cota –21,00 m. O aço que constitui os tubos metálicos das estacas possui uma tensão de escoamento de 316 MPa e o módulo de elasticidade é de 210 GPa. O concreto usado para o preenchimento das estacas possui resistência característica fck ≥ 30 MPa e aço CA-50, com cobrimento de 5 cm.

De acordo com o projeto, cada estaca recebe em seu topo uma carga máxima de compressão de 3000 kN e um momento fletor de 310 kNm em qualquer direção. A cravação das estacas foi realizada com o martelo modelo DELMAG D-44 (martelo automático a diesel).

Durante a execução do estaqueamento, foi anotado o boletim de cravação de todas as estacas, bem como efetuada a medida de nega ao final da cravação. Também foram realizados ensaios de carregamento dinâmico, em um número mínimo de estacas como preconizado pela NBR 6122 (2010).

3. MÉTODO PROBABILÍSTICO DE ESTIMATIVAS PONTUAIS

O método das Estimativas Pontuais, proposto por Rosenblueth (1975) e estendido por Rosenblueth (1981), permite que, conhecendo-se a variabilidade de diversas variáveis aleatórias independentes, estime-se a variabilidade de uma variável aleatória dependente daquelas (Alves e Santa Maria, 2001).

Segundo Rosenblueth (1975), dada uma função real *Y* de uma variável aleatória real *X*, e os primeiros dois ou três momentos probabilísticos de *X*, expressões podem ser desenvolvidas para os momentos probabilísticos de *Y*, como combinações lineares de potências de estimativas pontuais $y(x_+)$ e $y(x_-)$, onde x_+ e x_- são valores específicos de *X*. As aproximações podem ser generalizadas para o caso em que *Y* é função de várias variáveis aleatórias.

De acordo com o método, para uma função com duas variáveis aleatórias $Y= f(X_1, X_2)$, tem-se que o valor esperado de *Y* será:

$$E[Y] = p_{y++}y_{++} + p_{y+-}y_{+-} + p_{y-+}y_{-+} + p_{y--}y_{--} \tag{1}$$

Onde:

$$p_{y++} = p_{y--} = \frac{1}{2^2}(1+\rho_{12}) \tag{2}$$

$$p_{y+-} = p_{y-+} = \frac{1}{2^2}(1-\rho_{12}) \tag{3}$$

$$y_{\pm\pm} = (m_{x_1} \pm \sigma_{x_1}, m_{x_2} \pm \sigma_{x_2}) \tag{4}$$

Para uma função com três variáveis aleatórias $Y= f(X_1, X_2, X_3)$, o valor esperado de *Y* será:

$$\begin{aligned} E[Y] = {} & p_{y+++}y_{+++} + p_{y---}y_{---} + p_{y++-}y_{++-} + p_{y--+}y_{--+} + p_{y+-+}y_{+-+} + p_{y-+-}y_{-+-} \\ & + p_{y+--}y_{+--} + p_{y-++}y_{-++} \end{aligned} \tag{5}$$

Sendo:

$$p_{y+++} = p_{y---} = \frac{1}{2^3}(1+\rho_{12}+\rho_{23}+\rho_{31}) \tag{6}$$

$$p_{y++-} = p_{y--+} = \frac{1}{2^3}(1+\rho_{12}-\rho_{23}-\rho_{31}) \tag{7}$$

$$p_{y+-+} = p_{y-+-} = \frac{1}{2^3}(1-\rho_{12}-\rho_{23}+\rho_{31}) \tag{8}$$

$$p_{y+--} = p_{y-++} = \frac{1}{2^3}(1-\rho_{12}+\rho_{23}-\rho_{31}) \tag{9}$$

$$y_{\pm\pm\pm} = Y(m_{x_1} \pm \sigma_{x_1}, m_{x_2} \pm \sigma_{x_2}, m_{x_3} \pm \sigma_{x_3}) \tag{10}$$

onde ρ_{ij} são os valores dos coeficientes de correlação entre as duas variáveis aleatórias conhecidas X_i e X_j, e m_{xi} e σ_{xi} são respectivamente a média e o desvio padrão da distribuição da variável aleatória conhecida X_i.

O desvio padrão de *Y* é dado pela seguinte equação:

$$\sigma_y = \sqrt{E[y^2] - (E[y])^2} \tag{11}$$

4. ANÁLISE PROBABILÍSTICA DA CAPACIDADE DE CARGAS DAS ESTACAS

Em um trabalho anterior, Magalhães (2011) dividiu o cais em cinco áreas de influência, abrangendo cinco furos de sondagens tipo SPT, executados sob lâmina d'água: S1A, S2B, S3B, S4A e S5 (Figura 3). No presente estudo, foi escolhida para análise a área de influência que abrange a sondagem S4A, que é composta por 15 estacas.

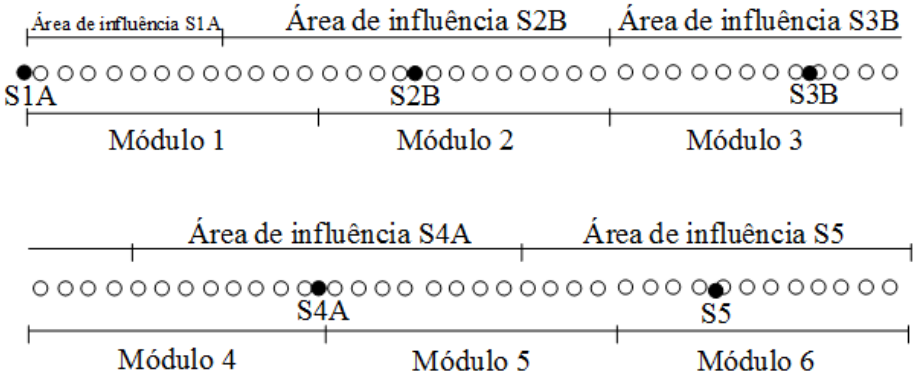


Figura 3. Áreas de influência (Magalhães 2011).

Para determinar a capacidade de carga das estacas, foi utilizada a fórmula dinâmica atribuída a Weisbach (Jumikis, 1971):

$$Q_d = \frac{2 \cdot e_H \cdot W \cdot h}{s + \sqrt{s^2 + 2 \cdot e_H \cdot W \cdot h \cdot \frac{L}{E \cdot A}}} \tag{1}$$

onde Q_d é a resistência (dinâmica) mobilizada ao final da cravação, e_H é a eficiência do martelo de cravação, W é o peso do martelo, h é a altura de queda do martelo, s é a nega, L é o comprimento da estaca, E é o módulo de elasticidade do material que compõe a estaca, e A é a área da seção transversal da estaca.

Para este trabalho, a fórmula original de Weisbach sofreu uma alteração, substituindo-se o comprimento real L pelo comprimento equivalente L^*. O comprimento equivalente representa o encurtamento elástico da estaca, levando em conta a transferência de carga por atrito ao longo do seu comprimento. De uma forma geral, pode-se representar o comprimento equivalente como:

$$L^* = \alpha \cdot L \tag{2}$$

sendo α um fator de proporcionalidade, função do mecanismo de transferência de carga da estaca. Este valor pode variar entre 0,5 (estaca sem transferência de carga pela ponta) até 1,0 (estaca sem transferência de carga por atrito).

Além disso, a transformação da resistência dinâmica ao final da cravação (Q_d) em uma capacidade de carga estática de longo prazo (Q_u) é realizada através de um fator de correção. Este fator de correção é entendido como sendo a razão entre um fator de crescimento da capacidade de carga com o tempo ("set-up"), FT, e um fator de amplificação dinâmica FD, que representa a relação entre as resistências mobilizadas na estaca por uma ação dinâmica e por uma ação estática.

Assim, a fórmula modificada de Weisbach fica:

$$Q_u = \frac{2 \cdot e_H \cdot W \cdot h}{s + \sqrt{s^2 + 2 \cdot e_H \cdot W \cdot h \cdot \frac{\alpha \cdot L}{E \cdot A}}} \cdot \frac{FT}{FD} \tag{3}$$

Os parâmetros considerados determinísticos na análise foram o peso do martelo (W), a área da estaca (A), o módulo de elasticidade do material da estaca (E), o parâmetro α (estimado com base em resultados de ensaios de carregamento dinâmico realizados em estacas da obra), a altura de queda (h), a eficiência do martelo (e_H) e o comprimento da estaca (L). Na Tab. 1 são demonstrados os valores adotados:

Tabela 1. Parâmetros determinísticos adotados para fórmula dinâmica adaptada

Parâmetro	Valor
W (kN)	42,27
A (m²)	0,021
E (GPa)	210
α	0,5675
h (m)	2
e_H	0,7
L (m)	45,129

Para aplicar o Método das Estimativas Pontuais para uma função com três variáveis aleatórias conforme demonstrado no item 3, foram considerados como variáveis aleatórias os seguintes parâmetros: a nega das estacas (s) e os fatores de correção *FT* e *FD*. Para a nega, foram adotados a média e o desvio padrão medidos durante a obra, nas estacas da área de influência S4A. Para os fatores de correção *FT* e *FD*, o valor médio foi obtido pela média aritmética entre os valores extremos concebíveis (máximo e mínimo). Para *FD*, essa faixa foi estimada entre 1,5 e 2,0; para *FT*, entre 2,0 e 3,0. Já o desvio padrão de *FT* e *FD* foi estimado a partir da faixa de variação concebível (subtração entre o valor máximo e o valor mínimo). Adotou-se a "regra dos *3-σ*", baseada no fato de que 99,73% de todos os valores de um parâmetro aleatório normalmente distribuído recaem ao redor de três desvios padrão do valor médio. Porém, são reportadas na literatura situações em que a divisão da faixa de variação por 6 conduz a subestimativas do desvio padrão. Assim, no presente estudo, adotou-se a divisão da faixa de variação por 4, conforme sugestão de Duncan (2001). Na Tab. 2 são mostrados os valores da média e do desvio padrão para cada parâmetro.

Tabela 2. Parâmetros probabilísticos

	Média	Desvio padrão
FT	2,5	0,25
FD	1,75	0,125
s (m)	0,001	0,00011212

Aplicando o Método das Estimativas Pontuais para uma função de três variáveis aleatórias (*FT, FD, s*) considerando os coeficientes de correlação nulos entre elas, foram obtidos para a média ($\overline{C}$), o desvio padrão (σ_C) e o coeficiente de variação (*CV*) da capacidade de carga das estacas, os resultados mostrados na Tab. 3.

Tabela 3. Resultados obtidos na análise da capacidade de carga das estacas.

$\overline{C}$ *(kN)*	6239,8
σ_C*(kN)*	768,6
CV	12%

5. ANÁLISE PROBABILÍSTICA DAS CARGAS SOBRE AS ESTACAS

De acordo com o memorial de cálculo estrutural, as estacas da obra receberão em seu topo uma carga característica de compressão (F_k) igual a 3000 kN, oriunda das diversas combinações possíveis de cenários de carregamento sobre o cais.

As cargas características F_k podem ser representadas pela soma de duas parcelas:

$$F_k = G_k + Q_k \tag{4}$$

sendo G_k a parcela permanente das cargas aplicadas à estaca e Q_k a parcela variável das cargas aplicadas à estaca.

No presente estudo, aplicou-se o Método das Estimativas Pontuais para uma função de duas variáveis aleatórias, considerando como valores probabilísticos as cargas permanentes (G_k) e as cargas variáveis (Q_k). Neste procedimento foram adotadas três análises, para três valores de r distintos, onde de r representa a relação entre as parcelas permanente e variável da carga característica:

$$r = \frac{G_k}{G_k + Q_k} = \frac{G_k}{F_k} \tag{5}$$

A razão r varia de acordo com o tipo de obra. Foram adotados neste estudo valores de r iguais a 0,5, 0,7 e 0,9. O coeficiente de correlação entre as parcelas permanente e variável (ρ_{GQ}) foi considerado igual a 0 ou 1. Os resultados referentes à média ($\overline{D}$), o desvio padrão (σ_D) e o coeficiente de variação (CV) das cargas características sobre as estacas estão descritos nas Tab. 4, 5 e 6.

Tabela 4. Resultados da análise probabilística das cargas adotando r = 0,5.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{D}$	3000,0	3000,0
σ_D	403,9	525,0
CV	13%	18%

Tabela 5. Resultados da análise probabilística das cargas adotando r = 0,7.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{D}$	3000,0	3000
σ_D	307,8	435,0
CV	10%	15%

Tabela 6. Resultados da análise probabilística das cargas adotando r = 0,9.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{D}$	3000,0	3000
σ_D	280,2	345,0
CV	9%	12%

6. ANÁLISE DE CONFIABILIDADE

O índice de confiabilidade β é o parâmetro que representa a probabilidade de falha de um elemento estrutural ou de fundação. Para este estudo foi calculado o índice de confiabilidade a partir dos resultados demonstrados nas análises anteriores de capacidade de carga das estacas e análise probabilística de carga sobre as estacas, através da seguinte equação que pode ser encontrada em Harr (1987):

$$\beta = \frac{\overline{C} - \overline{D}}{\sqrt{\sigma_C^2 + \sigma_D^2 - 2\rho_{CD}.\sigma_C.\sigma_D}} \tag{6}$$

sendo $\overline{C}$ a média da capacidade de carga das estacas, $\overline{D}$ a média da demanda, σ_C^2 a variância da capacidade, σ_D^2 a variância da demanda (sendo que a variância corresponde ao quadrado do desvio padrão), e ρ_{CD} é o coeficiente de correlação entre capacidade e demanda. Na dedução da Equação 7, as distribuições da capacidade e da demanda são consideradas normais.

Os valores para o índice de confiabilidade encontrados no presente estudo estão expostos nas Tab. 7, 8 e 9, para diferentes valores de r e ρ_{GQ}. Apesar de Harr (1987) afirmar que o coeficiente de correlação entre capacidade e demanda (ρ_{CD}) deve ficar em torno de 0,75, neste trabalho o valor de ρ_{CD} foi considerado igual a 0, o que tende a reduzir o índice de confiabilidade β.

Tabela 7. Resultados do índice de confiabilidade para *r* igual a 0,5.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{C}$	6239,79	6239,79
$\overline{D}$	3000,00	3000,00
σ_C	768,57	768,57
σ_D	403,89	525,00
ρ_{CD}	0,00	0,00
β	**3,73**	**3,48**

Tabela 8. Resultados do índice de confiabilidade para *r* igual a 0,7.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{C}$	6239,79	6239,79
$\overline{D}$	3000,00	3000,00
σ_C	768,57	768,57
σ_D	307,77	435,00
ρ_{CD}	0,00	0,00
β	**3,91**	**3,67**

Tabela 9. Resultados do índice de confiabilidade para *r* igual a 0,9.

	ρ_{GQ}=0	ρ_{GQ}=1
$\overline{C}$	6239,79	6239,79
$\overline{D}$	3000,00	3000,00
σ_C	768,57	768,57
σ_D	280,22	345,00
ρ_{CD}	0,00	0,00
β	**3,96**	**3,85**

O gráfico da Fig. 4 resume os resultados alcançados no estudo.

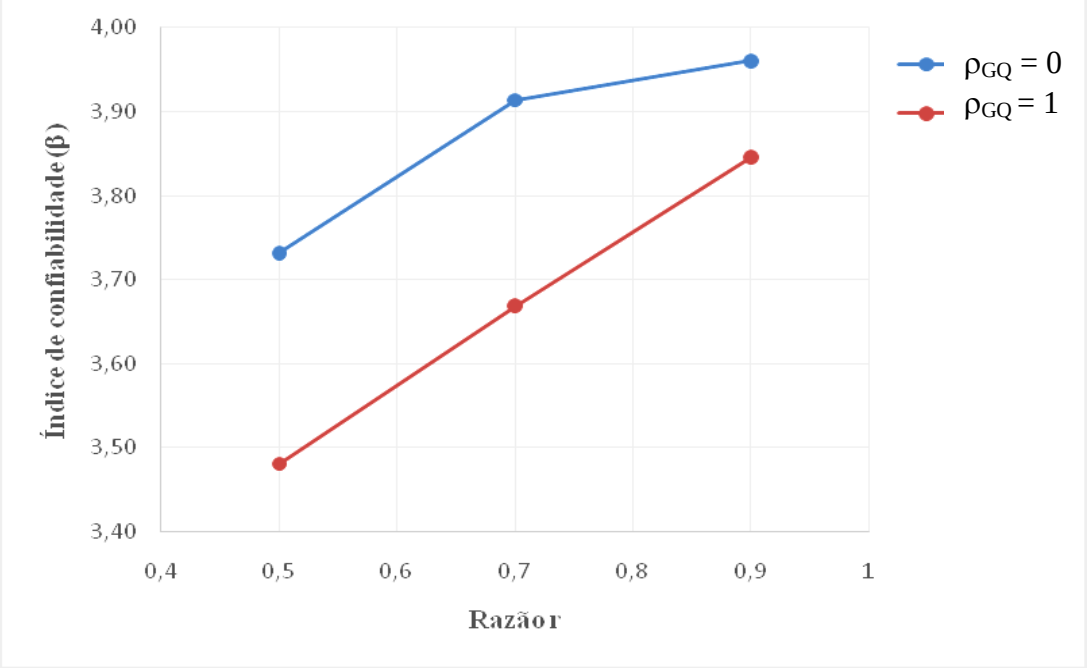


Figura 4. Índice de confiabilidade *β* versus *r* (razão)

Pode-se observar que, conforme aumenta a razão *r*, aumenta o índice de confiabilidade β, qualquer que seja o coeficiente de correlação ρ_{GQ}. Também nota-se que, atribuindo-se um coeficiente de correlação ρ_{GQ} igual a 0, obtêm-se maiores índices de confiabilidade do que adotando-se o valor igual a 1.

7. CONCLUSÃO

Na área da engenharia de fundações são geralmente considerados aceitáveis probabilidades de ruína inferiores a 1/1000 eventos (Aoki, 2002). Na Tab.10 são mostrados os valores do índice de confiabilidade β relacionados às probabilidades de ruína p_f, admitindo que as distribuições da capacidade e da demanda são ambas normais.

Tabela 10. Valores de β em função de p_f (Cintra e Aoki, 2010)

p_f	β
0,5	0,000
0,2	0,842
0,1	1,282
0,05	1,645
0,01	2,326
0,001	**3,090**
0,0002	3,540
0,0001	3,719
0,00002	4,107
0,00001	4,265
0,000001	4,768

Observa-se que probabilidades de ruína inferiores a 1/1000 eventos correspondem a índices de confiabilidade superiores a 3,09. Assim, os resultados obtidos nas análises do presente estudo indicam índices de confiabilidade aceitáveis para a obra em apreço. Ressalta-se a importância da análise probabilística e de confiabilidade para uma correta avaliação da segurança de qualquer obra de engenharia.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, A.M.L., Santa Maria, P.E.L., 2001. "Análise probabilística de problemas geotécnicos: aplicação à argila do Sarapuí, Solos e Rochas", Vol. 24, No. 1, pp. 83-93.

Associação Brasileira de Normas Técnica. 2010. Projeto e Execução de Fundações**,** NBR 6122, Rio de Janeiro.

Aoki, N., 2002. "Probabilidade de falha e carga admissível de fundação por estacas". Revista Militar de Ciência e Tecnologia, Vol. XIX, pp. 48-64.

Cintra, J. C. A., Aoki, N., 2010. Fundações por estacas: projeto geotécnico. Editora Oficina de Textos São Paulo.

Duncan, J.M., 2000. "Factor of safety and reliability in geotechnical engineering". Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering (ASCE), Vol. 126, No. 4, pp. 307–316.

Duncan, J.M., 2001. "Closure on factor of safety and reliability in geotechnical engineering". Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering (ASCE), Vol. 127, No. 8, pp. 717–721.

De Mello, V.F.B., 2002. "Reconstruindo as bases para a geotecnia prática comparativa difundindo estatística-probabilidades (EP) simples e convidativas para tudo". XII Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica, São Paulo, pp. 1271–1294.

Harr, M. E.,1987. Reliability-Based Design in Civil Engineering. McGraw-Hill, New York.

Jumikis, A.R., 1971. Foundation Engineering, Intext Educational Publishers, New York.

Lacasse, S., e Nadim, F., 1998. “Risk and reliability in geotechnical engineering”. 4th International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering, St. Louis, pp. 1172-1192.

Lobo, B.O. , 2003. Verificação de Desempenho das Fundações da Obra de Modernização de um Cais de Gravidade. Trabalho de Conclusão de Curso, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Magalhães, F. C., 2011. Análise das Fundações da Obra de Modernização do Cais do Porto Novo de Rio Grande (RS) Aplicando Metodologia Bayesiana**.** Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Rosenblueth, E., 1975. “Point estimates for probability moments”. Proc., Nat. Acad. of Sci., 72(10), 3812–3814.

Rosenblueth, E., 1981. “Two-Point Estimates in Probabilities”. Appl. Math. Modelling, Vol. 5, pp. 329-335.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS EM UM DOMÍNIO CONTENDO CAVIDADES UTILIZANDO A FERRAMENTA PDETOOL DO MATLAB

Tatielen Pereira Costa[1], Alexandre Huberto Balbino Selhorst[2]

[1]Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália km 8, Campus Carreiros, Rio Grande, RS, 96201-900, Brasil
e-mail: tatielen_costa@hotmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália km 8, Campus Carreiros, Rio Grande, RS, 96201-900, Brasil
e-mail: alexandre.selhorst@uol.com.br

RESUMO

Este trabalho visa obter o campo de temperaturas e o fluxo de calor por difusão para um domínio com cavidades previamente determinado. O objetivo é mostrar que a existência de cavidades no domínio pode ser inferida pelas diferenças no campo de temperaturas e do fluxo de calor medidos em regiões longe das cavidades. Para tal, utilizou-se a ferramenta PDETOOL do MATLAB, que utiliza o método de elementos finitos, para resolver a equação da distribuição do campo de temperaturas por difusão no regime permanente. Uma malha independente e correspondente ao domínio com fronteiras adiabáticas foi utilizada. A presença de cavidades funcionou como escape ao fluxo de calor, uma vez que as fronteiras externas eram adiabáticas.

Palavras chave: *Métodos de Elementos finitos, PDETOOL, Fluxo de calor, Campos de temperatura, Transferência de calor*

ABSTRACT

This paper aims to obtain a temperature field and the diffusion heat flow for a previous determined domain with cavities. The objective is to show that the presence of cavities in the domain can be inferred due to differences at the temperature field and the heat flow measured at regions that are far from the cavities. In order to do so, it was performed using finite element methods (FEM) from PDETOOL of MATLAB. An independent mesh that corresponds to the domain with adiabatic borders was utilized. The presence of cavities worked as a leakage for the heat flow, once the external frontier had adiabatic borders.

Keywords: *FEM, PDETOOL, Heat flow, Temperature field, Heat transfer*

1. INTRODUÇÃO

A crescente demanda nas mais diversas áreas e a escassez de recursos elevou a necessidade da utilização de métodos mais economicamente viáveis e velozes. Os problemas devem ser solucionados utilizando-se o mínimo de recursos e no menor tempo possível. Frente a isso, a modelagem numérica de problemas físicos é vantajosa em muitos casos, pois evita gastos desnecessários para a realização de um modelo físico para simulações e economiza o tempo gasto na construção de protótipos.

A finalidade deste trabalho é resolver um problema de transferência de calor através do uso da ferramenta PDETOOL do MATLAB para a solução de uma equação diferencial a partir do método de elementos finitos analisando a influência das condições de contorno, geração de energia e da condutividade térmica sobre o campo de temperaturas.

A maneira como o fluxo do calor se movimenta ao longo de uma superfície é de extrema importância na engenharia, uma vez que possibilita o dimensionamento de elementos onde a troca térmica é crucial para o perfeito funcionamento. Pode- se citar, por exemplo, a necessidade de pequenos orifícios nas pás de turbinas a gás. Sem esses furos o funcionamento da turbina seria impossível, pois não haveria material que suportasse a temperatura que o interior da turbina atingiria (Han et al., 2012).

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

O problema proposto é verificar como as cavidades alteram o campo de temperaturas e os vetores que indicam o fluxo de calor ao longo do domínio ilustrado na Fig. 1 para as combinações: *k=1 W/mK, k=10 W/mK, k=100 W/mK e q'''=1 W/m³, q'''=10 W/m³, q'''=100 W/m³*, que foram escolhidos arbitrariamente, onde k é a condutividade térmica por condução e q''' é a taxa de geração de energia por unidade de volume.

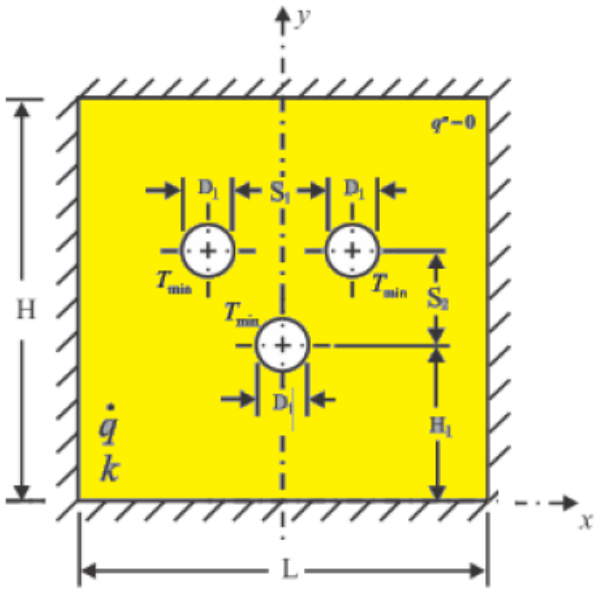


Figura 1: Domínio bidimensional onde o campo de temperaturas e os fluxos de calor serão obtidos.

Para obter a solução do problema, foram utilizados os seguintes valores, estipulados arbitrariamente:

- H= L= 1 m
- D_1= D_2= D_3= 0,05 m
- S_1= 0,4 m
- S_2= 0,1 m
- H_1= 0,3 m

Além disso, como condições de contorno têm-se superfícies externas adiabáticas, ou seja, possuem fluxo prescrito nulo, conhecida como condição de Neumann. A temperatura mínima na cavidade é definida de forma que ela possa absorver a energia gerada pelo corpo sólido, denominado na literatura como condição de Dirichlet ou de primeira espécie, ou seja:

- $q'' = 0 W/m^2$
- $T_{mín} = 0°C$

Como as cavidades possuem temperatura menor do que o restante da chapa, deve-se esperar que os vetores do fluxo de calor direcionem-se para os centros das cavidades, obedecendo, portanto, leis físicas para condutividade térmica (Young et al., 2008).

2.1. Modelo matemático

A determinação numérica da distribuição de temperaturas exige uma equação de conservação apropriada para cada um dos pontos nodais da temperatura a ser conhecida. A equação da distribuição dos campos de temperatura pode ser descrita, segundo (Incropera et al., 2008), pela Eq. (1):

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\dot{q}=0 \quad (1)$$

Como essa equação será resolvida no regime permanente, o termo de variação temporal é nulo.

2.2. Determinação da malha

Para determinar que malha deva ser utilizada no problema, há de se fazer um teste de independência de malha conforme mostrado em (Rodrigues et al., 2015), de forma que seja escolhida uma malha mais apropriada que minimize a sua interferência no resultado.

O teste consiste em resolver um caso padrão (onde as variáveis de condutividade térmica e da taxa de geração de energia por unidade de volume se mantêm sempre as mesmas) para vários tipos de malhas e armazenar em uma variável, a temperatura máxima. Depois de calculado para todas as malhas, faz-se a diferença da temperatura máxima de duas malhas subsequentes e divide-se pela primeira temperatura das duas analisadas, tendo assim uma diferença relativa, como mostra a Eq. (2):

$$\frac{T^{j}{}_{máx}-T^{j+1}{}_{máx}}{T^{j}{}_{máx}} \quad (2)$$

Caso o erro relativo seja menor que $5\text{x}10^{-4}$ será adotada a malha como independente. A Tabela 1 ilustra os cálculos de independência das malhas.

Tabela 1: Teste de independência de malha.

k=1W/ *m*.k e q'''=1W/m^3			
Número de elementos		**$T_{máx}$**	**Erro relativo**
Nós	**Triângulos**		
292	524	0,205461721	$1{,}9598 \times 10^{-3}$
1110	2096	0,205802751	$3{,}4545 \times 10^{-4}$
4318	8384	0,205873847	$6{,}3212 \times 10^{-5}$ **(Malha independente)**
17022	33536	0,205886860	----------

Ao chegar no terceiro refino obteve-se um erro relativo menor do que o especificado para denominar a malha como independente, ou seja ela pode agora identificar características importantes no escoamento sem que haja divergência nos resultados, por isso é importante ter um refino mais fino em regiões de grandes gradientes, normalmente perto das paredes.

O refino é executado por etapas e o usuário escolhe quando parar de acordo com o critério de aceitação utilizado.

A utilização de malhas triangulares não estruturadas requer menos memória RAM do que uma malha estruturada, podendo dessa forma resolver o problema em menor tempo de computação (Maliska, J.R.,2001).

As Figuras 2 a 5 mostram respectivamente a discretização da malha e o seu refino.

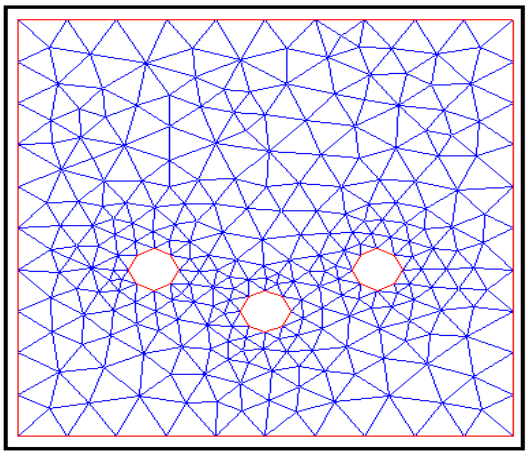


Figura 2: Malha discretizada.

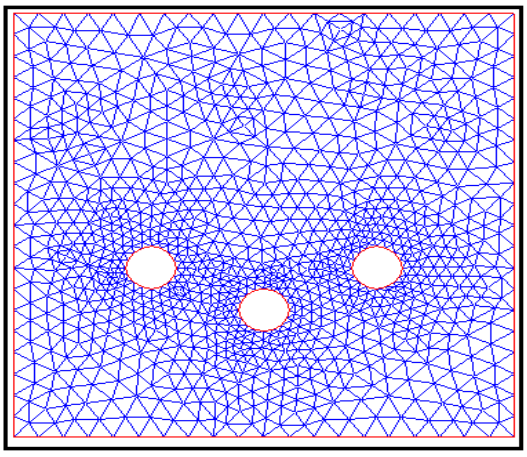


Figura 3: Malha após o primeiro refino.

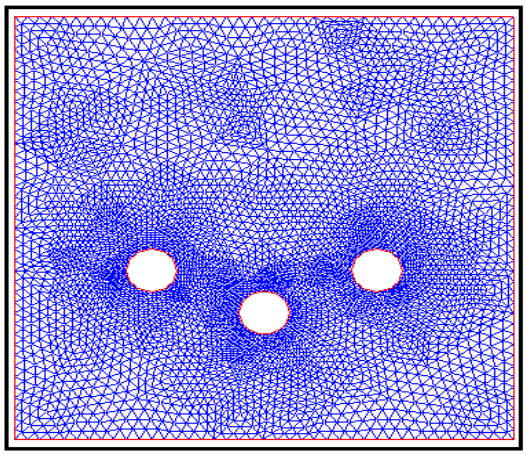


Figura 4: Malha após o segundo refino.

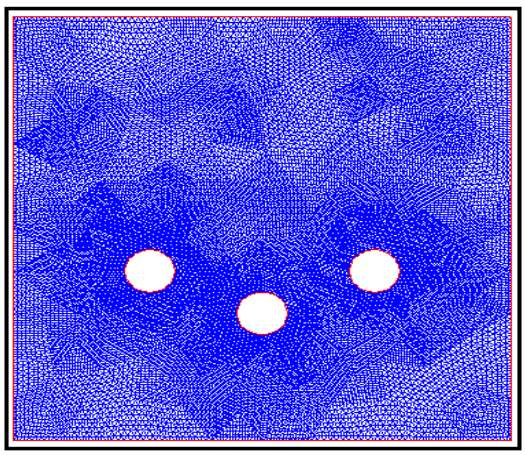


Figura 5: Malha após o terceiro refino.

3. RESULTADOS OBTIDOS

A condutividade térmica descreve o fluxo de calor através de um corpo como resultado de um gradiente de temperatura na superfície do mesmo. Para uma taxa de calor fixa, um aumento na condutividade térmica representa uma redução do gradiente de temperatura ao longo da direção da transferência de calor. Esta tendência se deve, em grande parte, às diferenças de espaçamento intermolecular nos estados da matéria. À medida que se aumentou o valor de k houve um decréscimo no valor de temperatura máxima, pois ao se melhorar a habilidade do material em conduzir energia térmica, mais rápido ele se resfria.

A medida que se aumenta a taxa de geração de energia na superfície analisada maior é a temperatura máxima para uma mesma condutividade térmica.

A Tabela 2 apresenta estes resultados.

Tabela 2: Dados de temperaturas máximas conforme variação de *k* e *q'''*.

q'''(W/m^3)	**k (W/ m.k)**	**$T_{máx}$(k)**
1	1	0,20588
10	1	2,05886
100	1	20,58868
1	10	0,02058
10	10	0,20588
100	10	2,05886
1	100	0,00205
10	100	0,02058
100	100	0,20588

A Figura 6 mostra a variação de temperaturas conforme há variação de *k* e *q'''*.

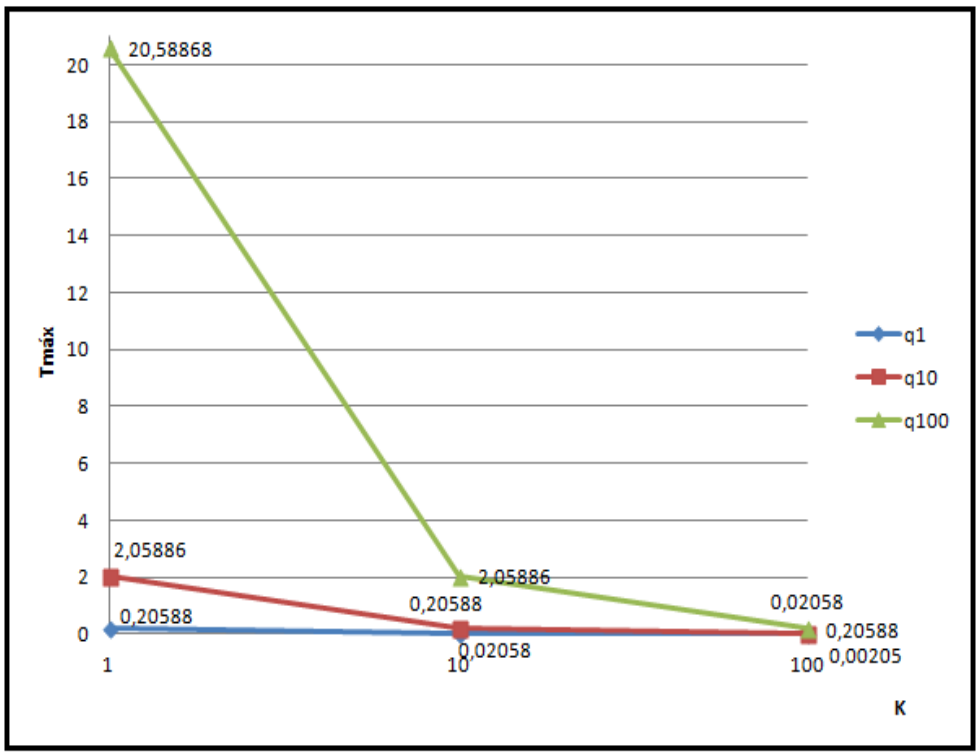


Figura 6: Comparação de temperaturas.

A Figura 7 apresenta o campo de temperaturas nas condições de condutividade térmica $k=1W/mK$ e fluxo de calor $q'''=1W/m^3$.

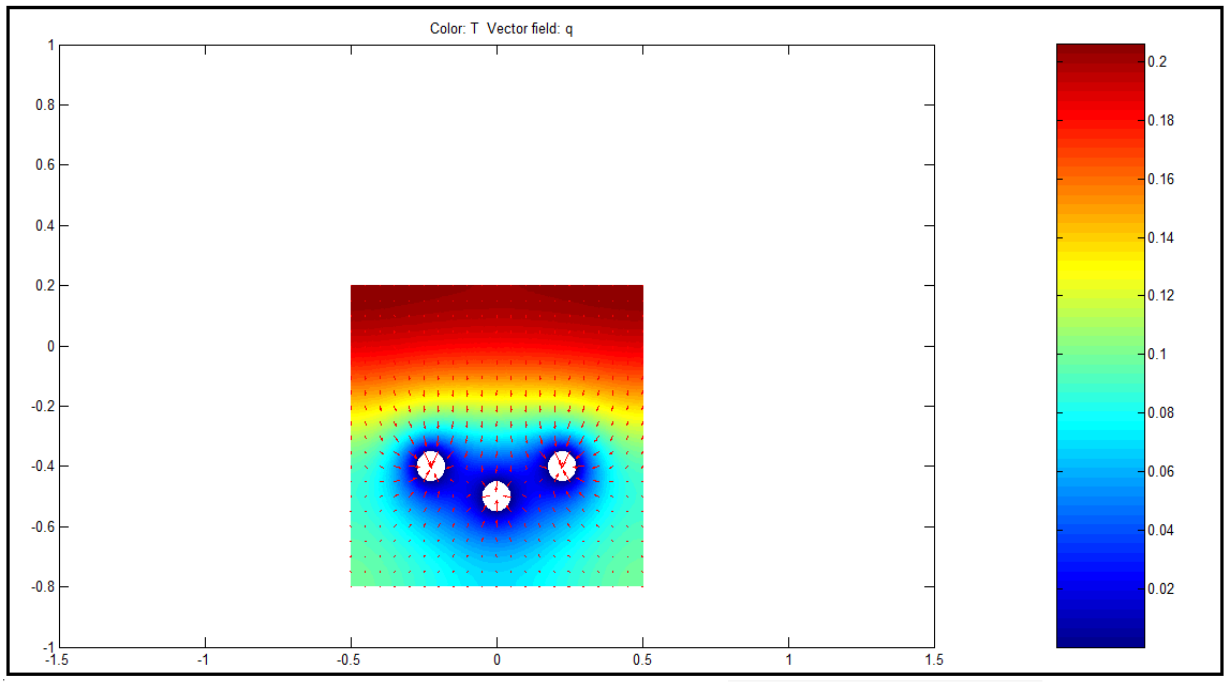


Figura 7: Campo de temperaturas.

4. CONCLUSÕES

A presença de cavidades fez com que o fluxo de calor se dirigisse até seus respectivos centros, uma vez que o contorno externo é adiabático. Percebe-se também que ao modificar o valor de uma das variáveis em questão, resulta-se em uma modificação da temperatura. Conforme se aumenta a taxa de geração de energia e se mantém constante a condutividade térmica, a temperatura máxima encontrada no sistema aumenta proporcionalmente. Isto é percebido ao analisar as figuras apresentadas. Visto que a condutividade térmica permaneceu constante, o aumento da temperatura é evidente. Na situação contrária, a variação da temperatura será negativa, agora se as duas variáveis são modificadas proporcionalmente, a temperatura máxima encontrada será a mesma entre as correspondentes análises.

4. REFERÊNCIAS

Incropera, F.P., Dewitt D., Bergman T., Lavine A., 2008, "Fundamentos de transferencia de calor e massa". 6ª Edição, LTC. São Paulo, Brasil.

Young, H.D., Freedman, R. A., 2008, "Física II: Termodinâmica e ondas".10ª Edição, Addison Wesley. São Paulo, Brasil.

Rodrigues, M.K., Goulart M.M., Helbig D., Magalhães G.M.C., Junior I.C.A., et al., 2015. "Constructal Design aplicado à otimização geométrica de um material de alta condutividade térmica em forma de 'T'". Scientia Plena Vol.11 Num.8. Disponível em https://www.scientiaplena.org.br/sp/article/viewFile/081328/1281 [2016 ago 10]

Mariska, J.R.,2001,"Geração de malhas para domínios 2,5 dimensionais usando triangulação de delaunay restrita".Santa Catarina, Brasil.

Santos, D.S., 2009. "Utilização da ferramenta pdetool do matlab para solução da equação da difusão de calor".

Golub, G. H., Ortega, J. M., 1991 "Scientific Computing and Diferential Equations: An Introduction to Numerical Methods". 1ª Edição, Academic Press. Cambridge, Inglaterra.

5. NOTA DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material impresso incluído neste trabalho.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

AVALIAÇÃO COMPARATIVA ENTRE MODELO NUMÉRICO E ENSAIOS EM LABORATÓRIO DE PROPAGAÇÃO DE ONDAS REGULARES

Yuri Timm Muller[1], Eduardo Puhl[1]

[1]Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)
Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH)
Núcleo de Estudos de Corrente de Densidade (NECOD)
Av. Bento Gonçalves, 9500 - Agronomia, Porto Alegre - RS, Brasil
e-mail: yuritimm@gmail.com

RESUMO

As ondas mais estudadas e com maior importância para a engenharia costeira são as ondas de gravidade, que são formadas pelo cisalhamento do vento com a superfície da água, onde surgem pequenas rugosidades que vão aumentando de altura e comprimento, impulsionadas pela ação contínua do vento. Modelos físicos, modelos numéricos e dados de campo são essenciais para otimização de projetos e dimensionamento de estruturas costeiras. Quando estas ferramentas são combinadas, é possível realizar etapas de validação e verificação dos resultados e análises, levando a modelos mais robustos. Para tanto, o objetivo desse estudo é realizar uma análise comparativa entre o uso de modelo numérico e experimentos em modelo físico, simulando a propagação de ondas monocromáticas incidentes em perfis de enrocamento. A ferramenta computacional Sistema de Modelagem Costeira – Brasil (SMC) foi utilizada para modelagem numérica do modelo físico canal de ondas IPH/NECOD. Conforme os resultados obtidos e as devidas comparações feitas, indica-se um desempenho satisfatório do modelo na representação dos casos estudados, apresentando diferenças da ordem de 10% em relação aos resultados no modelo físico. As discrepâncias foram associadas à consideração das velocidades uniformes na vertical e por não considerar a reflexão das ondas junto à praia.

Palavras chaves: modelagem numérica, modelagem física, ondas regulares, SMC Brasil

1. INTRODUÇÃO

As ondas na água, de modo simplificado, são definidas como perturbações causadas por diferentes forças, ocasionando flutuações do nível da água com velocidade, aceleração local e variação local de pressão. Estas ondas podem ser classificadas segundo as forças geradora/restauradora e as faixas de períodos típicos. Quando têm períodos muito pequenos (na ordem de 0,1 segundo), são denominadas ondas capilares, cuja principal força restauradora é a tensão superficial da água. Ondas com maiores períodos, podendo ser de 12 a 24 horas, são chamadas ondas de marés. Já as ondas da praia, ou ondas de gravidade, tem a gravidade como força restauradora predominante e possuem períodos da ordem de 2 a 30 segundos.

As ondas mais estudadas e com maior importância para a engenharia costeira são as ondas de gravidade, que são formadas pelo cisalhamento do vento com a superfície da água, onde surgem pequenas rugosidades que vão aumentando de altura e comprimento, impulsionadas pela ação contínua do vento. Na Hidráulica Marítima o conhecimento das características das ondas (Fig. 1) e seus efeitos sobre as estruturas como portos, diques, molhes,

quebra-mares e canais de navegação, são de fundamental importância para o projeto e construção dessas obras. Modelos físicos (bacias e canais de ondas), modelos numéricos e dados obtidos em campo são essenciais para otimização de projetos e dimensionamento dessas estruturas. Quando estas ferramentas são combinadas, é possível realizar etapas de validação e verificação dos resultados e análises, levando a modelos mais robustos. Para tanto, o objetivo desse estudo é realizar uma análise comparativa entre o uso de modelo numérico e experimentos em modelo físico, simulando a propagação de ondas monocromáticas incidentes em perfis de enrocamento.

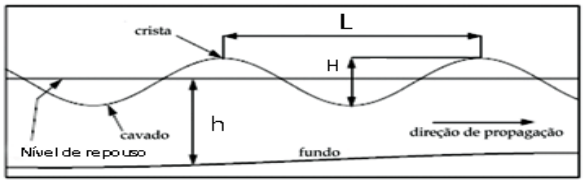


Figura 1. Principais caraterísticas das ondas, onde *L* é comprimento de onda, *h* a profundidade e *H* a altura de onda.

2. MÉTODOS

Nesse presente estudo foi utilizada a ferramenta computacional Sistema de Modelagem Costeira – Brasil (SMC) para realizar a análise comparativa entre o modelo numérico e os dados obtidos em modelo físico. Além disso, foi realizada a comparação de diferentes configurações de malhas numéricas no modelo numérico, buscando uma melhor eficiência na modelagem. Os experimentos utilizados como referência e comparação para a modelagem numérica foram realizados por Gomes et al. (2013), os quais estão descritos na seção abaixo.

2.1 Modelo numérico SMC – Brasil:

Um dos módulos dessa ferramenta é o Modelo Integral de Propagação de Ondas, Correntes e Morfodinâmica em Praias - Mopla. É um programa que permite simular, em uma zona litorânea, a propagação de ondas desde profundidades indefinidas até a linha de costa. O Mopla é composto por seis modelos numéricos. Para a simulação dos casos utilizou-se apenas o modelo numérico de propagação de ondas monocromáticas, OLUCA – MC. Este módulo é um modelo de propagação de ondas linear, combinado de refração e difração que inclui os efeitos de empolamento (*shoaling*), dissipação de energia por cisalhamento com o fundo e quebra da onda, simulando o comportamento de ondas sobre batimetrias irregulares. O modelo é baseado na aproximação parabólica da equação da declividade suave. Equação (1) da declividade suave, desenvolvida por Berkhoff (1972), citado por GIOC (2000), pode ser escrita em função do deslocamento da superfície livre, $\eta(x, y)$, mediante a utilização de um operador de gradiente horizontal como:

$$\vec{\nabla} . \left(C C_g \vec{\nabla} \eta \right) + \sigma^2 \frac{C_g}{C} \eta = 0 \qquad (1)$$

Onde:

$\vec{\nabla} = \frac{\partial}{\partial x_j}$, sendo j= 1,2 as direções no plano horizontal (2)

$C = \sqrt{\frac{g}{k} \tanh kh}$ = Celeridade da onda (3)

$C_g = C \frac{1}{2} \left(1 + \frac{2kh}{\sinh 2kh} \right)$ = Celeridade de grupo (4)

Onde a profundidade local da água é $h(x, y)$ e g a aceleração da gravidade. O número de onda local $k(x, y)$, está relacionado com a frequência angular, σ, e a profundidade, h, mediante a relação de dispersão linear (Equação 5):

$$\sigma^2 = gk \tanh kh \qquad (5)$$

Onde o perfil da onda é dado por:

$$\eta = A(x, y) e^{i\sigma t} \qquad (6)$$

Onde, $A(x, y)$ é a amplitude complexa com informação sobre a fase e a amplitude real da onda.

Para resolver a equação da declividade suave, o modelo OLUCA utiliza uma metodologia (Booij, 1981 apud GIOC, 2000) que consiste na partição de matrizes, que implica na separação do campo de ondas em uma onda propagando-se à frente e outra atrás, desprezando-se posteriormente a segunda. Neste caso, a aproximação impõe uma restrição ao seu modelo parabólico: as ondas devem ser propagadas dentro dos +/- 60° ao redor da direção principal de propagação. Finalmente, a aproximação parabólica levemente não linear à equação da declive suave é dada pela Equação 7:

$$C_g \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{\partial A}{\partial y} + i(k_0 - k)C_g A + \frac{\sigma}{2}\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{C_g}{\sigma}\right)A - \frac{i}{2\sigma}\frac{\partial}{\partial y}\left[p\frac{\partial A}{\partial y}\right] - i\sigma k^2 D|A|^2\frac{A}{2} = 0 \quad (7)$$

Onde:

$p = C\,C_g$

k_o = Número de onda de referência, tomado como a média ao longo do eixo *y*.

D = Forma parte do termo não linear e se define Equação 8:

$$D = \frac{(\cos h\, 4kh + 8 - 2\tanh^2 kh)}{8\,\sinh^4 kh} \quad (8)$$

2.2 Limitações e pressupostos do modelo OLUCA – MC:

Considera o fluido não viscoso, incompressível e de densidade constante, com fluxo irrotacional, estacionário e com as componentes longitudinal e transversal das correntes (*U* e *V*, respectivamente) não variando ao longo da coluna d'água (integrado na profundidade). Assume pressão constante na superfície livre e não considera a ação do vento. O modelo é aplicável em ambientes onde os fenômenos de refração, difração, empolamento e quebra da onda predominam, não sendo aplicável em ambientes onde o fenômeno da reflexão ocorre constantemente.

A declividade de fundo deve ser suave, no máximo 18° ou 1:3. Os contornos laterais podem ser abertos ou fechados e devem ser afastados da zona de estudo para evitar que a possível propagação de instabilidades para dentro da malha. O modelo é limitado à execução de propagação para profundidades superiores a 0,30m e necessita de pelo menos 10 pontos de cálculo por comprimento de onda para atingir sua estabilidade numérica. O ângulo de incidência das ondas na malha deve estar dentro do limite de 60° em relação ao eixo X, bem como as ondas que chegam à zona de estudo devem estar dentro desse limite. O domínio retangular para uma aplicação qualquer deve ser escolhido com precaução. O modelo OLUCA-MC permite, de acordo com o dimensionamento de matrizes, uma malha de tamanho máximo de 500 x 500.

O trabalho de Alvarez-Ellacuria et al. (2010) mostra resultados de validação de um modelo de previsão de ondas que utiliza a equação da declividade suave. As previsões do modelo foram comparadas com dados medidos em campo e apresentaram grau de validação de 78,4%. As discrepâncias não foram associadas ao modelo de propagação, mas ao modelo de geração de ondas.

2.3 Modelo Físico

O canal utilizado por Gomes et al. (2013) apresenta 42 m de comprimento e 1 m de largura, tem instalado um gerador de ondas regular do tipo articulado em uma de suas extremidades. A uma distância de 14,4 m a partir do do ponto de articulação do batedor de ondas, há um degrau dentro do canal reduz sua profundidade em 47 cm. O talude ao final do canal foi construído de Brita G (D = 21 mm) com inclinação 1V:3H e a profundidade na parte rasa do canal foi variada. Para as comparações foram utilizados os dados da sonda de nível capacitiva P3 que é situada a 24 m do batedor de ondas, conforme desenho esquemático (Fig. 2). Não foram obtidos dados sobre o fenômeno de reflexão no canal, apesar de serem efeitos relevantes neste tipo de experimento.

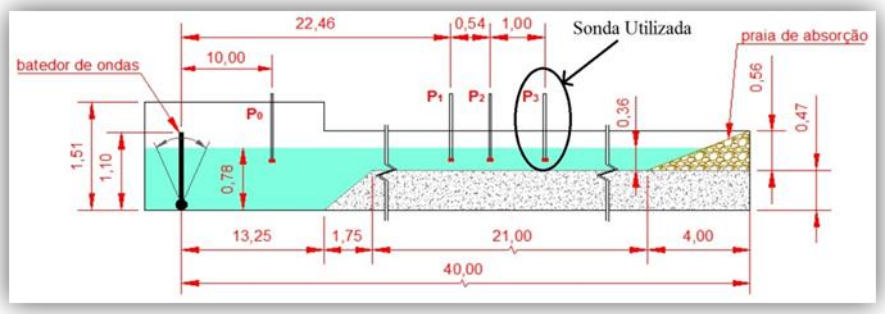


Figura 2 – Canal de ondas, com a sonda utilizada destacada (adaptado de Gomes et al., 2013).

2.4 Simulações numéricas

As simulações tiveram como base o modelo físico do canal de ondas do IPH/Necod e os experimentos realizados por Gomes et al. (2013). Com isso, no modelo numérico, foram gerados três casos de propagação de onda e duas malhas (Tabela 1), sendo caso 1 para onda A, caso 2 para onda B e caso 3 para onda C. Para fins de calculo, se utilizou o modelo de Stokes – não linear, com dissipação de amortecimento com fundo poroso.

Onda	A	B	C
h(cm)	31,7	31,7	33,9
H(cm)	5,2	6,1	7,5
T(s)	1,3	1,4	1,7
Malha 1	Dimensões (m)	Espaçamento (m)	N° de linhas
x	40	0.4	101
y	1	0.2	6
Malha 2			
x	40	0.1	401
y	1	0.1	11

Tabela 1 – Informações dos casos e malhas para o modelo numérico.

Onde h é altura da lâmina da água na parte rasa do canal, H é altura de onda e T o período.

Para o objetivo foi utilizado o Modelo Integral de Propagação de Ondas, Correntes e Morfodinâmica em Praias-Mopla (Fig. 3), seguindo a ordem:

1) Criando projeto;

2) Criando alternativas, onde é inserida a batimetria (a partir de arquivo xyz, imagem ou linha de costa);

3) Editor do plano de trabalho, onde é feita a interpolação da batimetria e definida a linha de costa (limite entre a água e terra);

4) Definindo a malha;

5) Executando o programa (janela Mopla). Na janela Mopla é possível editar a malha, criar casos (ondas ou espectro), calcular e visualizar os resultados como altura de onda, fase, frente de onda, entre outros.

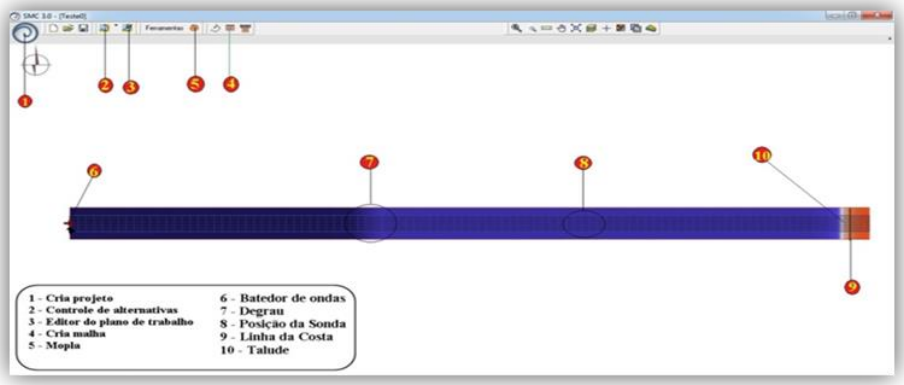


Figura 3. Interface Mopla

3. RESULTADOS

Foi feita a comparação de resultados já obtidos em ensaios no canal por Gomes et al. (2013) com resultados obtidos pelo modelo numérico. A partir da tabela 2, é possível visualizar a comparação feita entre as alturas de ondas resultantes, aquelas medidas pela sonda (ensaios no modelo físico) com as obtidas pelo modelo numérico, para os três casos. Ainda é possível visualizar a comparação dos resultados nas malhas utilizadas. Neste caso, nota-se uma pequena diferença nos valores da altura de onda, resultando em erros que variam de 2 a 7%, sendo que a malha dois apresentou os menores erros. Estima-se que essas diferenças são devidas as hipóteses e limitações do modelo numérico OLUCA – MC, principalmente relacionadas ao efeito da reflexão das ondas junto à praia, as quais só estão presentes no modelo físico.

	Onda A	Onda B	Onda C
Altura de onda medida pela sonda (m)	0,052	0,061	0,075
Altura de onda gerada pelo programa (m) - Malha 1	0,048	0,060	0,078
Altura de onda gerada pelo programa (m) - Malha 2	0,050	0,060	0,077
Erro (%) - Malha 1	6,9	2,3	4,0
Erro (%) - Malha 2	3,1	2,3	2,7

Tabela 2 – Comparação de resultados da altura de onda

A fim de comparação do detalhamento das malhas utilizadas, a Figura 4 apresenta a altura de onda na região do degrau, geradas pelo modelo para a onda C. Tem-se um pequeno decaimento na altura da onda ao chegar ao inicio do degrau (X = 13m), seguido de elevação constante até o seu final (X = 15m). A malha dois, de menor espaçamento e maior n° de linhas, apresenta maior detalhamento nos resultados. Apesar disso, nos dois casos a transição de profundidades se dá de maneira suave, não interferindo nas simulações e obedecendo às restrições quanto à equação da declividade suave.

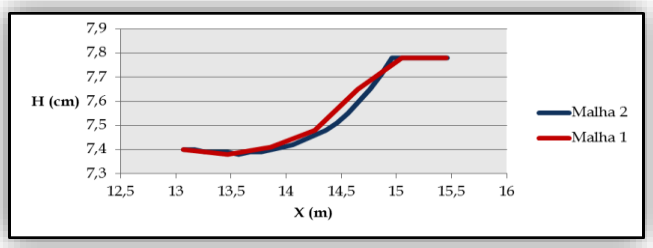


Figura 4 – Análise do refinamento das malhas numéricas pela altura de onda na região do degrau para o caso 3. Onde H representa altura de onda em centímetros e X a distância no canal a partir do batedor em metros.

A Figura 5 apresenta o perfil da linha de água ao longo do canal, onde é possível visualizar o efeito do empolamento (mudança das características da onda ao chegar a águas rasas), para onda C. Observa-se a diminuição do comprimento da onda, tendo 3,9 m na parte mais profunda, já na parte rasa apresenta 2,7m. O comprimento de

onda médio, obtido na simulação do programa foi de 3,1 m. O medido por ensaio, através da sonda utilizada por Gomes et al. (2013) foi de 2,9 m. Neste caso, as ondas se encontram na regiões de águas intermediárias (0,05 < h/L < 0,5). Portanto as diferenças entre os resultados podem estar associadas à consideração quanto à uniformidade vertical das velocidades, típica de ambiente de águas rasas (h/L < 0,05).

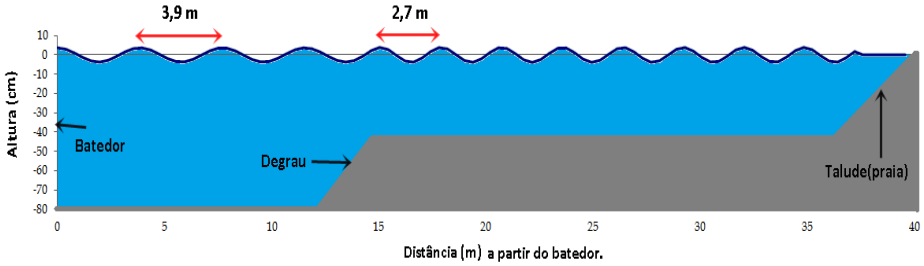


Figura 5 – Perfil da linha de água ao longo do canal IPH/NECOD obtido na simulação da propagação da onda C. Escala independente no desenho do fundo.

4. CONCLUSÃO

O trabalho apresenta os resultados para simulação numérica de ondas utilizando o modelo SMC – Mopla. As simulações foram baseadas e comparadas com resultados obtidos em modelo físico, utilizando os experimentos realizados por Gomes et al. (2013). Conforme os resultados obtidos e as devidas comparações feitas, indica-se um desempenho satisfatório do modelo na representação dos casos estudados, apresentando discrepâncias de pequena ordem (menor que 10%), quando comparados aos resultados obtidos no modelo físico. As diferenças foram associadas aos seguintes fatores, tais como: a aproximação através da integração vertical, a desconsideração do efeito de reflexão das ondas.

5. REFERÊNCIAS

A. Alvarez-Ellacuria, A. Orfila, M. Olabarrieta, R. Medina, G. Vizoso, and J. Tintoré. 2010. "A Nearshore Wave and Current Operational Forecasting System". Journal of Coastal Research: v. 26 (3): pp. 503 – 509.

Berkhoff, J. 1972. "Computation of Combined Refraction — Diffraction". Coastal Engineering 1972 Proceedings: pp. 471-490.

Booij, N. 1981. "Gravity Waves on Water with Non-uniform Depth and Currents," Report nº 81-1, Delft University of Technology, 131 pp.

Gomes, A.P., Silveira, J.B.P., Marques, M.G. and Endres, L.A.M. 2013. "Características das ondas a jusante de dissipador por ressalto hidráulico". In: Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos (20. : 2013 nov. 17-22 : Bento Gonçalves, RS). ABRH.

GRUPO DE INGENIARIA OCEANOGRÁFICA Y DE COSTAS (GIOC), 112 f., 2000. Sistema de Modelado Costero, SMC. Manual de referencia OLUCA. Universidad de Cantabria y Dirección General de Costas, Ministerio de Meio Ambiente.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ESTIMATIVA DE CENÁRIOS CARACTERÍSTICOS DE ONDAS NA ENSEADA DE SÃO LOURENÇO DO SUL. LAGOA DOS PATOS - RS

Natália Lemke[1], José Antônio Scotti Fontoura[2], Lauro Julio Calliari[3], Nicole Motta Ferreira[4]

[1] Universidade Federal do Rio Grande - Laboratório de Oceanografia Geológica
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: natalialemke@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande – Engenharia Oceânica - Laboratório de Engenharia Costeira
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: scottifontoura@gmail.com
[3] Universidade Federal do Rio Grande - Laboratório de Oceanografia Geológica
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: lcalliari@log.furg.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande – Engenharia Oceânica - Laboratório de Engenharia Costeira
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: nicole.ferreiraa@hotmail.com

RESUMO

O estudo dos processos litorâneos em ambientes lagunares consiste em uma etapa fundamental para a realização de projetos de engenharia costeira. Desta forma, este trabalho apresenta o objetivo de determinar cenários característicos de ondas na Lagoa dos Patos, nas proximidades da enseada de São Lourenço do Sul. Utilizou-se o modelo SWAN (Simulating Waves Nearshore) para simular a geração e a propagação de ondas na lagoa. O modelo foi aferido com dados de ondas medidos na Lagoa dos Patos em março de 2015, através de um ondógrafo direcional fundeado a aproximadamente 14 km da costa de São Lourenço do Sul, no ponto de coordenadas 31°29'06''S e 51°55'07'' W, onde a profundidade local é de 6 metros. Através da análise estatística de dados de intensidades e direções de ventos medidos na estação da Praticagem da Barra do Rio Grande, determinou-se o ano representativo (2008) de uma série temporal maior (2004 a 2010). Com os dados de ventos (intensidades e direções) do ano de 2008, e com a batimetria da lagoa simulou-se a geração e a propagação de ondas na Lagoa dos Patos, obtendo-se registros dos parâmetros de ondas (alturas significativas, períodos de pico e direções de pico) a cerca de 5 km da enseada de São Lourenço do Sul, os quais foram corrigidos com os respectivos fatores de ajuste previamente calculados na aferição do modelo. Através do método das classes fixadas, selecionaram-se 36 cenários característicos de ondas, com valores de alturas significativas (Hs) entre 0,16 m e 1,03 m, com períodos de pico (Tp) entre 2,05 s e 4,54 s, e com direções de pico (Dp) entre 30° e 210°. O cenário representativo das maiores frequências ocorreu na primavera, com duração de cerca de 27 dias, caracterizando ondas com Hs de 0,60 m, Tp de 3,39 s e Dp de 119,7°. A estimativa destes cenários de ondas tem muito a contribuir com estudos que visam caracterizar o regime de ondas na lagoa e até mesmo quantificar o transporte sedimentar na enseada de São Lourenço do Sul, para então propor obras de proteção costeira na região.

Palavras-chave: ondas na Lagoa dos Patos, ondógrafo direcional, SWAN.

1. INTRODUÇÃO

A caracterização do regime de ondas em ambientes litorâneos apresenta extrema importância para profissionais da oceanografia e da engenharia oceânica, pois as estruturas de proteção costeira, como quebra-mares e espigões, são projetadas de acordo com o padrão de ondas incidentes. As ondas são as principais responsáveis pelo transporte de sedimentos dentro da zona de arrebentação. Após o processo de quebra da onda, os fluxos de sedimentos são regidos pelas quantidades de movimento introduzidas dentro da zona de surfe (Fontoura, 2004). De acordo com Machado (2013) o regime de ondas de uma região depende do clima, da localização de sistemas atmosféricos e dos ventos predominantes, e é caracterizado através do padrão estatístico de altura, período, direção de propagação e energia.

A Lagoa dos Patos (Figura 1) é uma grande laguna costeira localizada no extremo sul do Brasil. É integrante principal do sistema de drenagem da bacia hidrográfica do sudeste. Possui orientação geral NE-SW, comprimento médio de 250 km e largura média de 40 km, cobrindo uma área de aproximadamente 10.000 km^2 (Fontoura et al., 2015). Embora seja o principal corpo hídrico da Hidrovia do MERCOSUL, até o ano de 2015 não havia conhecimento de estudos detalhados do seu regime ondulatório. As primeiras predições de ondas nas margens oeste e leste da Lagoa dos Patos foram feitas por Toldo et al. (2006) com base em dados horários de ventos medidos durante o ano de 1988. Em março de 2004, Fischer e Calliari (2011) realizaram medições de alturas de ondas utilizando uma régua graduada nas praias do "Saco do Laranjal" (costa noroeste do estuário da Lagoa dos Patos). Nicolodi (2013) validou um modelo de geração de ondas para o Lago Guaíba (norte da Lagoa dos Patos) através da aferição com dados obtidos por um medidor de ondas e correntes da FSI3D da *Falmouth Scientific*, fundeado entre os dias 16 de junho até 02 de agosto de 2005, em uma profundidade aproximada de três metros.

Além da medição dos parâmetros de ondas *in situ*, o regime ondulatório em uma região também pode ser estimado através da modelagem computacional, uma vez feita a aferição do modelo com dados observados. O modelo SWAN (*Simulating Waves Nearshore*) é uma ferramenta de extrema valia para simular a geração e propagação de ondas em águas rasas. Diversos pesquisadores têm utilizado o SWAN para modelagem de ondas em ambientes abrigados, como por exemplo, Lago George na Austrália (Van Gruijthuijsen, 1996), Baía de Chesapeake nos Estados Unidos (Lin et al., 2002), Lago Erie (Moeini e Shahidi, 2009) e Lago Guaíba (Nicolodi, 2007).

Desta forma, este estudo tem o propósito de identificar cenários característicos de ondas na Lagoa dos Patos, a cerca de 5 km da enseada de São Lourenço do Sul (Figura 1), através do modelo SWAN, aferido com dados de ondas medidos por meio de um ondógrafo direcional. Os resultados adquiridos com esta pesquisa auxiliam na caracterização do regime ondulatório lagunar, dando origem a uma consistente base para outros estudos que visam determinar o transporte sedimentar na região, e assim, propor obras de fixação e proteção da costa.

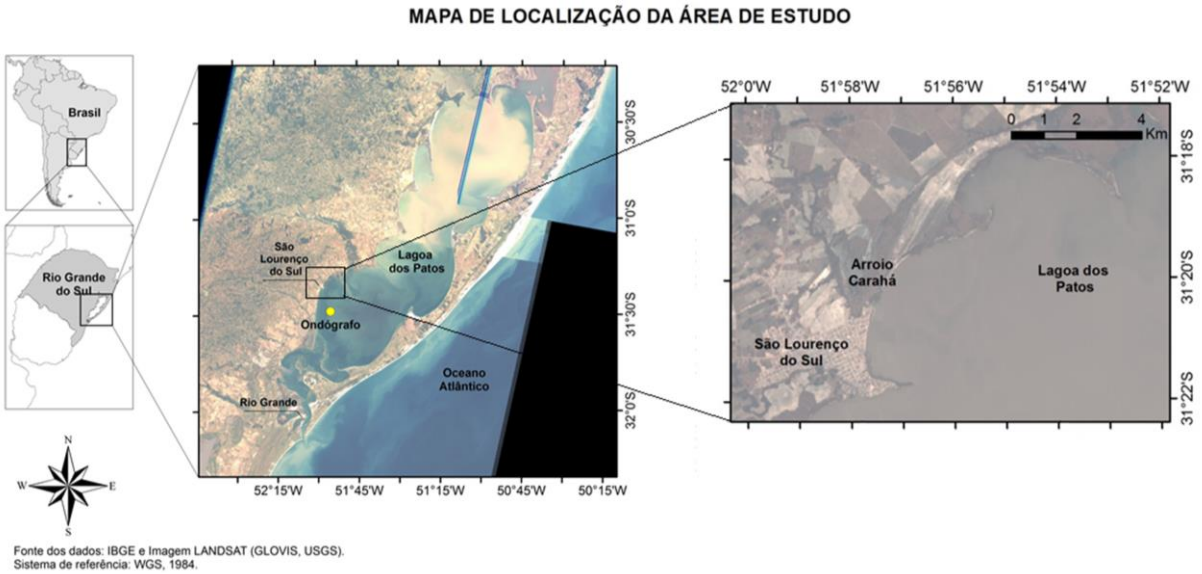


Figura 1. Mapa de localização da área de estudo. Enseada de São Lourenço do Sul, Lagoa dos Patos – RS. Localização do ondógrafo direcional (ponto amarelo) na Lagoa dos Patos.

2. METODOLOGIA

A metodologia desenvolvida nesta pesquisa consiste na aquisição e tratamento dos dados de batimetria, de ondas e de ventos, assim como na modelagem computacional, à qual foi realizada através do SWAN. A seguir são detalhadas estas etapas.

2.1 Levantamento Batimétrico

Dados batimétricos da Lagoa dos Patos foram adquiridos através de cartas náuticas, disponibilizadas no *site* Diretoria de Hidrografia e Navegação (DHN). Através do *software* DELFT3D, construiu-se uma grade numérica retangular (grade regional), rotacionada a 30º no sentido horário a partir do eixo norte, com 108.741 nós espaçados a cada 500 metros. A grade regional e os pontos batimétricos digitalizados a partir das cartas náuticas são apresentados na Figura 2.

Na enseada de São Lourenço do Sul, realizou-se um levantamento batimétrico detalhado no dia 18 de outubro de 2013, com uma ecossonda da marca *Lowrance*© (modelo LCX-19C) de dupla frequência 200/50 kHz e com precisão vertical da ordem de centímetros. Através do *software* DELFT3D construiu-se uma grade numérica retangular (grade local), rotacionada a 30º no sentido horário a partir do eixo norte, composta por 58.056 nós. A Figura 3 ilustra a grade local e as linhas de navegação com os perfis batimétricos obtidos.

Após o tratamento dos dados batimétricos realizou-se a interpolação triangular através do *software* DELFT3D para ambas as grades numéricas.

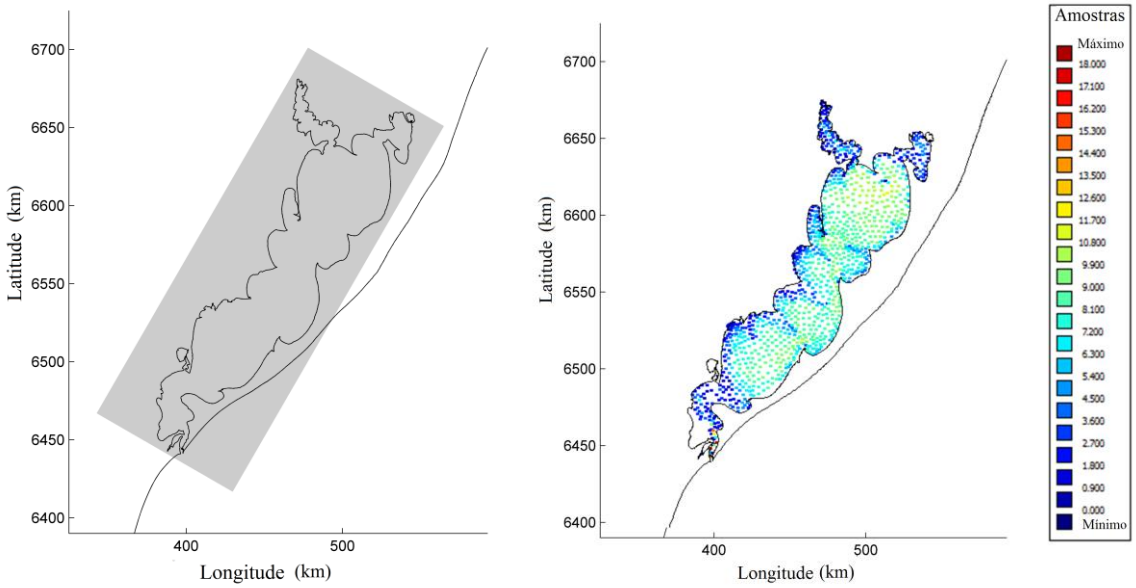


Figura 2. Grade numérica (esquerda) e pontos batimétricos (direita) da Lagoa dos Patos. Coordenadas métricas UTM. Escala de cores em metros.

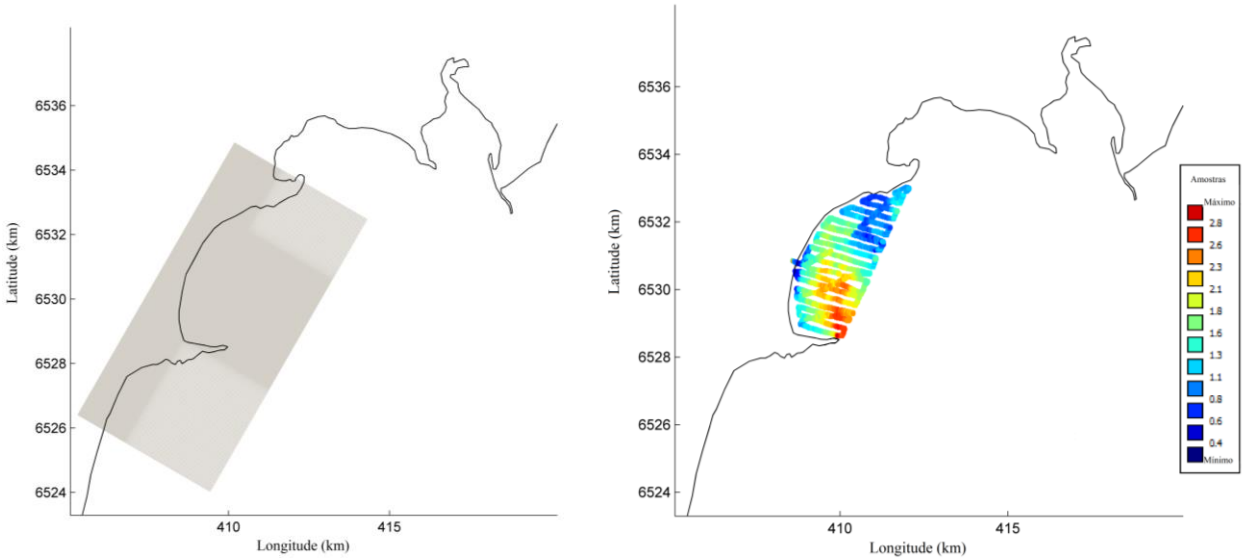


Figura 3. Grade numérica (esquerda) e transectos da embarcação (direita) durante o levantamento batimétrico detalhado para a enseada de São Lourenço do Sul. Coordenadas métricas UTM. Escala de cores em metros.

2.2 Parâmetros de ondas medidos na Lagoa dos Patos

Registros inéditos de parâmetros de ondas na Lagoa dos Patos foram adquiridos através do ondógrafo direcional *Waverider Datawell Mark III* fundeado a uma distância de aproximadamente 14 km da costa de São Lourenço do Sul, no ponto de coordenadas 31º 29' S e 51º 55' W (Figura 1), onde a profundidade local é de 6 metros. O ondógrafo pertence à FURG, via projeto Rede Ondas (Rede de Monitoramento de Ondas em Águas Rasas) da Comissão Interministerial para os Recursos do Mar.

Registros de altura, período e direção de onda, temperatura da água e a posição geográfica foram adquiridos durante o intervalo temporal de 22 de janeiro a 01 de julho de 2015. Para a aferição do modelo SWAN foram utilizados os dados de ondas referentes a março de 2015. Através de uma antena de rádio, posicionada no topo do ondógrafo, foi realizada a transmissão dos dados brutos e espectrais para a estação receptora localizada na FURG - Campus São Lourenço do Sul e, então, via internet para a FURG - Rio Grande. Parâmetros de ondas (altura significativa, período de pico e direção de pico), foram divulgados em tempo real no site redeondas.herokuapp.com. Informações mais detalhadas sobre a aquisição, instalação e operação do ondógrafo podem ser encontrados nos estudos de Fontoura et al. (2015) e de Lemke (2015).

2.3 Análise de dados de ventos

Para simular a geração de ondas na Lagoa dos Patos é fundamental o conhecimento do regime de ventos atuantes na região. Desta forma, dados horários de ventos medidos na estação meteorológica da Praticagem da Barra do Rio Grande, coletados a 25 metros de altura, foram convertidos para dados correspondentes a 10 metros de altura (altura de referência no SWAN), de acordo com a Equação 1 (*U. S. Army Corps of Engineers*, 1984), onde z é a altura em que foram feitas as medições (25 m), e u_z é a intensidade da velocidade do vento na altura z.

$$u_{(10)} = u_z \left(\frac{10}{z}\right)^{1/7} \quad (1)$$

A série histórica de dados de ventos da Praticagem compreende o período de 2004 a 2010. Com intuito de reduzir o esforço computacional, aplicou-se a metodologia apresentada por Romeu et al. (2010), onde 30 anos de dados de agitação marítima da região oceânica sul brasileira foram reconstruídos, através do modelo de geração WW3, e histogramas de altura e período de ondas por direção de incidência destes 30 anos foram comparados com histogramas anuais, com a finalidade de identificar o ano que melhor representava a totalidade de dados. Desta forma, os valores de velocidades de ventos coletados na Praticagem da Barra do Rio Grande foram divididos em classes (intervalos de 3 m/s), com intuito de determinar a distribuição de frequências (%) de acordo com as direções predominantes para todo período analisado (2004 a 2010), assim como para cada ano separadamente. Construíram-se matrizes com os valores de desvio padrão das frequências relativas de velocidades de ventos, conforme direções atuantes, tendo como valores médios as frequências para todo período analisado (2004 a 2010). Após obter os valores de desvio padrão das frequências relativas de cada ano, calculou-se o desvio padrão médio anual. O ano que apresentou o menor desvio padrão anual foi selecionado como ano representativo de toda série temporal (2004 a 2010). Especificamente para a aferição do modelo SWAN, utilizou-se a série temporal de dados de ventos referentes a março de 2015.

Análises sobre a variação espacial do vento sobre a extensa área da Lagoa dos Patos foram feitas através da correlação linear entre dados de ventos da Praticagem e dados de ventos do modelo de reanálise europeu ECMWF. Informações mais detalhadas encontram-se no estudo de Lemke (2015).

2.4 Geração de ondas na Lagoa dos Patos através do modelo SWAN

O modelo SWAN foi aferido a partir da comparação estatística entre dados de ondas modelados e dados de ondas medidos através do ondógrafo durante março de 2015. As séries temporais de altura significativa, período de pico e direção de pico, tanto medidas quanto modeladas, durante o mês de março de 2015, foram analisadas com base nos cálculos estatísticos disponíveis na literatura (Melo et al., 2008, Lalbeharry, 2001, Aguiar, 2014). Informações mais detalhadas encontram-se no trabalho desenvolvido por Lemke et al. (2015).

Após realizar a aferição do modelo SWAN e determinar o ano representativo de ventos da série temporal de 2004 a 2010, simulou-se a geração e a propagação de ondas em toda a Lagoa dos Patos, com a grade numérica regional, obtendo-se parâmetros de ondas (alturas significativas, períodos de pico e direções de pico) em pontos situados na fronteira da grade local (São Lourenço do Sul) em intervalos de 3 horas, totalizando 2928 casos durante um ano inteiro. Por conseguinte, aplicou-se a metodologia desenvolvida por Dobrochinski (2009), à qual consiste na redução do clima de ondas. A metodologia denomina-se Método das Classes Fixadas, onde os casos de ondas da

série temporal são divididos em classes de direção e de altura significativa. As classes de direção têm o mesmo tamanho. Cada classe de direção é dividida em classes de altura significativa, de acordo com a altura significativa máxima encontrada dentro da classe direcional. O tamanho das classes de altura significativa é o mesmo dentro de cada classe de direção, mas pode variar nas outras classes direcionais. O número total de casos de ondas é adquirido através da multiplicação do número de classes de direção pelo número de classes de altura significativa de onda. O valor do período de pico de cada classe é determinado através da média aritmética dentro da referida classe.

Portanto, dividiu-se a série temporal dos casos de ondas obtidos com a modelagem em quatro intervalos, um para cada estação do ano. Após, aplicou-se o Método das Classes Fixadas para cada estação do ano. Devido às feições morfológicas da região no entorno da grade local (conforme se observa na Figura 3) constata-se que as maiores pistas de vento ocorrem entre 30º e 210º. Desta forma, analisaram-se resultados dos parâmetros de ondas gerados pelo SWAN para todo ano representativo, com direções de pico entre 30º e 210º. Os demais casos de ondas não foram utilizados, visto que não haveria pista de vento suficiente para gerar ondas. As classes de direção de pico das ondas foram dividas em 3 partes iguais, com 60º em cada classe. Dentro de cada classe direcional, fez-se a divisão de altura significativa em 3 partes também. Assim, foram selecionados 9 casos de ondas representativos para cada estação do ano, totalizando 36 cenários de ondas característicos da região de estudo.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Interpolação de dados batimétricos

A Figura 4 apresenta as batimetrias da Lagoa dos Patos e da enseada de São Lourenço do Sul resultantes da metodologia de interpolação triangular de dados de profundidades, realizada através do *software* DELFT3D. Observa-se que a profundidade média da Lagoa dos Patos é da ordem de 6 metros. Já nas proximidades de São Lourenço do Sul, a batimetria é mais rasa, apresentando valores máximos menores que 3 metros.

Na Figura 4 (direita) também podem ser observados os pontos (A, B, C e D) onde foram analisados os parâmetros de ondas resultantes da modelagem de ondas na Lagoa dos Patos (grade regional). Dentre os quatro pontos, o que possui maior profundidade é o ponto A, com o valor de 2,8 metros.

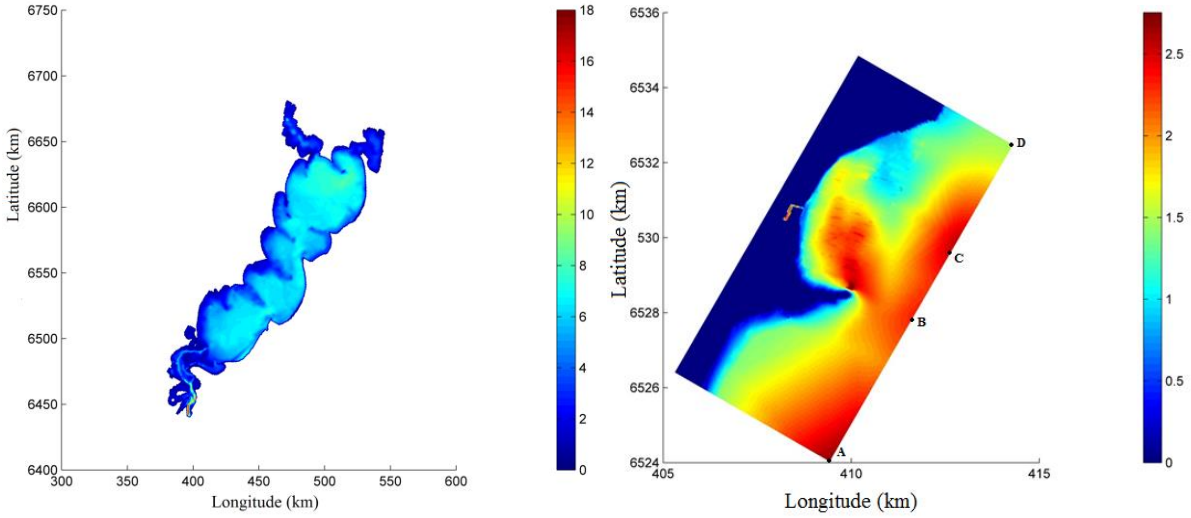


Figura 4. Batimetrias da Lagoa dos Patos (esquerda) e da enseada de São Lourenço do Sul (direita) resultantes da interpolação de dados de profundidades. Localização dos pontos (direita) onde se analisaram os resultados dos parâmetros de ondas gerados através da modelagem. Coordenadas métricas UTM. Escala de cores em metros.

3.2 Parâmetros de ondas medidos na Lagoa dos Patos

Na Figura 5 são apresentadas as rosas de ondas para alturas significativas e para períodos de pico, de acordo com as direções de pico, a partir dos parâmetros de ondas adquiridos com o ondógrafo direcional fundeado na Lagoa dos Patos. São apresentados somente os resultados referentes a março de 2015, período adotado para a aferição do modelo SWAN. Durante março de 2015, ondas com direções de pico de leste ocorreram com maiores frequências (51,6%). Em relação à altura significativa, as maiores frequências corresponderam a ondas de 0,3 a 0,6 metros (19,9%), de 0,6 a 0,9 metros (17 %) e de até 0,3 metros (9,55%), ambas com direção de pico de leste. Ondas com períodos de pico entre 3 e 3,5 segundos e direções de pico de leste incidiram com maiores frequências (16,3%),

seguidas de ondas com períodos de pico entre 3,5 e 4 segundos (13,1%), entre 2,5 e 3 segundos (9,87%) e entre 4 e 4,5 segundos (7,28%), ambas com direções de pico de leste.

Os parâmetros de ondas adquiridos através do ondógrafo podem ser comparados com os resultados obtidos por Toldo et al. (2006) no estudo de predição de ondas na Lagoa dos Patos. Os valores médios de altura significativa (0,6 metros) e período (3,1 segundos) das ondas obtidos por Toldo et al. (2006) para o verão são muito semelhantes aos parâmetros de ondas adquiridos pelo ondógrafo em março de 2015 (período específico deste estudo), os quais foram, respectivamente, 0,57 metros para altura significativa e 3,33 segundos para período de pico. Quanto às direções das ondas, Toldo et al. (2006) estabeleceram às mesmas direções dos ventos atuantes na região. No entanto, Lemke (2015) verificou a correlação linear entre dados de direções de ventos medidos na Estação Meteorológica da Praticagem da Barra do Rio Grande e dados de direções de pico das ondas, obtidos pelo ondógrafo, constatando a ocorrência da refração das ondas na Lagoa dos Patos. Embora a localização do ponto de comparação entre os parâmetros de ondas obtidos por Toldo et al. (2006) não seja exatamente o mesmo local de fundeio do ondógrafo, os resultados encontrados pelas diferentes metodologias para alturas significativas e períodos são muito semelhantes.

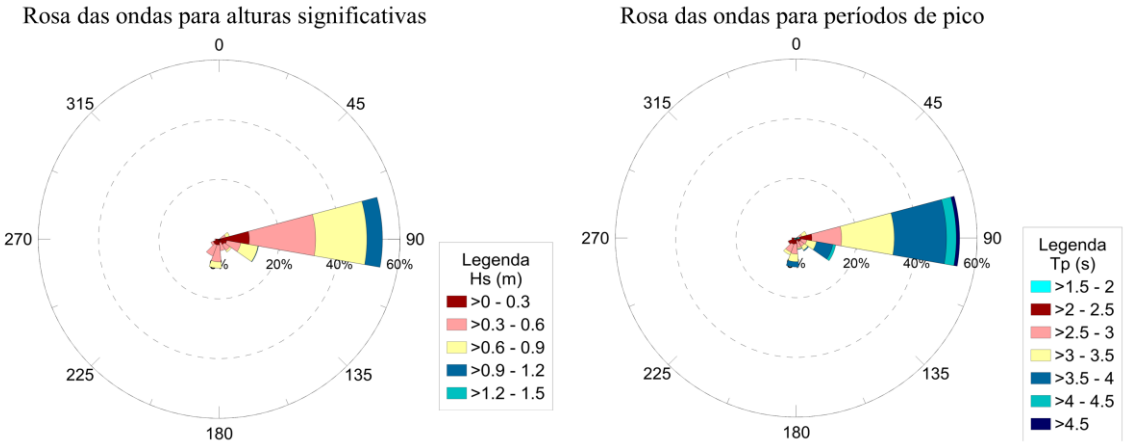


Figura 5. Rosas das ondas para alturas significativas (esquerda) e para períodos de pico (direita) conforme as direções de pico, de acordo com os dados medidos através do ondógrafo direcional durante março de 2015.

3.3 Análise de dados de ventos

Na Tabela 1 são apresentados os resultados de desvio padrão médio anual, os quais foram calculados de acordo com as frequências de ocorrências das classes de ventos (intervalos de 3m/s) para cada ano (2004 a 2010). Verifica-se que o menor desvio padrão é referente ao ano de 2008. Portanto, os dados de velocidades e direções de ventos que melhor representam todo período estudado (2004 a 2010) são referentes ao ano de 2008, o qual foi selecionado como ano representativo de ventos.

Tabela 1. Desvio padrão médio anual.

Ano	Desvio padrão médio	Ano	Desvio padrão médio
2004	0,0099	2008	0,0089
2005	0,0111	2009	0,0165
2006	0,0097	2010	0,0110
2007	0,0190		

A Figura 6 ilustra as rosas de ventos construídas para o ano representativo (2008) e para toda série temporal (2004 a 2010). Durante toda série temporal (2004 a 2010), constatou-se que as maiores ocorrências foram de ventos NE, com intensidades entre 3,1 a 6 m/s (4,92%), seguidos de ventos ENE, com intensidades entre 6,1 e 9 m/s (4,50%). Observa-se ainda, bastante ocorrência de ventos de NNE, com intensidades entre 3,1 a 6 m/s (4,10%). Durante o ano representativo (2008) verifica-se um comportamento similar à série de 2004 a 2010, com maiores ocorrências de ventos de ENE, com intensidades entre 6,1 e 9 m/s (5,65%), de NE, com intensidades entre 3,1 a 6 m/s (4,85%), e de ENE com intensidades entre 9,1 e 12 m/s (4,66%).

Através de uma análise detalhada sobre os dados de ventos de toda série temporal (2004 a 2010) (Figura 7), constatou-se que, durante o verão, as maiores frequências de ventos foram de NE, com intensidades entre 6,1 e 9 m/s (6,12%), de ENE, com intensidades entre 6,1 e 9 m/s (6,11%) e de NE, com intensidades entre 3,1 e 6 m/s (5,74%). De maneira muito semelhante, durante a primavera, as maiores ocorrências foram de ventos ENE (6,38%), com

intensidades entre 6,1 e 9 m/s, seguidos de ventos de NE (5,30%), também com intensidades entre 6,1 e 9 m/s. Verifica-se também que houve bastante ocorrência de ventos provenientes de NE, mas com intensidades entre 3,1 e 6 m/s (4,86%). Durante outono e inverno, as maiores frequências de ventos ainda foram de NNE e NE, mas com significativo aumento de ventos de W e WSW. Tanto no outono, quanto no inverno, as maiores frequências ocorreram com intensidades de ventos entre 3,1 e 6 m/s, nas direções NNE (5,25% no outono e 5,42% no inverno), W (5,04% no outono e 4,42% no inverno), WSW (4,92% no outono e 4,36% no inverno).

De maneira geral, os resultados de ventos característicos da região, mostraram-se semelhantes a estudos realizados por diversos autores. Segundo Möller et al. (2001) as direções predominantes de ventos coincidem com a direção do eixo longitudinal do corpo lagunar (NE-SW). Malaval (1923, apud Calliari e Fachin, 1993) realizou um estudo sobre ventos durante o período de 1913 a 1915, observando que os ventos de NE foram os mais frequentes, seguidos de ENE, de SE e de SW. Toldo et al. (2006) concluíram que, durante o verão e a primavera de 1988, os ventos predominantes na margem oeste da Lagoa dos Patos foram de NE, enquanto que, durante outono e inverno, os ventos mais frequentes na margem leste eram provenientes de NW e SW. Segundo Möller (1996) o regime de ventos predominantes na região é de NE, associado ao anticiclone sobre o Oceano Atlântico. No inverno, devido à passagem de sistemas frontais, ocorre um aumento na frequência de ventos do quadrante sul. De acordo com Calliari e Fachin (1993) a alteração entre os anticiclones do Atlântico Sul e Polar durante o ano resulta na maior frequência de ventos do quadrante NE entre setembro e fevereiro, e do quadrante SW entre abril e agosto.

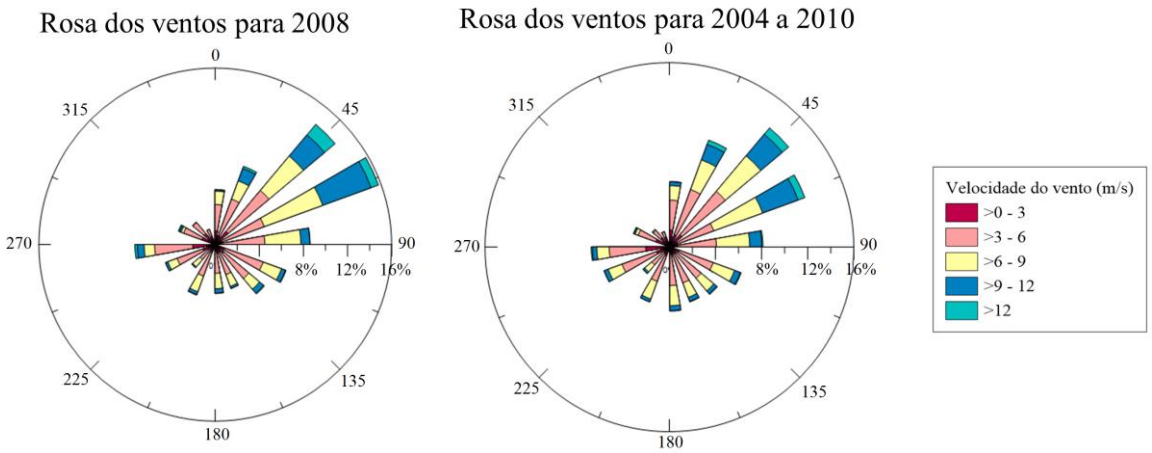


Figura 6. Rosas dos ventos para o ano representativo (2008) e para a série temporal (2004 a 2010) de acordo com dados medidos na estação meteorológica da Praticagem da Barra do Rio Grande.

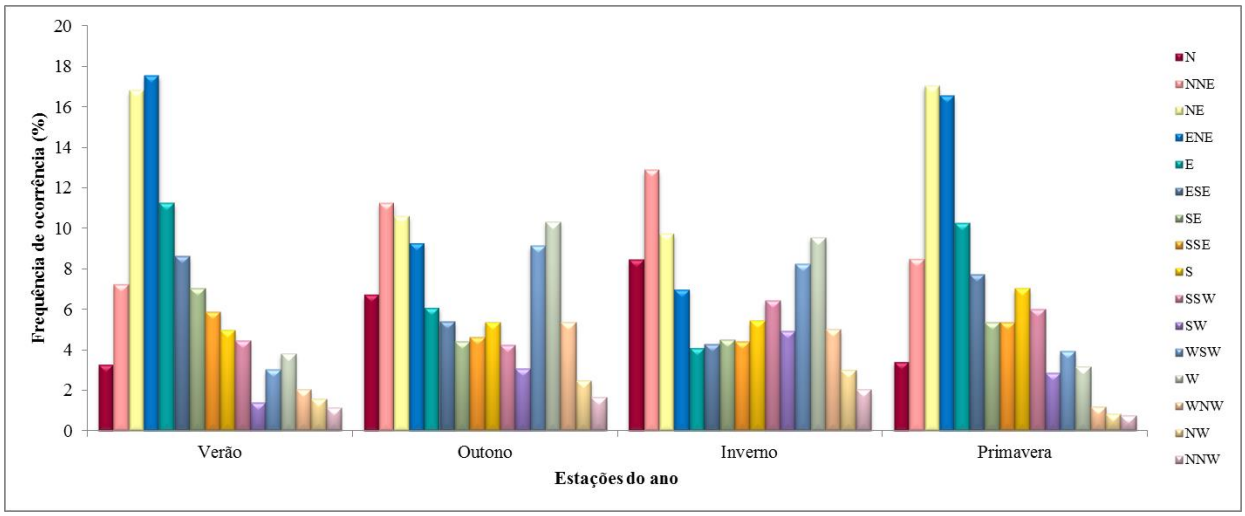


Figura 7: Histograma de direções de ventos atuantes nas estações do ano, conforme dados coletados na Praticagem da Barra do Rio Grande, durante o período de 2004 a 2010.

3.4 Geração de ondas na Lagoa dos Patos através do modelo SWAN

Através da geração e propagação de ondas em toda a Lagoa dos Patos, simuladas no SWAN a partir da série temporal de dados de intensidades e direções de ventos atuantes no ano de 2008, obtiveram-se os parâmetros de ondas para quatro pontos (A, B, C e D) situados nas proximidades de São Lourenço do Sul, conforme ilustrado na Figura 4. Os resultados são apresentados na Figura 8, onde se constata que os valores de alturas significativas do ponto A são maiores, devido à profundidade deste ponto ser maior. A seleção dos cenários representativos de ondas foi feita com base nos parâmetros de ondas do local que apresentou condições de maiores energias, no caso, o ponto A. Os parâmetros de ondas obtidos no ponto A foram corrigidos com os respectivos fatores de ajuste, conforme metodologia desenvolvida por Melo et al. (2010), que consiste em eliminar a tendenciosidade do modelo ao considerar que o viés deva ser igual a zero. No presente estudo, verificou-se a tendência do modelo em subestimar os valores medidos pelo ondógrafo, tanto para H_s quanto para T_p e D_p. Portanto, visando eliminar o viés ou tendenciosidade do modelo na previsão dos parâmetros (H_s, T_p e D_p), foram determinados os fatores de ajuste para cada variável, os quais são 1,14 para altura significativa, 1,36 para período de pico e 1,39 para direção de pico das ondas, conforme Lemke et al. (2015).

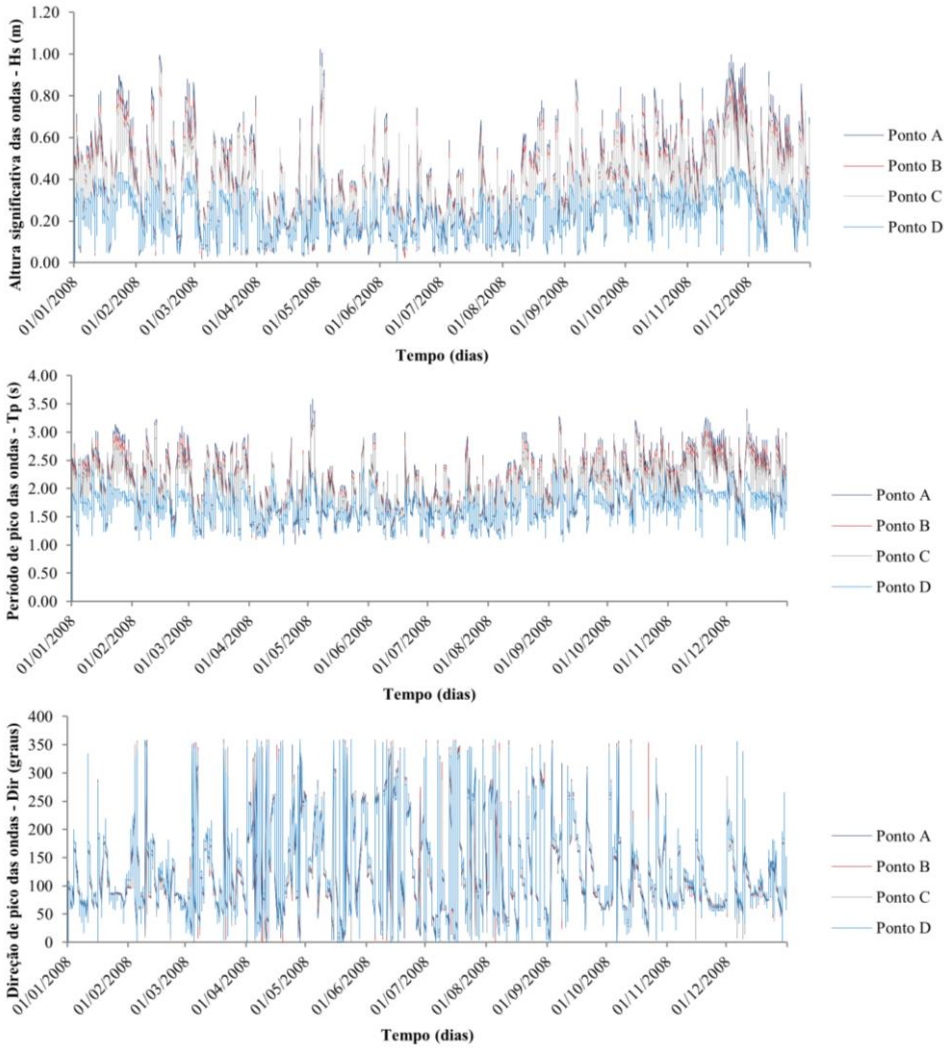


Figura 8. Alturas significativas, períodos de pico e direções de pico das ondas *versus* tempo para os 4 pontos (A, B, C e D) localizados no contorno da grade local. Período: 01 de janeiro a 31 de dezembro de 2008.

Após a correção dos parâmetros de ondas (Hs, Tp e Dp) através dos correspondentes fatores de ajuste, aplicou-se a metodologia desenvolvida por Dobrochinski (2009), que consiste em reduzir o número de casos de ondas em cenários representativos. Na Figura 9 são ilustrados todos os casos de ondas obtidos através do SWAN e corrigidos através dos fatores de ajuste, para o ponto A, durante 2008, de acordo com as estações do ano. Os pontos em azul correspondem a todos os casos de ondas, já os pontos em vermelho representam os cenários característicos de ondas

obtidos para cada classe. Na Tabela 2 são apresentados os cenários de ondas representativos de cada classe, com os valores de altura significativa, período de pico e direção de pico, de acordo com o número de ocorrência durante o ano (representado em dias).

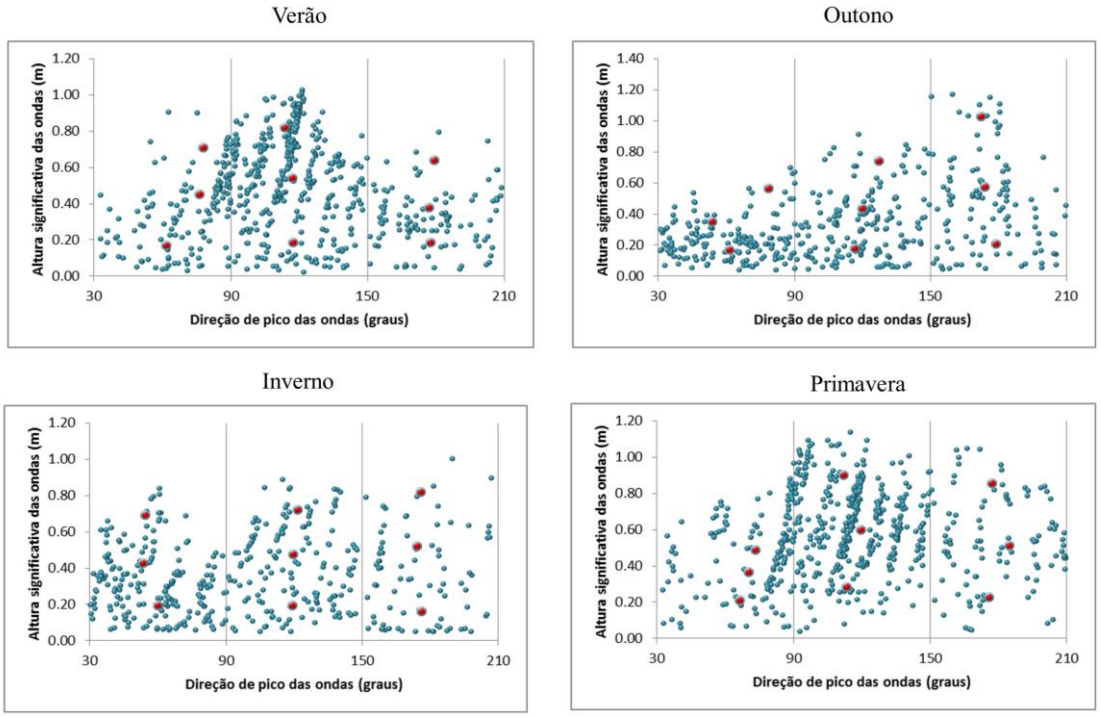


Figura 9. Casos de ondas para o verão, outono, inverno e primavera. Pontos em azul: todos os casos de ondas referentes ao ponto A, obtidos através do SWAN e corrigidos pelos fatores de ajuste. Pontos em vermelho: cenários de ondas representativos de cada classe.

Tabela 2. Cenários de ondas selecionados a partir do método das classes fixadas.

Cenário	Estação do ano	Hs (m)	Tp (s)	Dp (graus)	Dias	Cenário	Estação do ano	Hs (m)	Tp (s)	Dp (graus)	Dias
1		0,17	2,04	61,66	7,25	**19**		0,19	2,13	60,10	13,50
2		0,45	2,87	76,38	7,50	**20**		0,43	2,76	53,42	8,63
3		0,71	3,36	78,01	1,88	**21**		0,69	3,27	54,38	2,38
4		0,18	2,16	117,5	10,13	**22**		0,19	2,16	119,3	7,88
5	VERÃO	0,54	3,24	116,8	19,13	**23**	INVERNO	0,48	3,08	119,5	7,00
6		0,82	3,80	113,7	15,26	**24**		0,72	3,68	121,6	4,13
7		0,18	2,21	177,6	6,00	**25**		0,16	2,13	176,2	5,38
8		0,38	2,89	177,0	6,25	**26**		0,52	3,33	174,3	3,88
9		0,64	3,65	179,4	1,25	**27**		0,82	4,07	175,9	1,00
10		0,17	2,05	61,2	14,00	**28**		0,21	2,18	66,2	5,75
11		0,35	2,54	53,8	5,00	**29**		0,49	2,94	73,1	7,38
12		0,57	3,13	78,4	1,00	**30**		0,73	3,42	76,9	4,50
13		0,18	2,12	116,7	11,13	**31**		0,28	2,48	113,2	7,50
14	OUTONO	0,43	2,99	119,9	7,25	**32**	PRIMAVERA	0,60	3,39	119,7	26,76
15		0,74	3,75	127,4	2,63	**33**		0,90	3,93	111,8	12,13
16		0,21	2,27	179,0	6,00	**34**		0,22	2,35	175,9	3,25
17		0,57	3,46	174,0	5,88	**35**		0,51	3,28	184,7	6,13
18		1,03	4,54	172,4	1,88	**36**		0,86	4,14	177,3	3,38

De maneira geral, constata-se que os cenários representativos de ondas correspondem a condições de um ambiente de baixa energia, onde o máximo valor de altura significativa é da ordem de 1 metro, e os valores de períodos de pico são todos menores que 5 segundos. O cenário de ondas com os maiores valores de altura significativa (1,03 metros) e período de pico (4,54 segundos) é característico do outono, com direção de pico de 172,4º e duração de 1,88 dias. O caso de maior frequência ocorre na primavera, cenário 26 (altura significativa de 0,60 metros, período de pico de 3,39 segundos, direção de pico de 119,7º), com duração de cerca de 27 dias. O segundo caso de maior frequência ocorre durante cerca de 19 dias no verão, cenário 5 (altura significativa de 0,54 metros, período de pico de 3,24 segundos, direção de pico de 116,8º), apresentando características muito semelhantes ao cenário 26 da primavera. Ambos os cenários 5 e 26 estão associados a ventos de ENE com intensidades de 7,5 m/s e 8,3 m/s, respectivamente, evidenciando a refração das ondas através da modelagem numérica.

Os valores médios de altura significativa (0,48 metros) e de período de pico (3 segundos) dos 36 cenários representativos encontrados neste estudo são muito próximos aos valores encontrados por Simão (2016) no estudo do padrão de ondas na Lagoa dos Patos através do modelo SWAN. O referido autor reconstituiu o padrão de ondas na lagoa a partir de 30 anos de dados de ventos (1982 a 1912), obtendo resultados em um ponto localizado a cerca de 6 km da costa de São Lourenço do Sul, onde a profundidade local é de 3 metros. Simão (2016) constatou que as maiores frequências, neste local, foram de ondas com alturas significativas de até 0,4 metros e com períodos de pico de até 2,5 segundos. Embora a localização do ponto de análise de Simão (2016) não seja exatamente a mesma do ponto analisado neste estudo, os resultados são muito semelhantes.

4. CONCLUSÕES

Este estudo permitiu estimar 36 cenários de ondas característicos da enseada de São Lourenço do Sul (Lagoa dos Patos) através do modelo SWAN, o qual foi previamente aferido com parâmetros de ondas medidos pelo primeiro ondógrafo direcional fundeado no corpo lagunar. Até o presente momento, não há conhecimento de outros estudos com aplicação de modelos de geração e propagação de ondas no corpo principal da Lagoa dos Patos que tenham sido ajustados a partir de dados de ondas medidos por meio de equipamentos específicos. Desta forma, os parâmetros de ondas obtidos pelo ondógrafo na Lagoa dos Patos em 2015 representam um grande avanço para a construção da caracterização do regime de ondas neste ambiente, pois além de consistirem em dados inéditos medidos no corpo lagunar, constituem uma base real para aferição de modelos numéricos de geração e propagação de ondas.

O modelo SWAN consistiu em uma ferramenta indispensável para a construção do clima ondulatório na região de estudo, gerado a partir de dados de intensidades e direções de ventos do ano representativo (2008). O método para selecionar os cenários de ondas mostrou-se eficaz, visto que 2928 casos foram representados dentro de 36 classes, obtendo-se cenários característicos de ondas com valores de alturas significativas entre 0,16 m e 1,03 m, com períodos de pico entre 2,05 s e 4,54 s, e com direções de pico entre 30^o e 210^o. A metodologia apresentada foi aplicada a uma específica região de estudo, mas pode ser utilizada em outras regiões.

Este trabalho apresenta elevada importância para pesquisas científicas que visam caracterizar o regime de ondas na Lagoa dos Patos, assim como para estudos que objetivam determinar o transporte sedimentar na enseada de São Lourenço do Sul. Estes 36 cenários característicos de ondas foram posteriormente utilizados como forçantes de um modelo morfológico para a região de estudo, de modo a quantificar o transporte de sedimentos, e com isso avaliar propostas de obras de proteção costeira para a foz do Arroio Carahá, tudo conforme Lemke (2015).

5. AGRADECIMENTOS

- À equipe da Rede Ondas pela operação com o primeiro fundeio de um ondógrafo direcional na Lagoa dos Patos.
- Às equipes da FURG: LEC (Laboratório de Engenharia Costeira) e LOG (Laboratório de Oceanografia Geológica) pelas campanhas realizadas.
- À Praticagem da Barra do Rio Grande pelos dados de ventos.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aguiar, D. F., 2014. Metodologia para determinação da onda de projeto baseada em dados do WW3: aplicação aos molhes do Rio Grande. Dissertação de Mestrado em Engenharia Oceânica. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Calliari, L. J. e Fachin, S., 1993. "Laguna dos Patos: Influência nos Depósitos Lamíticos Costeiros". Pesquisas em Geociências, Vol. 20, pp. 57-69.

DHN. Página eletrônica da Diretoria de Hidrografia e Navegação da Marinha do Brasil. Disponível em: http://www.mar.mil.br/dhn/chm/box-cartas-raster/raster_disponiveis.html

Dobrochinski, J. P. H., 2009. Redução e Esquematização de Clima de Ondas para Modelagem Mordológica. Trabalho de Conclusão de Curso de Oceanografia. Universidade do Vale do Itajaí. Itajaí, SC, RS, Brasil.

Fischer, A. e Calliari, L. J., 2011. "Variações Morfodinâmicas das Praias do "Saco do Laranjal", Costa Noroeste do Estuário da Laguna dos Patos, RS". Pesquisas em Geociências, Vol. 38, No. 3, pp. 283-296.

Fontoura, J. A. S., 2004. Hidrodinâmica Costeira e Quantificação do Transporte Longitudinal de Sedimentos Não Coesivos na Zona de Surfe das Praias Adjacentes aos Molhes da Barra do Rio Grande, RS, Brasil. (Aplicação às praias do Cassino, Mar Grosso e adjacências dos Molhes Leste e Oeste da embocadura do estuário da Lagos dos Patos). Tese de Doutorado do Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, RS, Brasil.

Fontoura, J. A. S.; Nicolodi, J. L.; Romeu, M. A. R.; Filho, E. M.; Lemke, N.; Aguiar, D. F.; Goulart, M. M., 2015. "Medição direcional de ondas na Lagoa dos Patos, RS, Brasil". In: Congresso Hidroviário da Sociedade Brasileira de Engenharia Naval (SOBENA), Manaus, AM.

Lalbeharry, R. 2001. "Evaluation of the CMC Regional Wave Forecasting System against Buoy Data". Atmosphere-Ocean, Vol. 40, pp. 1-20.

Lemke, N.; Fontoura, J. A. S.; Calliari, L. J.; Aguiar, D. F.; Melo, E.; Nicolodi, J. L.; Romeu, M. e Goulart, M. M., 2015. "Estudo Comparativo entre Modelagem e Medições de Ondas na Lagoa dos Patos – RS, Brasil". XI Simpósio sobre Ondas, Marés, Engenharia Oceânica e Oceanografia por Satélite. XI OMARSAT. Arraial do Cabo – RJ.

Lemke, N., 2015. Morfodinâmica da Embocadura do Arroio Carahá. Lagoa dos Patos. São Lourenço do Sul - RS. Tese de Doutorado em Oceanografia Física, Química e Geológica. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Lin, W. Q., et al., 2002. "Wave measurement and modeling in Chesapeake bay". Continental Shelf Research, Volume 22, pp. 18-19.

Machado, M. D., 2013. Um Estudo sobre o Clima de Ondas e o Transporte de Lama ao Largo da Praia do Cassino, RS. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Melo, E., et al., 2008. "Aferição de desempenho do modelo WW3 em Santa Catarina. III Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica". SEMENGO. FURG. Rio Grande.

Melo, E., et al., 2010. "Condições Extremas de Agitação Marítima ao Largo de Rio Grande a partir do Modelo WW3". SEMENGO. FURG. Rio Grande.

Moeini, M. H. e Etemad-Shahidi, A., 2009. "Wave Parameter Hindcasting in a Lake Using the SWAN Model". Scientia Iranica. Sharif University of Technology. Transaction A: Civil Engineering. Vol. 16, No. 2, pp. 156-164.

Möller Jr., O. O.; Lorenzzetti, L. A.; Stech, J.; Mata, M. M., 1996. "The Patos Lagoon Summertime Circulation and Dynamics". Continental Shelf Research, Vol. 16, No 3, pp. 335-351.

Möller Jr., et al., 2001. "The influence of local and non-local forcing effects on the subtidal circulation of Patos Lagoon". Estuaries, Vol. 24, pp. 297–311.

Nicolodi, J. L., 2007. O padrão de ondas no Lago Guaíba e sua influência nos processos de sedimentação. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, RS, Brasil.

Nicolodi, J.L.; Toldo, E.E.Jr., e Farina, L., 2013. "Dynamic and Resuspension by Waves and Sedimentation Pattern Definition in Low Energy Environments. Guaíba Lake (Brazil)". Brazilian Journal of Oceanography, Vol. 61, No. 1, pp. 55-64.

Rede de Monitoramento de ondas em águas rasas. Disponível em: http://www.redeondas.furg.br/index.php/pt/

Romeu, M. A. R.; Fontoura, J. A. S.; Melo, E.; Hammes, G., 2010. "Estimativa dos Cenários Característicos de Agitação Marítima para a Região Oceânica do RS Utilizando Dados de Reanálise do Modelo WW3". IV Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica. SEMENGO. FURG. Rio Grande, RS.

Simão, C. E., 2016. Estudo do Padrão de Ondulações na Lagoa dos Patos utilizando o modelo SWAN (DELFT3D), RS, Brasil. Dissertação de Mestrado em Engenharia Oceânica. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Toldo, E. E. Jr., Almeida, L. E. S. B.; Corrêa, I. C. S.; Ferreira, E. R.; Gruber, N. L. S., 2006. "Wave Prediction Along Lagoa dos Patos Coastline, Southern Brazil". Revista Atlântica, Vol. 28, No 2, pP. 87-95.

U. S. Army Corps of Engineers, 1984. Shore Protection Manual. Coastal Engineering Research Center. Washington, DC: US Government Printing Office, 597p.

Van Gruijthuijsen, M.F.J., 1996. Validation of the wave prediction model SWAN using field data from Lake George, Australia. Doctor's thesis. Delft University of Technology, The Netherlands.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

OSCILAÇÕES MAREAIS E SUBMAREAIS NA PLATAFORMA CONTINENTAL INTERNA NO SUL DO BRASIL

Mauro Michelena Andrade[1], Elírio E. Toldo Jr.[2], José Carlos R. Nunes[3]

[1,2,3] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Av. Bento Gonçalves, n° 9500. Porto Alegre, RS, Brasil
[1] Programa de Pós-Graduação em Geociências
e-mail: mauromichelena@gmail.com
[2,3] Centro de Estudos de Geologia Costeira e Oceânica
[2] e-mail: toldo@ufrgs.com
[3] e-mail: jose.nunes@ufrgs.br

RESUMO

O entendimento das oscilações do nível do mar causadas por forçantes meteorológicas e astronômicas é muito importante para navegação, engenharia costeira e portuária e para o estudo do balanço de sedimentos. As marés meteorológicas são muito frequentes e possuem uma grande amplitude vertical nas praias oceânicas localizadas no sul do Brasil, entretanto o mecanismo dessas oscilações é pouco estudado. A pequena amplitude de maré, a configuração quase retilínea da linha de costa, a larga e rasa plataforma continental fornecem as condições necessárias para o estudo das forçantes meteorológicas nas oscilações do nível do mar. Descrever e classificar as variações relativas do nível d'água em escala de curto prazo associadas as amplitudes das marés astronômica e induzidas por ventos, assim como determinar as principais componentes e parâmetros da maré, são os principais objetivos do presente trabalho. Para isso foi fundeado um perfilador de ondas e correntes com sensor de nível na porção norte do litoral do RS. Os resultados encontrados demonstram uma grande variabilidade do nível do mar e uma resposta significativa deste parâmetro à componente longitudinal do vento à costa.

PALAVRAS-CHAVE: maré astronômica, maré meteorológica, nível do mar, plataforma interna, AWAC.

1. INTRODUÇÃO

As marés astronômicas são as maiores ondas nos oceanos e são caracterizadas pelo movimento vertical rítmico de subida e descida do nível do mar em um período de meio dia ou um dia (The Open University, 1999). O regular e previsível padrão de oscilação das marés astronômicas é modificado em maior ou menor medida por fatores irregulares, os principais são a pressão atmosférica e a troca de *momentum* entre a atmosfera e o oceano (Pugh, 1987). Em geral, estima-se que os efeitos devidos somente à ação da pressão atmosférica, são responsáveis por 10% das variações observadas no nível do mar, sendo o restante devido exclusivamente à tensão do vento na superfície do mar (Marone e Camargo, 1994). Estas oscilações do nível do mar geradas pelas forçantes meteorológicas são rotineiramente chamadas de maré meteorológica, que é definida como a diferença entre e o nível observado e a maré astronômica (Pugh, 2004). Dessa forma, grandes variações do nível do mar ocorrem devidas a fatores

meteorológicos como o vento e a pressão atmosférica e são a causa de marés meteorológicas muito significantes na costa. Esses fenômenos são mais importantes quando os valores são muito maiores ou muito menores daqueles previstos pela maré astronômica, por exemplo: quando maiores causam intrusão de água salgada onde usualmente não ocorre, produzem inundações e danos a construções civis; quando ocorrem níveis extremamente baixos, podem impossibilitar a navegação em canais de portos; além de impactos ecológicos negativos (Clara et al., 2015; Williams, 2013). As marés meteorológicas associadas com ventos muito intensos mostram-se muito erosivos, causando erosão em praias e retração de dunas que pode chegar a dezenas de metros (Siegle e Calliari, 2008).

Na costa brasileira e especialmente na costa do estado do Rio Grande do Sul (Fig. 1), existe um déficit de séries temporais longas de dados oceanográficos (Costa e Möller, 2011; Zavialov et al., 2002). Além disso, a variabilidade do nível médio do mar, tanto na frequência mareal quanto na sub-mareal, também carece de estudos (Valentim et al., 2013). Não há registros na bibliografia de medições de longo prazo deste parâmetro em praias oceânicas do RS.

A Plataforma Continental do estado do Rio Grande do Sul localizada entre os paralelos 29° S e 34° S (Hartmann, 1996), se estende desde a margem continental até a isóbata de 180 m e possui na parte norte uma largura em torno de 110 km e ao sul, 170 km (Calliari et al., 2009). A declividade do fundo, entre 0,03° e 0,08°, é considerada suave (Toldo et al., 2006a). A antepraia é ampla e rasa com limite externo entre 10 e 15 m de profundidade, apresentando grandes bancos arenosos (Toldo et al., 2006b). O assoalho da antepraia consiste principalmente de sedimentos arenosos, no sistema praial é encontrado um material bem selecionado, areia fina (Martins, 1967, apud Calliari et al., 2006). A linha de costa do RS é caracterizada por uma barreira arenosa com aproximadamente 615 km de extensão, levemente ondulada, geralmente com orientação NE-SO e sem reentrâncias (Dillenburg et al., 2004). É composta por uma faixa contínua de praias oceânicas arenosas com largura variando entre 50 e 100 metros e declividade entre 3 e 5 graus, sendo considerada uma das mais longas praias arenosas no mundo, apresentando apenas duas descontinuidades permanentes, as barras de Tramandaí e da Lagoa dos Patos (Fachin, 1998; Dillenburg et al., 2004).

A praia de Tramandaí apresenta na maioria das vezes duas ou mais linhas de arrebentação, os bancos arenosos apresentam-se dispostos longitudinalmente à linha de praia (Ma, 2013). A praia de Imbé, vizinha à Tramandaí e localizada ao norte do canal da Lagoa de Tramandaí, foi caracterizada no trabalho de Toldo et al. (1993) através de aspectos morfodinâmicos como intermediária a dissipativa.

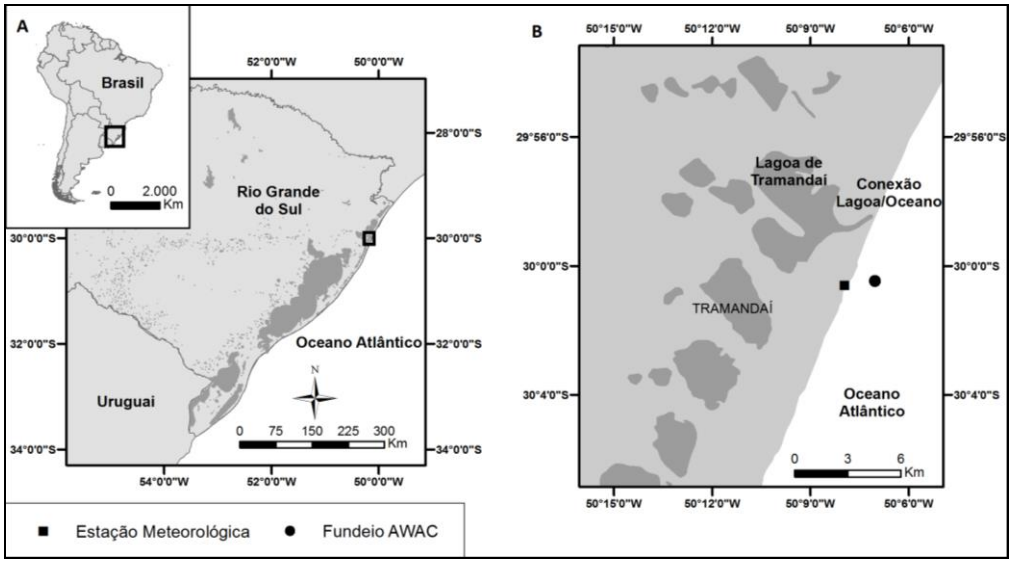


Figura 1. Área de estudo. A) Localização aproximada com destaque para o estado do Rio Grande do Sul; B) Plataforma Interna ao largo de Tramandaí. Círculo e quadrado pretos indicam o local do fundeio do AWAC e da Estação Meteorológica, respectivamente.

A maré astronômica é mista com predominância semi-diurna, com amplitude média de 0,3 m (Almeida et al., 1997), a qual é classificada como um regime de micromaré. Essa pequena amplitude de maré ocorre por causa da proximidade com um ponto anfidrômico (para M2) no Atlântico Sul e também pela configuração retilínea da linha de costa, sem irregularidades que poderiam amplificar por efeitos de ressonância ou convergência as amplitudes das marés (Villwock e Tomazelli, 1995; Möller et al., 2007). No entanto, as forçantes meteorológicas podem fazer com que o nível se eleve em até 1 m acima daqueles gerados pela maré astronômica (Almeida et al., 1997). Na praia do Cassino (300 km ao sul de Tramandaí), sobre elevações do nível de 1,9 m relacionadas às forçantes meteorológicas

já foram medidas (Parise et al., 2009). Entretanto, estes valores encontrados no trabalho citado se referem a medições realizadas na praia, e que levaram em conta os efeitos de *set up* das ondas.

Significativa tendência de aumento do nível médio do mar em diversos pontos ao redor do mundo, incluindo locais na costa brasileira, e uma intensificação de eventos de nível do mar altos vem sendo observados (Mawdsley et al., 2014). O entendimento e a dissociação das oscilações do nível do mar causadas forçantes meteorológicas ou astronômicas é muito importante para navegação, engenharia costeira e portuária e para o estudo do balanço de sedimentos (Clara et al., 2015). As marés meteorológicas são muito frequentes e possuem uma grande amplitude vertical nas praias oceânicas localizadas no sul do Brasil, entretanto o mecanismo dessas oscilações é pouco entendido. Durante eventos de passagem de frentes frias mais comuns em meses de inverno, fortes ventos de SO, com intensidades médias de 8 m/s, resultam em níveis altos do mar na costa (Siegle e Calliari, 2008).

A pequena amplitude de maré devido a proximidade com um ponto anfidrômico para a componente astronômica M2 (Möller et al., 2007), a configuração aproximadamente retilínea da linha de costa que impede a amplificação das ondas de maré (Villwock e Tomazelli, 1995), a larga e rasa plataforma continental permitem o estudo das forçantes meteorológicas nas oscilações do nível do mar.

Os principais objetivos do presente trabalho são descrever e classificar as variações relativas do nível do mar em escala alta e baixa frequências associadas as amplitudes das marés astronômica e induzidas por ventos, respectivamente; assim como determinar as principais componentes harmônicas da maré.

A fim de responder estas questões foi instalado no leito marinho um sensor para coletar dados de nível do mar. Foram encontradas uma grande variabilidade e uma resposta significativa do nível do mar às forçantes meteorológicas, tais como o vento.

2. MATERIAS E MÉTODOS

Um perfilador acústico de ondas e correntes, modelo AWAC, da marca Nortek, com frequência de 1 MHz, foi fundeado à 11 m de profundidade na plataforma continental interna e registrou dados horários de nível do mar, através do sensor de pressão, os quais compõe os dois bancos de dados utilizados nas análises. Os dados foram coletados em dois fundeios distintos no tempo. O primeiro registro foi realizado entre 17 de dezembro de 2013 e 13 de março de 2014. O segundo período teve início em 24 de junho de 2014 e término em 28 de abril de 2015. Ao longo do texto esses bancos de dados serão chamados de "fundeio 1" e "fundeio 2". Além de nível d'água, o equipamento registrou dados com os parâmetros das ondas, velocidade e direção de correntes e temperatura da água, aqui não considerados, visto este trabalho ter como objetivo apenas o estudo dos padrões de oscilação do nível do mar.

Uma estação meteorológica automática da marca Vaisala, modelo MAWS 301, instalada e mantida pelo Instituto Nacional de Meteorologia (INMET), forneceu os dados de direção e intensidade do vento, utilizados neste trabalho. Esta estação está localizada a pouco mais de 2 km do local de fundeio, em uma área livre de obstáculos com sensores posicionados a 10 m de altitude em relação ao terreno. Os dados de vento foram amostrados a cada minuto e integralizados para um período horário.

Com o objetivo de remover as oscilações de alta frequência, utilizou-se um filtro de passa baixas do tipo Lanczos-Cosseno (Thompson, 1983), que remove 95% das oscilações com frequências menores que 1/40 h. O resultado são as chamadas oscilações de baixas frequências ou sub-mareais. As oscilações de alta frequência foram obtidas pela subtração da série bruta pela série sub-mareal, e são chamadas aqui de frequências mareais.

As análises espectrais realizadas seguiram o método proposto por Welch (1967). No presente trabalho foi aplicada uma janela do tipo Hanning, com sobreposições de 50%, procedimento que resulta em uma estimativa de densidade espectral média, calculada a partir da estimativa de cinco segmentos. Através do uso do "janelamento", perde-se resolução espectral; entretanto, aumenta-se a confiabilidade estatística da análise.

Correlações cruzadas foram realizadas para avaliar o quanto uma variável está diretamente relacionada a uma segunda variável. Dessa maneira obtiveram-se os coeficientes de correlação e a diferença de fase em horas para a maior correlação entre as variáveis. O coeficiente de correlação negativo representa uma relação inversa e valores positivos uma relação direta, sendo que os valores próximos a 1 e -1 representam a maior correlação. Valores próximos de zero não demonstram uma relação linear.

A análise harmônica é baseada na transformada rápida de Fourier e utiliza as constantes harmônicas da maré para o cálculo das amplitudes e fases de todos os harmônicos da maré. Assim, é possível avaliar a importância de cada constituinte. Os resultados desta análise foram obtidos através do programa computacional denominado T-tide, seguindo o método desenvolvido por Pawlowicz et al. (2002).

Com os resultados obtidos nas análises harmônicas, é calculado o *número de forma* (F) através da divisão da soma das componentes diurnas O1 e K1, pelas componentes semidiurnas M2 e S2. O F determina a importância relativa dos componentes diurnos e semidiurnos. Assim, é possível classificar o regime de marés atuante em determinada região seguindo a classificação proposta em Defant (1961).

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A oscilação máxima de nível observada ao longo do tempo e considerando as duas séries temporais foi de 1,61 m. No entanto, quando removidas as oscilações de alta frequência (mareal) foi encontrada uma variação máxima de 1,12 m e quando se analisou as oscilações causadas pela maré, foi encontrado uma variação entre o menor nível e o maior de 0,92 m.

Nas figuras 2 e 3 são apresentadas as séries temporais do nível do mar sem o filtro (Fig. 2A e 3A), as séries com as oscilações submareais (Fig. 2B e 3B), ou seja, frequências menores que 40 horas e também as Fig. 2C e 3C são mostradas oscilações mareais, em outras palavras, oscilações de alta frequência, as quais são o resultado da subtração dos dados filtrados pelos dados brutos de nível do mar. Inicialmente, pode-se observar o predomínio das grandes oscilações de nível na série submareal e a influência dos ciclos lunares de sizígia e quadratura no registro da série mareal.

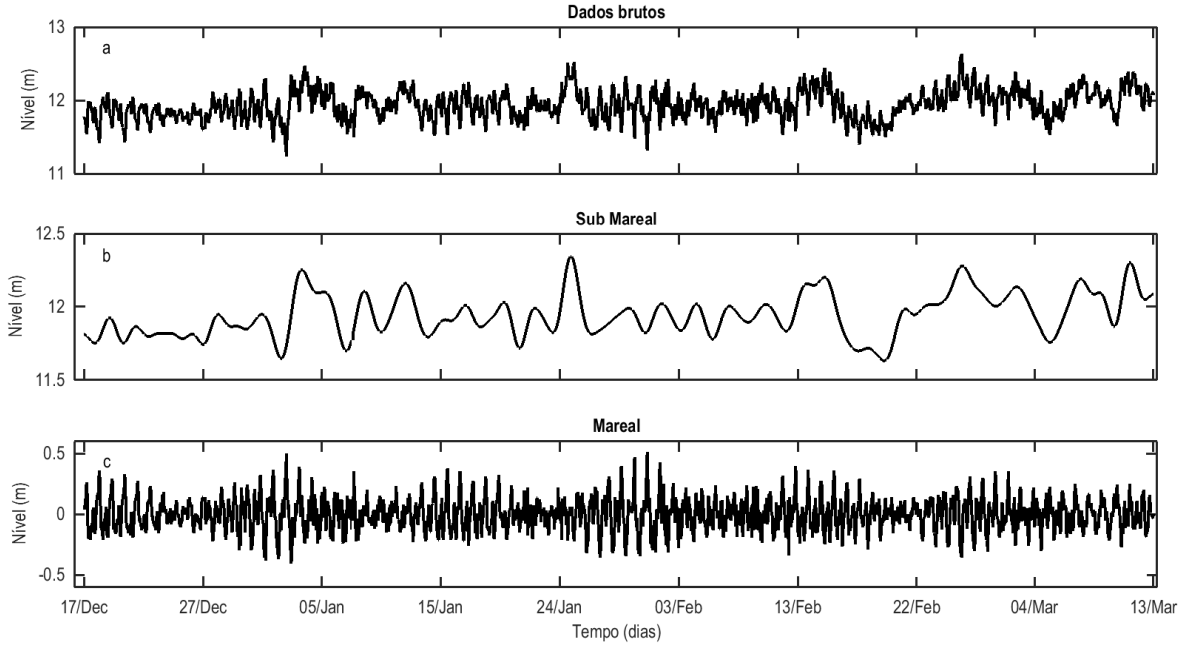


Figura 2. Série temporal de nível do mar registrada no fundeio 1. A) Dados brutos. B) Frequência sub-mareal. C) Frequência mareal.

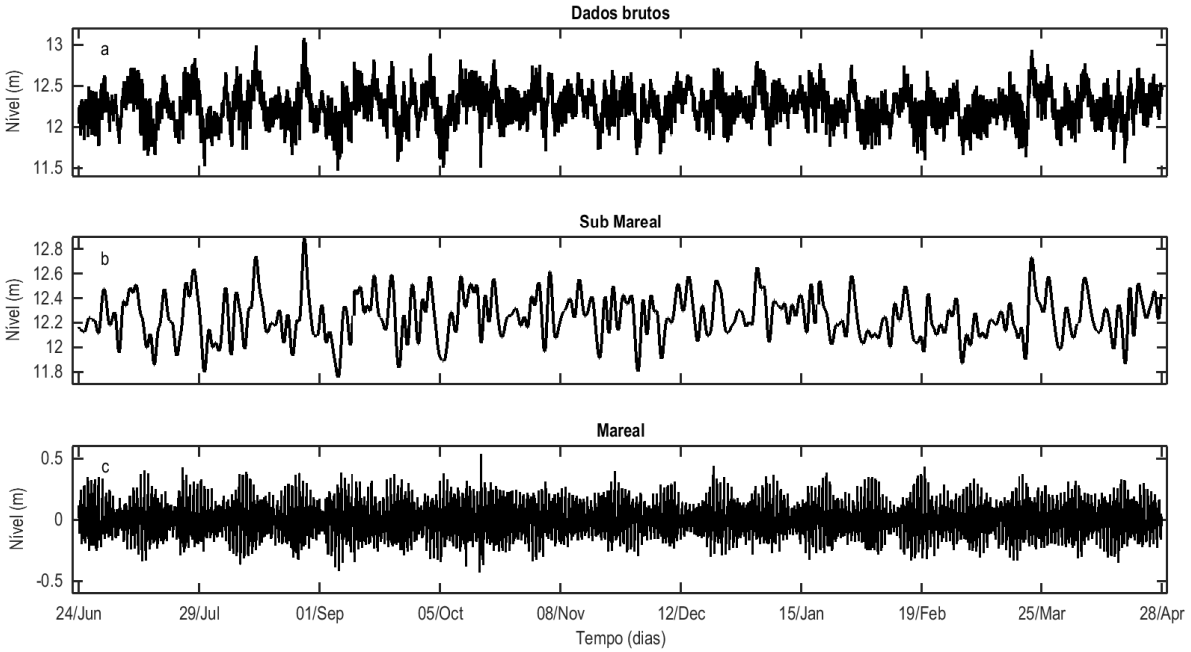


Figura 3. Série temporal de nível do mar registrada no fundeio 2. A) Dados brutos. B) Frequência sub-mareal. C) Frequência mareal.

A fim de facilitar a comparação dos dados dos dois fundeios, o fundeio 2 foi dividido de acordo com as estações do ano, ou seja, inverno, primavera do ano de 2014 e verão de 2015.

As análises espectrais realizadas para os dados brutos de nível (Fig. 4A e C, Fig. 5A e C) apresentaram de forma geral maiores energias em torno de 14 dias (frequência de 0.0025 cpd). Esse comportamento também foi observado nos dados de vento longitudinal à costa (Fig. 4B e D, Fig. 5B e D, em preto), o que indica uma relação entre essas variáveis. Além desta grande variância em 14 dias, foi encontrado nos dados de nível um pico de energia em torno das oscilações de 24 e 12 horas (frequência de 0.04 e 0.08 cpd, respectivamente), o que está relacionado com as oscilações da maré astronômica.

Entretanto, no período do inverno de 2014 (Fig. 4B) nota-se que existe uma menor energia das oscilações de alta frequência em relação às de baixa frequência. Esse predomínio das oscilações de baixa frequência no período do inverno indica uma maior frequência de ocorrência de variações do nível do mar ligadas aos fatores meteorológicos (vento) nesta estação do ano. Os trabalhos de Barros et al., 2002 e Piola et al., 2005 descrevem uma maior ocorrência de passagem de sistemas meteorológicos, ou frentes frias, nos meses de inverno e outono. Isto leva ao entendimento de que esse comportamento sazonal do nível do mar está ligado à variabilidade sazonal do vento.

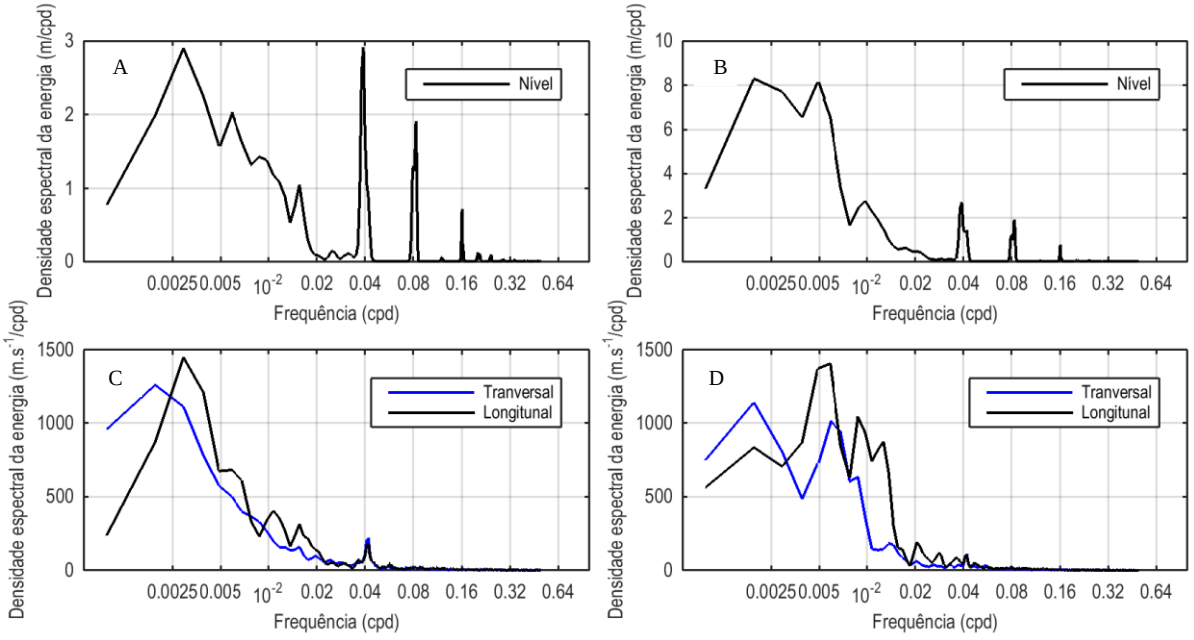


Figura 4. Estimativa de densidade espectral. A) Nível do mar (Verão 2014); B) Nível do mar (Inverno 2014); C) Vento, componente longitudinal em preto e componente transversal em azul (Verão 2014). D) Vento, componente longitudinal em preto e componente transversal em azul (Inverno 2014).

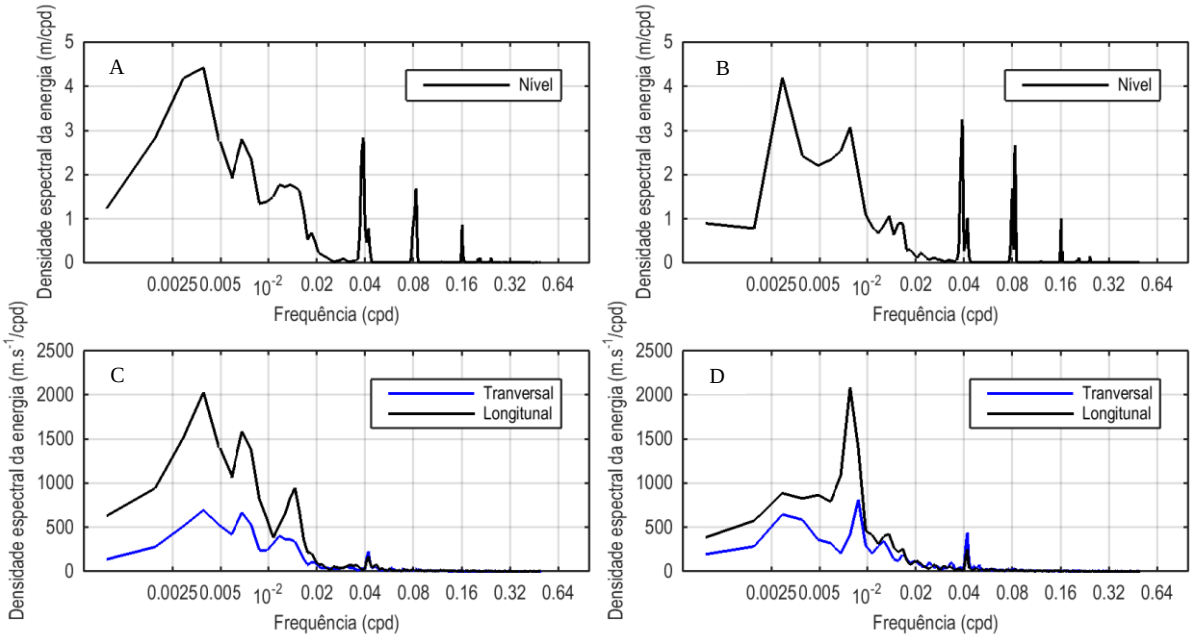


Figura 5. Estimativa de densidade espectral. A) Nível do mar (Primavera 2014); B) Nível do mar (Verão 2015); C) Vento, componente longitudinal em preto e componente transversal em azul (Primavera 2014). D) Vento, componente longitudinal em preto e componente transversal em azul (Verão 2015).

As correlações cruzadas entre os dados de nível e da componente longitudinal do vento para todos os períodos em estudo (Figura 6A, B, C e D) resultaram em valores de coeficientes de correlação maiores que 0,7. A defasagem entre o inicio da ação do vento e uma resposta do nível do mar foi calculada entre 8 e 13 h. Os valores positivos de correlação encontrados são explicados da seguinte forma: ventos de N (negativos) rebaixam o nível na costa, e ventos de S (positivos) elevam o nível. A influência do vento longitudinal nas oscilações de baixas frequências já tinha sido observada em trabalhos anteriores sobre os aspectos da direção e velocidade das correntes (Costa e Möller, 2011; Andrade et al., 2016), entretanto, não há relatos na bibliografia local quantificando a importância das forçantes meteorológicas, no caso em estudo do vento, nas oscilações do nível da água na costa.

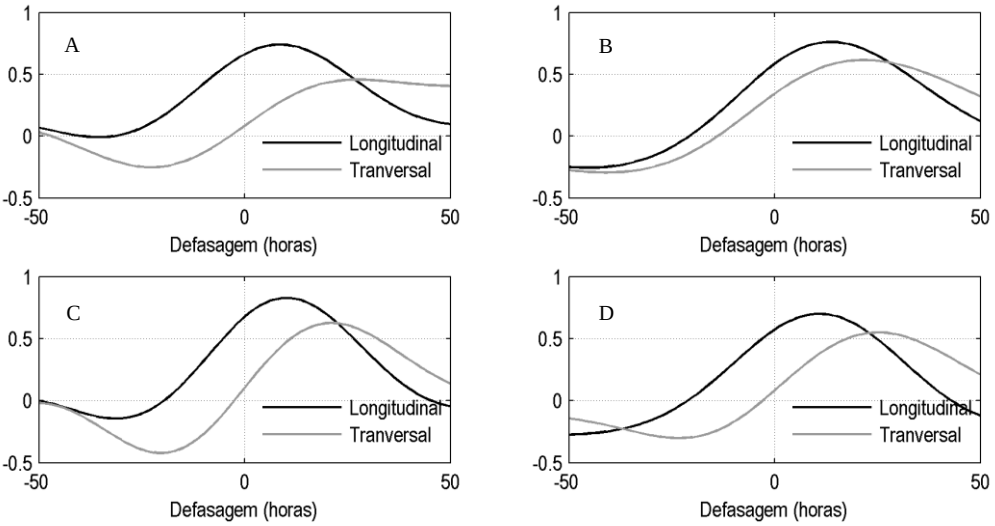


Figura 6. Correlação cruzada entre os dados de nível do mar e as componentes longitudinal (preto) e transversal (cinza) do vento à costa. A) Verão 2014; B) Inverno 2014; C) Primavera 2014; D) Verão 2015.

A Tabela 1 apresenta os principais constituintes harmônicos e suas amplitudes e fases para cada período analisado. Não foi encontrada diferença significativa entre as amplitudes de cada constituinte da maré astronômica, exceto no período do inverno de 2014, no qual o Q1 (Lunar elíptica maior) apresentou uma maior amplitude em relação aos outros períodos.

Tabela 1. Constituintes harmônicas para cada estação do ano.

		Verão 2014		**Inverno 2014**		**Primavera 2014**		**Verão 2015**	
	Período (h)	Amplitude (m)	Fase	Amplitude (m)	Fase	Amplitude (m)	Fase	Amplitude (m)	Fase
Q1	26.8	0.029	73.5	0.033	53.6	0.025	66.3	0.026	68.4
O1	25.8	0.116	99.8	0.115	84.6	0.118	87.7	0.115	85.3
K1	23.9	0.059	179.6	0.073	170.9	0.053	148.7	0.056	158.3
N2	12.6	0.046	256.5	0.046	233.9	0.037	225.3	0.045	232.2
M2	12.4	0.058	166.4	0.052	131.3	0.052	129.3	0.060	137.7
S2	12	0.077	146.5	0.079	116.9	0.072	96.9	0.080	113.2

Através dos resultados das análises harmônicas, foi possível calcular o *número de forma* (F). Os resultados encontrados para todos os períodos estiveram entre 1,22 e 1,44 classificando assim a região, segundo Defant (1961), sob influência de uma maré mista com predominância semi-diurna. Essa classificação já tinha sido apresentada no trabalho de Almeida et al. (1997), no entanto os dados utilizados tinham sido adquiridos no canal de acesso a Lagoa de Tramandaí, o qual poderia ter agido como um filtro natural as oscilações das marés.

4. CONCLUSÕES

Ao longo do período da série temporal analisada foram observadas amplitudes máximas de 1,6 m entre o menor e o maior nível do mar no litoral norte do RS, nas quais estão incluídas as oscilações de origem astronômica e meteorológica. Isoladamente, a maré astronômica produziu variações de cerca de 0,9 m, enquanto que o vento provocou uma oscilação máxima de 1,1 m.

Os resultados das análises espectrais e das correlações cruzadas entre os dados de nível do mar e da componente longitudinal do vento a costa, apontam para um entendimento que esta variável é a principal forçante das oscilações em frequências submareais sobre a costa e a plataforma continental interna norte do RS. Sendo assim, pode-se afirmar que sob condições de ventos provenientes do N foi registrado um rebaixamento do nível d'água na costa, e um fenômeno contrário ocorreu quando incidiram ventos do S sobre a costa.

5. AGRADECIMENTOS

Agradecemos a Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela concessão do auxílio financeiro através do Edital Ciências do Mar para a realização das campanhas oceanográficas, bem como pela Bolsa de Doutorado ao primeiro autor. Finalmente, agradecemos ao Instituto Nacional de Meteorologia (INMET) pelo fornecimento dos dados de vento. Este trabalho é parte da Tese de Doutorado do primeiro autor junto ao Programa de Pós-graduação em Geociências da UFRGS.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Almeida, L. E. S. B., Rosauro, N. M. L. & Toldo Jr., E. E. 1997. Análise Preliminar das Marés na Barra do Rio Tramandaí, RS - Brasil. XII SIMPÓSIO BRASILEIRO DE RECURSOS HÍDRICOS, Anais..., Vitória, ES. v.1, p.560-566.

Andrade, M. M., Toldo, E. E. e Nunes, J. C. R. 2016. Variabilidade das correntes na plataforma interna ao largo de Tramandaí, RS durante o verão de 2014. Pesquisas em Geociências, 43 (3): 289-298.

Barros, V. R., Grimm, A. M., Doyle, M. E. 2002. Relationship between temperature and circulation in Southwestern South America and its influence from El Niño and La Niña events. Journal of the Meteorological Society of Japan, 80:21-32.

Calliari, L.J. & Fachin, S. 1993. Laguna dos Patos. Influência nos depósitos lamíticos costeiros. Pesquisas, 20(1): 57-69.

Calliari, L. J., Toldo Jr., E. E., Nicolodi, J. L. 2006. Classificação Geomorfológica. In: Erosão e Progradação do Litoral Brasileiro – Rio Grande do Sul/Dieter Muehe, organizador. Brasília: MMA. 476 p.

Calliari, L.J., Winterwerp, J.C., Fernandes, E., Cuchiara, D., Vinzon, S.B., Sperle, M. & Holland, K.T. 2009. Fine grain sediment transport and deposition in the Patos Lagoon–Cassino beach sedimentary system. Continental Shelf Research, 29(3): 515-529.

Clara, M. L., Simionato, C. G., D'onofrio, E., E Moreira, D. 2015. Future Sea Level Rise and Changes on Tides in the Patagonian Continental Shelf. Journal of Coastal Research: Volume 31, Issue 3: pp. 519 – 535.

Costa, R. & Möller, O.O. 2011. Estudo da estrutura e da variabilidade das correntes na área da plataforma interna ao largo de Rio Grande (RS, Brasil), no sudoeste do Atlântico Sul, durante a primavera-verão de 2006-2007. Revista da Gestão Costeira Integrada,11(3): 273-281.

Defant, A. 1961. Physical Oceanography. Pergamon, New York, 1961. vol. 1, 729 pp.

Dillenburg, S. R., Esteves, L. S., & Tomazelli, L. J. 2004. A critical evaluation of coastal erosion in Rio Grande do Sul, Southern Brazil. Anais da Academia Brasileira de Ciências, 76(3), 611-623.

Hartmann, C., 1996. Dinâmica, Distribuição e Composição do Material em Suspensão na Região Sul da Laguna dos Patos, RS. Tese de Doutorado. UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil.

Fachin, S. 1998. Caracterização do Perfil de Equilíbrio da Antepraia na Costa do Rio Grande do Sul. Porto Alegre. 105 p. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Geociências, Instituto de Geociências, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Ma, T. T. M. 2013. Quantificação do transporte longitudinal a partir de dados de concentração de sedimentos em suspensão, Tramandaí-RS. Porto Alegre. 72p. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Geociências, Instituto de Geociências, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Martins, L. R., 1967. Aspectos deposicionais e texturais dos sedimentos praiais e eólicos da Planície Costeira do Rio Grande do Sul. Publicação Especial da Escola de Geologia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 13, 102 p.

Mawdsley, R. J., Haigh, I. D., & Wells, N. C. 2014. Global changes in mean tidal high water, low water and range. Journal of Coastal Research, 70(sp1), 343-348.

Marone, E. E Camargo, C. 1994. Marés meteorológicas no litoral do Estado do Paraná: o evento de 18 de agosto de 1993. Nerítica, Curitiba. 8 (1-2): 73-85.

Möller, O. O., Castaing, P., Fernandes, E. H. L., & Lazure, P. 2007. Tidal frequency dynamics of a southern Brazil coastal lagoon: choking and short period forced oscillations. Estuaries and Coasts, 30(2), 311-320.

Pawlowicz, R., Beardsley, B., & Lentz, S. 2002. Classical tidal harmonic analysis including error estimates in MATLAB using T_TIDE. Computers & Geosciences, 28, 929-937.

Parise, C. K., Calliari, L. J. And Krusche, N. 2009. Storm Surges and Beach Erosion in Southern Brazil: Atmospheric Conditions and Shore Erosion. Brazilian Journal of Oceanography, 57 (3): 175-188.

Piola, A. R., Matano, R. P., Palma, E., Möller, O. O., Campos, E. J. 2005. The influence of the Plata river discharge on the western South Atlantic Shelf. Geophys. Res. Lett 32: 10-29.

Pugh, D. T. 1987. Tides, surges, and mean sea level. 1° ed. Great Britain: Editora Antony Rowe Ltda. 472p.

Pugh, D. T. 2004. Changing Sea Levels: Effects of Tides, Weather and Climate. 1° ed. Cambridge University Press. 265 p. ISBN: 0521532183 9780521532181.

The Open University. 1999. Open University Oceanography, Butterworth-Heinemann, Oxford. Waves, Tides and Shallow-Water Processes. Pages 50-86. ISBN: 9780080363721.

Siegle, E. & Calliari, L.J. 2008. High-Energy Events and Short-Term Changes in Superficial Beach Sediments. Brazilian Journal of Oceanography, 56(2): 149-152.

Thompson, R. 1983. Low-Pass Filters to Suppress Inertial and Tidal Frequencies. Journal of Physical Oceanography, 13: 1077-1083.

Toldo Jr., E.E., Dillenburg, S.R., Almeida, L.E.S.B., Tabajara, L.L., Martins, R. & Cunha, L.O.B.P. 1993. Parâmetros morfométricos da Praia de Imbé, RS. Pesquisas, 20 (1): 27-32.

[a] Toldo Jr, E.E., Nicolodi, J.L., Almeida, L.E.S.B., Corrêa, I.C.S. & Esteves, L.S. 2006. Coastal dunes and shoreface width as a function of longshore transport. Journal of Coastal Research, 390-394.

[b] Toldo Jr., E. E., Almeida, L. E. S. B., Nicolodi, J. L., Absalonsen, L. E Gruber, N. S. L. 2006. O Controle da Deriva Litorânea no Desenvolvimento do Campo de Dunas e da Antepraia no Litoral Médio do Rio Grande do Sul. Pesquisas em Geociências, 33 (2): 35-42.

Valentim, S. S., Bernardes, M. E. C., Dottori, M., & Cortezi, M. 2013. Low-frequency physical variations in the coastal zone of Ubatuba, northern coast of São Paulo State, Brazil. Brazilian Journal of Oceanography, 61(3), 187-193.

Villwock, J.A. & Tomazelli, L.J. 1995. Geologia Costeira do Rio Grande do Sul. Notas Técnicas do CECO-IG-UFRGS, Porto Alegre, 8:1-45.

Welch, P. 1967. The use of fast Fourier transform for the estimation of power spectra: A method based on time averaging over short, modified periodograms. IEEE Transactions on audio and electroacoustics, 15(2): 70-73.
Williams, S. J., 2013. Sea-level rise implications for coastal regions. In: Brock, J.C.; Barras, J.A., and Williams, S.J. (eds.), Understanding and Predicting Change in the Coastal Ecosystems of the Northern Gulf of Mexico, Journal of Coastal Research, Special Issue No. 63, pp. 184–196, Coconut Creek (Florida), ISSN 0749-0208.
Zavialov, P., Möller, O.O.Jr. & Campos, E. 2002. First direct measurements of currents on the continental shelf of Southern Brazil. Continental Shelf Research, 22: 1975-1986.

6. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

APLICAÇÃO DE SIG NO ESTUDO DA DISTRIBUIÇÃO ESPACIAL DO N_{SPT} NA CAMADA DE ARGILA SILTOSA DE UMA ÁREA DO SUPERPORTO DE RIO GRANDE/RS.

Bruno Mariano Cerqueira da Silva[1], Antônio Marcos de Lima Alves[2]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
PROINFRA
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: bmcerqueira@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: antonioalves@furg.br

RESUMO

Este artigo tem por objetivo mostrar resultados da organização, em um ambiente SIG, de um banco de dados geotécnico baseado em informações obtidas nos boletins e plantas de locação de sondagem à percussão do tipo SPT, executados em uma área na região do Superporto do Rio Grande/RS onde foi construído o Estaleiro Rio Grande, empreendimento que dispõe de um dique seco. O software de geoprocessamento empregado foi o ArcGIS, que possibilita a criação de produtos visuais com base na entrada de informações na forma de tabelas, e possui ferramentas para tratamento e edição dos dados de entrada. A organização espacial dessas informações no ambiente SIG permitiu criar, através de métodos de interpolação, mapas temáticos e gráficos dedicados a tipos específicos de observação como histogramas e mapas de distribuição espacial do N_{SPT} no terreno. Ênfase é dada no presente trabalho aos resultados obtidos na espessa camada de argila siltosa média, presente na região.

1. INTRODUÇÃO

É constante a necessidade de aprimoramento dos procedimentos e do conhecimento direcionados às atividades de planejamento e gestão, principalmente no que diz respeito à execução de obras costeiras. Quando se pensa em geoprocessamento de dados, a função mais básica do Sensoriamento Remoto e do Sistema de Informações Georreferenciadas (SIG) é catalogar e armazenar dados da região a fim de criar a base para o desenvolvimento de estudos de correlação, mudança, preservação e viabilidade dos mais diversos empreendimentos, ou seja, os SIG permitem não só o catálogo e monitoramento de dados, mas também explorar possíveis relações espaciais entre os dados coletados. A atribuição de localização espacial referenciada recebe o nome de georreferenciamento, e tem como objetivo principal relacionar a localização do elemento de estudo a coordenadas conhecidas, a fim de possibilitar a correlação com outros fenômenos e estudos, gerando assim um banco de dados crescente e interativo.

A aplicação das tecnologias de geoprocessamento em estudos de geotecnia vem crescendo na região de Rio Grande/RS ao longo dos últimos anos, muito devido à grande quantidade de dados que os empreendimentos do Polo Naval proporcionam, outro tanto devido ao grande avanço do poder de processamento dos computadores nas últimas décadas e acesso a softwares especializados, como ArcGIS, Idrisi, QGIS, RockWorks e tantos outros.

Este trabalho tem como objetivo mostrar resultados do geoprocessamento aplicado a uma área do Superporto de Rio Grande/RS, onde foi construído o Estaleiro Rio Grande. Os dados analisados foram oriundos de sondagens do tipo Standard Penetration Test (SPT) e foram analisados utilizando-se o programa computacional ArcGIS (ESRI, 2012). Será discutida a distribuição espacial do N_{SPT} no centro e nas extremidades da camada de argila média, entre as cotas -24 m e -42 m.

2. ÁREA DE ESTUDO

O cenário do presente estudo está localizado na área portuária do município de Rio Grande/RS (Fig. 1). Único porto marítimo do estado, o Porto de Rio Grande recebeu a implantação de um Polo Naval para a construção e reparo de cascos, plataformas de petróleo e outras embarcações de grande porte. O Estaleiro Rio Grande, com 500 mil metros quadrados, começou a ser construído na região no ano de 2006 e conta com um dique seco de 350 x 133 metros de área e 14 metros de profundidade. As oficinas têm capacidade de processamento de aproximadamente 12 mil toneladas de aço por ano e o complexo ainda conta com dois cais para acabamento e finalização das plataformas.

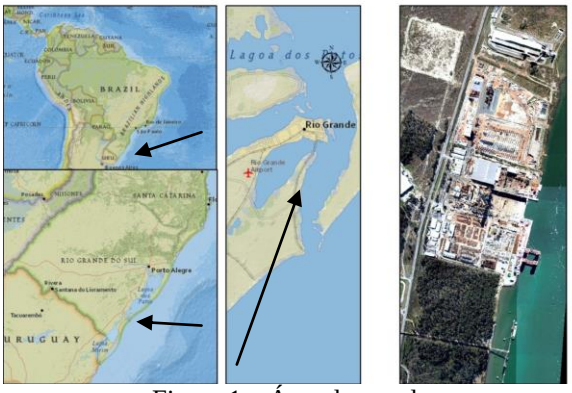


Figura 1 – Área do estudo.

3. PERFIL ESTRATIGRÁFICO DA REGIÃO

A planície costeira do Rio Grande do Sul, onde está localizado o Município de Rio Grande, tem como características as baixas cotas altimétricas (a maior a cerca de 5 metros acima do nível do mar), lençol freático pouco profundo e predominância dos ventos no sentido Nordeste-Sudoeste. A geomorfologia da região do município é formada por uma bacia de sedimentação com depósitos marinhos e lacustres, de acordo com Vieira (1970).

A partir de doze furos de sondagem executados ao longo de cerca de 12 km da costa do Superporto de Rio Grande, Dias (1993) apresentou um perfil longitudinal da área, conforme demonstrado na Fig. 2.

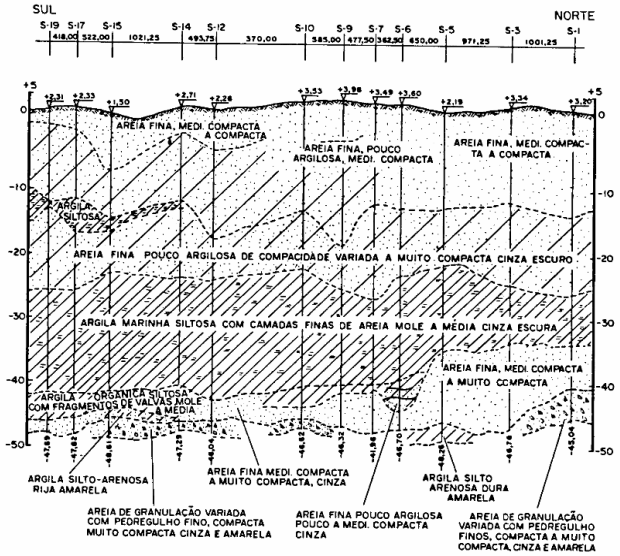


Figura 2 – Perfil estratigráfico para a região do Superporto de Rio Grande (Dias, 1993).

Os dados de sondagens das grandes obras realizadas na região, como por exemplo, a ampliação dos Molhes da Barra, a construção do dique seco e a remodelação do cais do Porto Novo permitiram que o perfil longitudinal apresentado na Fig. 2 fosse atualizado, conforme apresentado na Fig. 3.

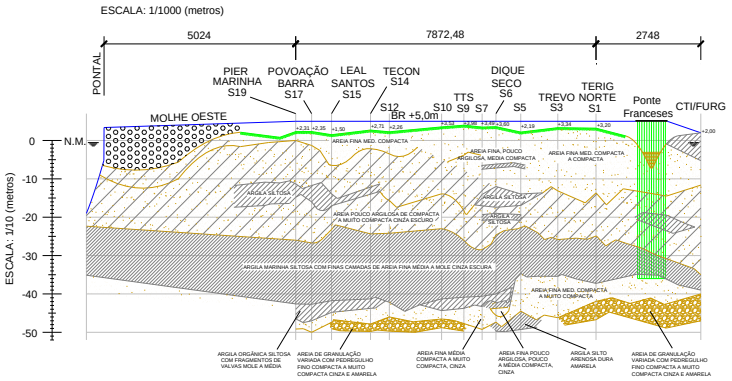


Figura 3 – Perfil estratigráfico atualizado da região do Superporto de Rio Grande (Dias et al., 2010).

Segundo Bastos (2014), os eventos de regressão e transgressão do nível do mar no Período Quaternário tiveram grande influência na constituição das camadas de deposição sedimentar na região. Bastos estudou, através de ensaios do tipo SPT e Piezocone (CPTu), a estratigrafia do terreno onde se localiza o Estaleiro Rio Grande no Superporto do Rio Grande (Fig. 4). Em seu estudo, que se refere aos sedimentos quaternários da área de estudo como materiais inconsolidados predominantes em meio aquoso de ambiente marinho ou transicional, formados por processos sedimentares, foram empregadas técnicas de geocronologia, como medidas de datação por Carbono 14. Os sedimentos finos, argila e silte, concentram-se em baías fechadas, ambientes de pouca energia, enquanto os sedimentos arenosos são mais facilmente encontrados em ambientes de maior energia como praias e rios. O caso específico da região do Superporto é de um ambiente de transição com suas planícies e canais de maré. Nele ocorrem finas intercalações de materiais arenosos e silto-argilosos em função das correntes de marés.

Bastos (2014) afirma ainda que além da sua constituição, as características geotécnicas destes sedimentos estão ligadas também ao nível de pré-adensamento, principalmente dos pacotes argilosos que, em função de sua fina granulometria, teriam expulsado lentamente a água devido ao aumento de peso ocasionado pelas deposições sucessivas de camadas e pelo processo de adensamento secundário relacionado ao tempo de formação dessas camadas. Além dos processos de regressão marinha, o que justifica sedimentos depositados num mesmo ambiente apresentarem propriedades geotécnicas distintas de acordo com a época em que foram depositados.

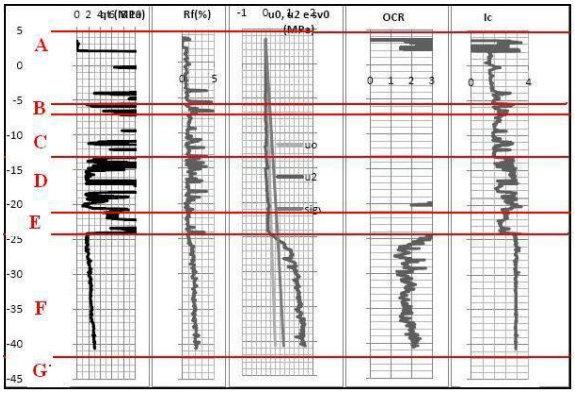


Figura 4 – Resultados de ensaio CPTu com a nova subdivisão das camadas (Bastos, 2014).

Bastos (2014) propôs uma divisão do perfil do subsolo na região do Estaleiro Rio Grande, onde as macro camadas foram nomeadas de A até G:

- (A) areia regressiva medianamente compacta localizada entre as cotas +3,8 m e -5,5 m;
- (B) argila siltosa intercalada por finas camadas de areia, entre as cotas -5,5 m e -7m;
- (C) areia mediamente compacta a compacta com lentes de argila siltosa próximas a base, entre as cotas -7 m e -13 m;
- (D) argilas siltosas entremeadas por camadas de areia com grande variabilidade no perfil, entre as cotas -13 m e -21 m;
- (E) areia muito compacta entre as cotas -21 m e -24 m;

• (F) argila siltosa de comportamento não drenado, muito homogênea entre as cotas -24 m a -42 m;
• (G) areias e argilas siltosas duras, solo turfoso ou presença de seixos e areias grossas de cor amarela, entre -42 m e -60 m.

4. METODOLOGIA EMPREGADA

4.1 Organização dos dados

São conhecidos como sondagens os procedimentos geotécnicos de campo utilizados para a investigação do subsolo, através do recolhimento de amostragem do material ou outras correlações. Neste estudo, as características do subsolo foram prospectadas através da sondagem de simples reconhecimento com realização do ensaio de penetração padrão, ou Standard Penetration Test (SPT), que é um procedimento que relaciona a resistência do solo à energia aplicada necessária para cravação de um cilindro amostrador padrão (também conhecido como barrilete) e observação do material recolhido durante o ensaio e avanço do furo. Segundo a norma técnica NBR 6484 (2001), as finalidades da sondagem de simples reconhecimento com ensaio SPT para as aplicações na Engenharia Civil são a determinação dos tipos de solo em suas respectivas profundidades de ocorrências, da posição do nível da água e dos índices de penetração a cada metro.

Os Sistemas de Informação Georreferenciada (SIG), por definição, precisam de dados que contenham localização espacial para que possam ser locados e relacionados. Para o presente estudo, além dos boletins de sondagem tipo SPT, foi utilizado um mapa georreferenciado (WGS 84) onde se encontram a previsão de localização dos pontos de sondagem no terreno. Cada um desses pontos contém as coordenadas geográficas em que foram realizadas as sondagens. Também foi utilizado um mapa "as built", contendo a informação de onde foram efetivamente executadas essas sondagens, com coordenadas algumas vezes diferentes das definidas no projeto. O mapa "as built" não estava georreferenciado, portanto foi preciso compatibilizar os dois mapas para extrair as coordenadas geográficas de cada sondagem. Os dois mapas foram sobrepostos, procurando-se um ponto do projeto que coincidisse com algum ponto dentro do mapa "as built". Feito isso, obteve-se um mapa contendo as sondagens efetivamente realizadas com suas coordenadas geográficas reais.

Com as coordenadas geográficas e os dados dos boletins de sondagem tipo SPT, foi organizada uma planilha eletrônica com o programa Microsoft Excel, contendo todas as informações presentes nos boletins e mais outras informações que puderam ser definidas posteriormente. Ao todo, foram utilizados os boletins de 147 sondagens executadas por cinco empresas diferentes, realizadas no período entre 2006 a 2008, sendo que 56 dessas sondagens foram executadas dentro da área do dique seco.

As sondagens realizadas pelas diversas empresas informam a cota da boca do furo em relação à cota zero, o nível do mar. Este dado precisou ser compatibilizado, já que nem todas partiam de uma cota inteira. Assim, os valores foram arredondados ao dígito mais significativo, para que fosse possível trabalhar apenas com valores inteiros de cota. Com isso foi possível isolar com mais facilidade todas as sondagens de uma mesma cota inteira, para então gerar o mapa de interpolação referente a cada uma das 54 cotas. O erro máximo obtido na compatibilização das cotas foi de 50 cm, o que, para fins de posicionamento da camada e da resistência do solo, é aceitável.

Na planilha de dados principal deste trabalho, que serviu de base para as análises no ArcGIS, além das coordenadas do furo de sondagem, também foram organizados os valores do número de golpes necessários à cravação do trecho final de 30 cm do amostrador padrão (N_{SPT}), dados referentes à descrição, cor e granulometria observadas do material recuperado pela sondagem e, sempre que observado, a presença de conchas, matéria orgânica e gás, todos devidamente localizados espacialmente e na cota em que se medem ou observam. Consistência e compacidade foram definidas com base nas colunas de descrição e N_{SPT}, de acordo com a norma NBR 6484 (2001). Na Tabela 1 mostra-se um excerto da planilha referente à sondagem identificada como 137. A forma de organização dos dados se repete para todas as outras sondagens.

Tabela 1 – Atributos qualitativos e quantitativos da sondagem 137 ao longo da profundidade.

FURO	COTA	N_{SPT}	CONSIST. OU COMPAC.	DESCRIÇÃO	COR	OBSERVAÇÃO	CAMADA
137	-11	50	MUITO COMPACTA	AREIA	CINZA		C
137	-12	15	MEDIANAMENTE COMPACTA	AREIA	VERDE		
137	-13	6	POUCO COMPACTA	AREIA	VERDE		
137	-14	5	POUCO COMPACTA	AREIA	VERDE		
137	-15	11	RIJA	ARGILA	CINZA ESCURO		D
137	-16	51	DURA	ARGILA	CINZA ESCURO		
137	-17	43	MUITO COMPACTA	AREIA	VERDE		
137	-18	7	POUCO COMPACTA	AREIA	VERDE		
137	-19	7	MÉDIA	ARGILA ARENOSA	CINZA ESCURO		
137	-20	7	MÉDIA	ARGILA ARENOSA	CINZA ESCURO		
137	-21	58	DURA	ARGILA ARENOSA	CINZA ESCURO		
137	-22	30	COMPACTA	AREIA	CINZA		E
137	-23	17	MEDIANAMENTE COMPACTA	AREIA	CINZA		

Em situações onde o amostrador do ensaio SPT não penetra toda a sua extensão, o valor de N_{SPT} é representado por uma fração, por exemplo 30/5, que representa 30 golpes para um avanço de 5 centímetros. Nestes casos, o valor de N_{SPT} foi extrapolado, para simular o número de golpes necessário para a penetração dos 30 cm finais do amostrador. No exemplo dado, o valor de N_{SPT} seria estimado em 180 golpes.

4.2 Inserção e análise dos dados no programa ArcGIS

Foi utilizado, como base, um mosaico composto por imagens aéreas da região do empreendimento datadas de 2012, ano em que boa parte da estrutura do estaleiro já estava construída, possibilitando uma fácil identificação dos dados do estudo no espaço. Essas imagens fazem parte de um banco de dados fornecido pelo Laboratório de Topografia da FURG. Todos os resultados obtidos no estudo foram lançados sobre essas imagens, com objetivo de criar mapas temáticos de fácil identificação, com uma referência espacial conhecida e bem definida. A resolução das imagens é de 60 cm. A Fig. 5 mostra a localização dos furos de sondagem sobre o mosaico de imagens áreas.

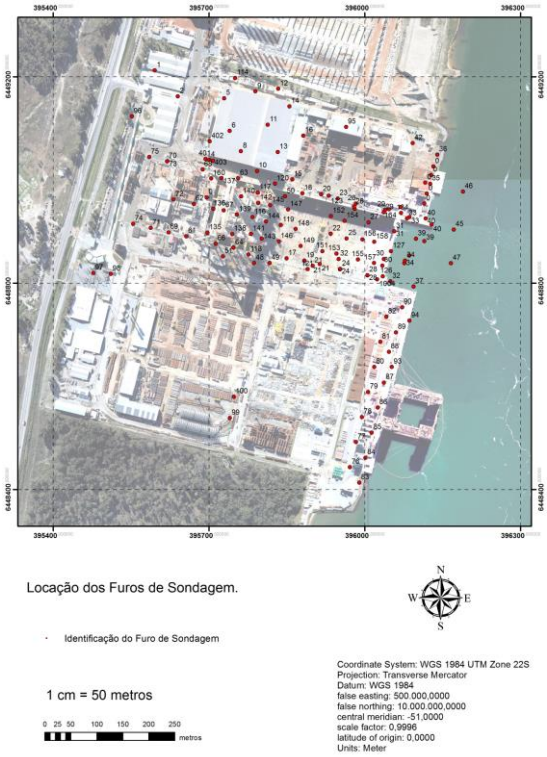


Figura 5 - Locação dos furos de sondagem.

Neste estudo, para fins de comparação e análise dos resultados, foram utilizados dois métodos de interpolação: IDW (Inverse Distance Weighted – Inverso da Distância Ponderada), e Krigagem Ordinária. O procedimento de interpolação foi realizado com cada método para cada uma das cotas. Tendo-se então dois métodos para cada cota e 55 cotas, foram gerados ao todo mapas temáticos mostrando a distribuição do valor de N_{SPT} no espaço entre as sondagens, atribuindo, através de cada método, valores de N_{SPT} aos pontos onde não existe sondagem, baseando-se na correlação entre as sondagens existente de acordo com cada método.

5. RESULTADOS

A camada F é de especial interesse para projetos de geotecnia na região, por se tratar de uma espessa camada de argila média, sujeita a grandes recalques, que ocorre em praticamente toda a área do Superporto de Rio Grande. Para exemplificar os resultados alcançados no estudo, escolheram-se as cotas -24 m, -33 m e -42 m, topo, centro e final da camada, respectivamente. (SILVA, 2015).

5.1 Distribuição do N_{SPT} no Topo da Camada de Argila Média

Na cota -24 m começa a ser percebida a presença massiva da camada F, a espessa camada de argila média de cor variando do cinza ao preto. De todas as sondagens realizadas, essa é a camada mais fácil de ser identificada. Especificamente na cota -24 m observa-se a transição da camada E, de areia compacta, pra camada F. Isto fica

destacado pelas manchas vermelhas mais ao norte da imagem, representando valores mais altos de N_{SPT}, relacionados com as amostragens pertencentes à camada E; e por uma área dominada pela cor amarela, indicativa de valores mais baixos de N_{SPT}, provenientes de sondagens que já atingiram a camada F. As Figuras 6 e 7 (IDW e Krigagem, respectivamente) ilustram bem essa transição.

Nas Figuras 6 e 7 também é possível observar a tendência da Camada F, já mostrada por gráficos e imagens anteriores, de surgir em cotas mais altas mais próximo da Lagoa, enquanto entre as sondagens mais ao norte e oeste da imagem ainda ocorre a camada E, reforçada pelo N_{SPT} mais alto. O retângulo preto indica o perímetro do dique seco do estaleiro. As manchas mais claras indicam zonas de menor resistência do solo; as zonas mais escuras, zonas de maior resistência. Abaixo dessa cota, a camada F prossegue por aproximadamente 20 metros.

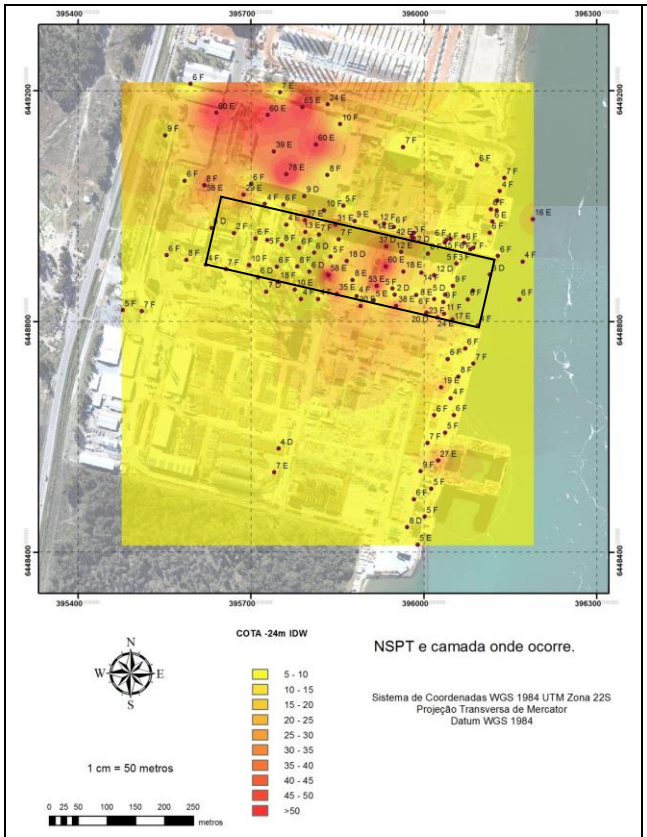


Figura 6 – N_{SPT} na cota -24 m pelo método IDW

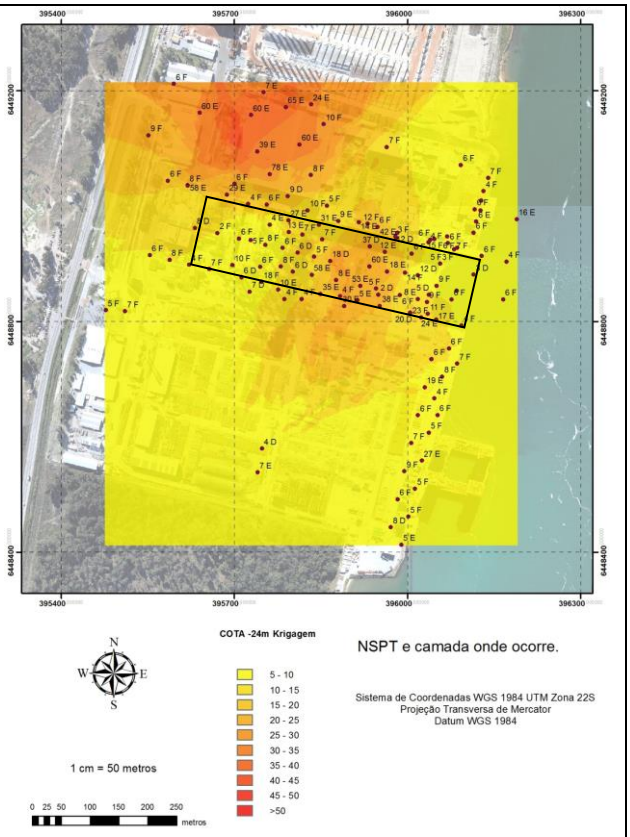


Figura 7 – N_{SPT} na cota -24 m pelo método Krigagem

O gráfico da Fig. 8 representa o histograma de distribuição do N_{SPT} na Cota -24 m. A Tabela 2 mostra os parâmetros estatísticos de N_{SPT} correspondentes à cota -24 m.

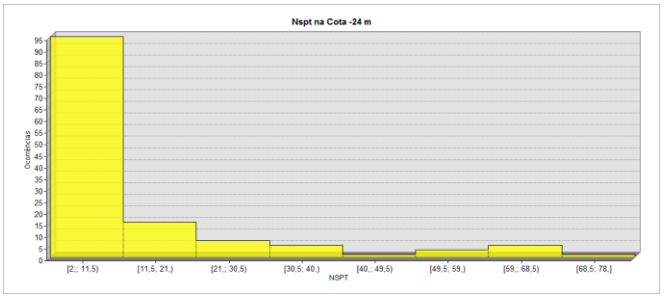


Figura 8 - Histograma de distribuição do N_{SPT} na cota -24 m

Tabela 2 - Parâmetros estatísticos da distribuição do N_{SPT} na cota -24m.

Total de Amostras	132
N_{SPT} mínimo	2
N_{SPT} máximo	78
N_{SPT} médio	13,48
Desvio Padrão	15,34

5.2 Distribuição do N_{SPT} no Centro da Camada de Argila Média

A dispersão dos valores de N_{SPT} na região central da camada F (cota -33 m) é pequena, o que pode ser observado no histograma de distribuição do N_{SPT} (Fig. 9) e também nos parâmetros estatísticos mostrados na Tab. 3.

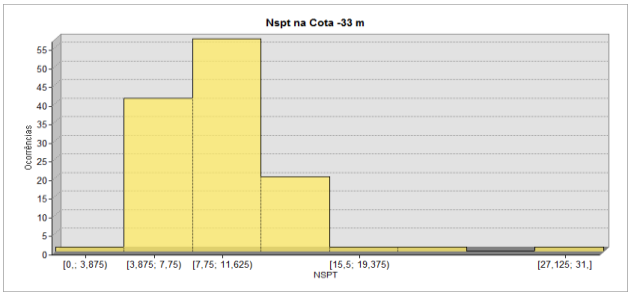


Figura 9 – Histograma de distribuição de N_{SPT} na cota -33 m.

Tabela 3 - Parâmetros estatísticos da distribuição do N_{SPT} na cota -33 m.

Total de Amostras	122
N_{SPT} mínimo	0
N_{SPT} máximo	31
N_{SPT} médio	8,95
Desvio Padrão	3,61

Os resultados da interpolação dos valores de N_{SPT} na cota -33 m são mostrados nas Fig.s 10 (método IDW) e Fig. 11 (método de Krigagem).

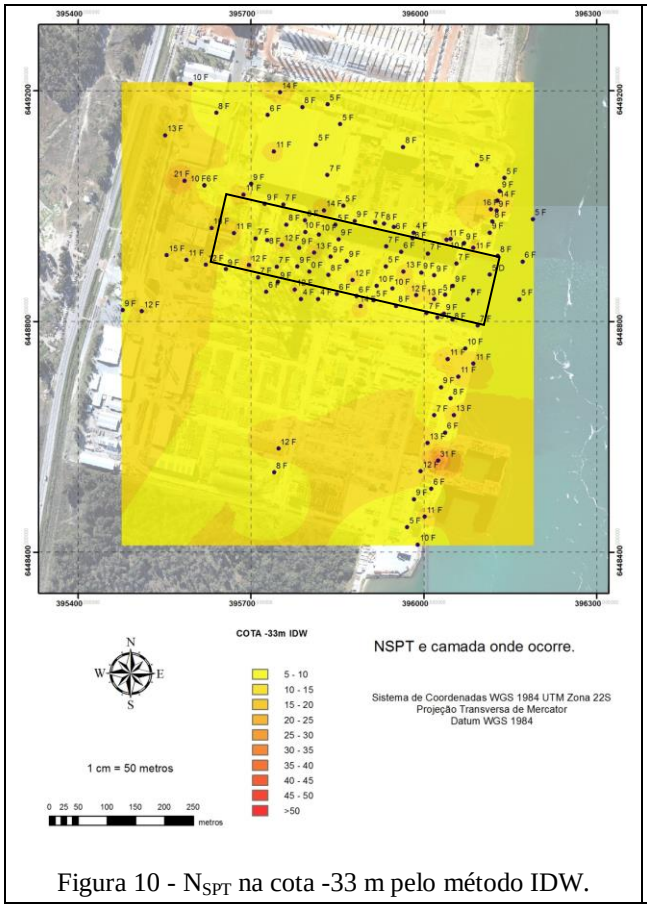


Figura 10 - N_{SPT} na cota -33 m pelo método IDW.

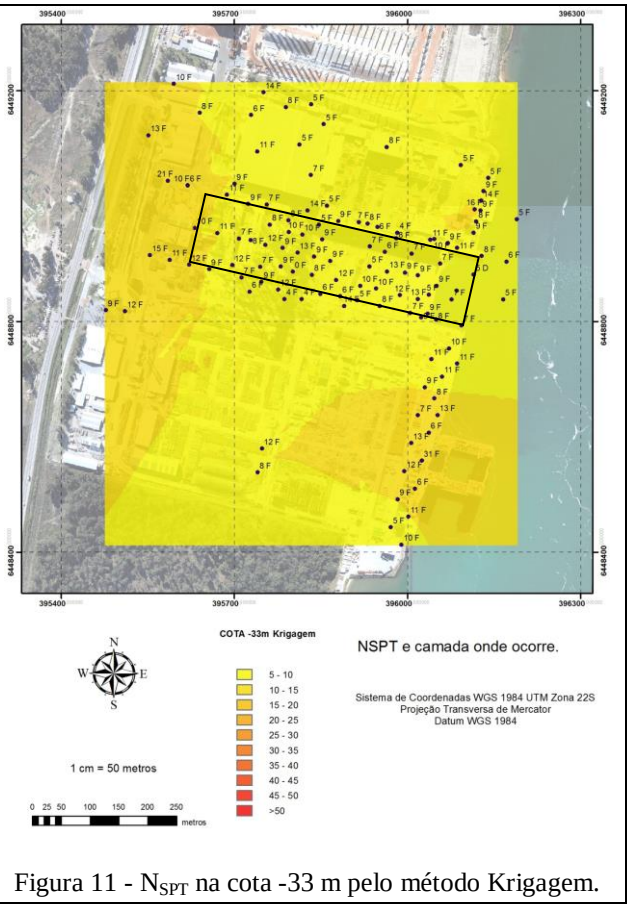


Figura 11 - N_{SPT} na cota -33 m pelo método Krigagem.

5.3 Distribuição do N_{SPT} na Base da Camada de Argila Média

Logo abaixo da camada de argila média (camada F), com espessura média de 20 m, surge a camada designada pela letra G, composta de areia compacta com alta resistência à penetração. A camada G começa a surgir, em média, na cota -41 m. Os altos valores de N_{SPT} encontrados na camada G têm um claro contraste com os valores mais baixos da camada F, como pode ser observado na Fig. 12 e Fig. 13.

A análise dessas imagens expõe a diferença entre os resultados dos dois métodos de interpolação adotados. Enquanto na Fig. 12 (IDW) os valores mais altos de N_{SPT} são expostos de maneira objetiva, traçando-se uma superfície vermelha ao redor do ponto de amostragem, na Fig. 13 (Krigagem) percebe-se uma superfície mais suave, com atenuação dos pontos de maior resistência. As áreas de maior resistência estão estendidas ao longo do cais e ao sul, próximas a duas sondagens que já atingiram a camada G e apresentam valores mais altos de N_{SPT}.

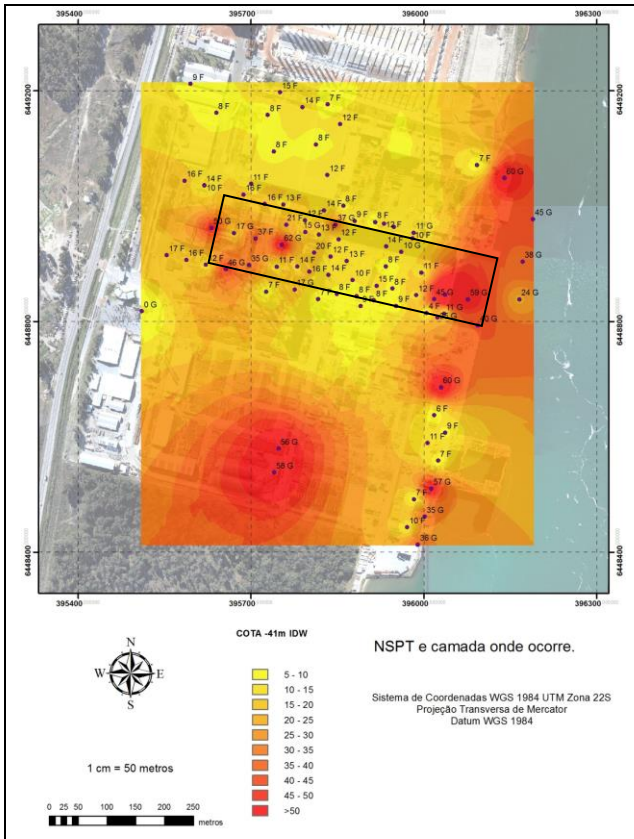


Figura 12 - N_{SPT} na cota -41 m pelo método IDW.

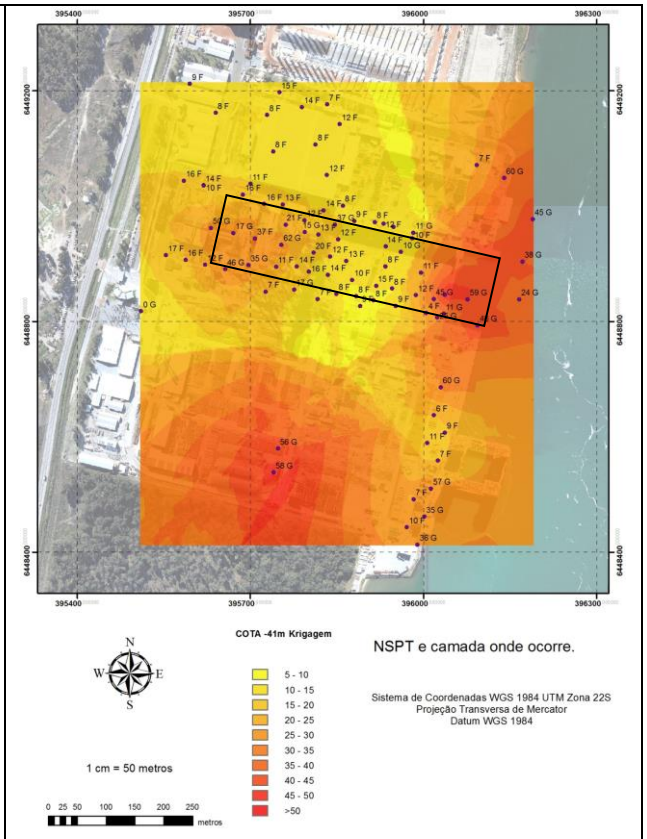


Figura 13 - N_{SPT} na cota -41 m pelo método Krigagem.

Também fica reforçada a tendência observada nos gráficos anteriores, onde a camada G começa a surgir em cotas mais altas perto da Lagoa e agora também, no espaço mais ao sul da imagem interpolada. Cabe destacar que nem todas as sondagens atingiram a camada G, diferentemente da camada F, que foi atingida por quase todas as sondagens.

O gráfico representado na Fig. 14 representa o histograma de distribuição do N_{SPT} na Cota -41 m. A Tabela 4 mostra os parâmetros estatísticos de N_{SPT} correspondentes à cota -41 m.

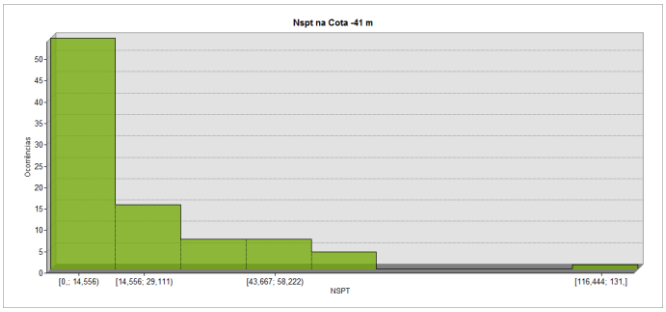


Figura 14 - Histograma de distribuição do N_{SPT} na cota -41 m

Tabela 4 - Parâmetros estatísticos da distribuição do N_{SPT} na cota -41m.

Total de Amostras	88
N_{SPT} mínimo	0
N_{SPT} máximo	131
N_{SPT} médio	20,26
Desvio Padrão	19,65

5.4 Conclusões

O presente trabalho visa contribuir para a disseminação do uso das ferramentas baseadas em SIG na análise geoestatística de dados do subsolo. Esta técnica apresenta grande potencialidade no tratamento e análise espaço-temporal de dados geológico-geotécnicos, adicionando confiabilidade às aplicações posteriores dos resultados em projetos e análises de obras.

O artigo focou na espessa camada de argila siltosa presente na região. Uma comparação entre dois métodos tradicionais de interpolação de dados (IDW e Krigagem) enfatizou uma diferença entre eles, qual seja, o método de Krigagem tende a uniformizar a distribuição dos dados interpolados, mesmo quando há valores muito discrepantes entre si; já o método IDW preserva as grandes variações nos dados que ocorrem em pequena escala. Porém, no caso da camada argilosa estudada, a diferença entre os resultados dos dois métodos não foi grande, uma vez que a camada se mostra bastante homogênea.

A pequena dispersão dos valores de N_{SPT} na camada F releva uma característica desta camada: a homogeneidade. Esta observação leva ao fato de que a diferença entre as superfícies geradas pelos dois métodos de interpolação é pequena. Porém, ainda assim é possível destacar as diferenças das distribuições espaciais geradas por cada método: o método de Krigagem tende a uniformizar a distribuição de N_{SPT} em regiões mais amplas, mesmo quando há valores de N_{SPT} muito discrepantes entre si; já o método IDW preserva grandes variações de N_{SPT} em distâncias curtas, gerando "vales" (pontos de menor resistência) ou "picos" (pontos de maior resistência) no modelo interpolado.

As zonas de menor resistência na camada argilosa também tendem a apresentar maior compressibilidade. Assim, mapas temáticos como os gerados no presente estudo podem contribuir para a avaliação e identificação de zonas menos resistentes quanto à capacidade de carga geotécnica, e com maior potencial de deformabilidade.

Os modelos de distribuição espacial gerados podem contribuir para o ante-projeto de futuras obras portuárias na região, e também para avaliação do desempenho de obras já executadas, contribuindo para o aumento da confiabilidade e economia.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR 6484. Execução de Sondagem de Simples Reconhecimento do Solo. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas. 2002.

BASTOS, E.; Evolução e Estratigrafia do Terreno na Região do Superporto de Rio Grande/RS: Análise com Base em Propriedades Geotécnicas e Variações do Nível Médio do Mar. Rio Grande, RS, 2014. 141p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica), FURG - Universidade Federal do Rio Grande.

DIAS, C. R. R. Parâmetros Geotécnicos da Argila Siltosa Mole da Cidade de Rio Grande – Região do Superporto. Vetor, Rio Grande, Vol. 3, p19-34. 1993.

DIAS, C. R. R.; BASTOS. C. A. B.; PEDREIRA. C. L. S. Variações no comportamento geotécnico da camada argilosa profunda ao longo do Porto de Rio Grande: influência da energia durante o processo sedimentar. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E ENGENHARIA GEOTÉCNICA, 15, 2010, Gramado. Anais do XV COBRAMSEG. São Paulo: ABMS, 2010. In CD-ROM.

ESRI. Manual ArcGIS. Redlands, CA, USA. 2012.

SCHNAID, F. Ensaios de Campo e suas Aplicações à Engenharia de Fundações. 1. ed. São Paulo/SP, Oficina de Textos, 2000. 189p.

SILVA, B. M. C. Banco de dados geotécnico com base em sondagens à percussão e uso do SIG: Análise espacial da distribuição das camadas de solo e do N_{SPT} em uma área do Superporto de Rio Grande – RS. Rio Grande, RS, 2015. 257p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica), FURG – Universidade Federal do Rio Grande.

VIEIRA, E.F. Geografia do Município de Rio Grande. Rio Grande/RS. Prefeitura Municipal de Rio Grande – Secretaria Municipal de Educação e Cultura. 1970. 30p.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE NO INTERIOR DE UM CILINDRO VERTICAL SUJEITO A ONDAS REGULARES UTILIZANDO O CÓDIGO IHFOAM

J. M. P. Conde, J. M. S. M. Cardoso

UNIDEMI, Universidade Nova de Lisboa, Faculdade de Ciências e Tecnologia,
Campus de Caparica, 2829-516 Monte de Caparica, Portugal
e-mails: jpc@fct.unl.pt, jm.cardoso@campus.fct.unl.pt

RESUMO

O movimento da superfície livre no interior de um tubo cilíndrico vertical pode ser visto como uma aproximação simplificada de um dispositivo de aproveitamento da energia das ondas do oceano do tipo coluna de água oscilante (DAEO-CAO). No presente trabalho é aplicado o código IHFOAM, que resolve as equações de Navier-Stokes por um método de volumes finitos utilizando a técnica VoF (Volume of Fluid), para simular a ação de uma onda regular sobre um cilindro vertical aberto para a atmosfera. Neste artigo comparam-se os resultados obtidos pelo IHFOAM com outros resultados numéricos e com dados experimentais, constatando-se uma boa correspondência entre estes resultados. Deste modo o código IHFOAM foi verificado (ao ser comparado com outros resultados numéricos) e validado (ao ser comparado com os resultados experimentais).

1. INTRODUÇÃO

A potência associada às ondas que atingem todas as zonas costeiras do mundo está estimada em aproximadamente 10^{12} W. Se esta energia for captada em mar aberto, logo sem as perdas associadas ao atrito e à rebentação das ondas, este valor estima-se que seja uma ordem de grandeza superior (~10^{13} W), uma quantidade comparável ao consumo atual de energia no mundo (Falnes, 2007; Panicker, 1976). Embora este valor seja apenas uma pequena parcela do potencial das energias eólica e solar, o potencial de utilização em grande escala da energia das ondas oceânicas tem a capacidade de cobrir uma parcela considerável do consumo de energia elétrica a nível mundial.

Apesar de já ter sido proposta uma grande variedade de sistemas de conversão de energia das ondas, com base em vários métodos de extração desta energia, apenas alguns protótipos reais foram construídos e instalados em águas costeiras expostas e ligados à rede elétrica (Falcão, 2010).

O sistema de coluna de água oscilante (CAO) é considerado um dos tipos de dispositivo de aproveitamento da energia das ondas (DAEO) do oceano tecnicamente mais conhecido, em virtude do grande esforço de investigação de que foi objeto nos últimos anos. Este DAEO foi um dos primeiros a ser testado, em fase de protótipo, em condições reais de funcionamento. Um DAEO-CAO é constituído por uma estrutura parcialmente submersa, aberta abaixo da superfície livre da água, dentro da qual fica aprisionada uma bolsa de ar acima da superfície livre. O movimento oscilatório da superfície livre no interior na câmara pneumática, produzido pelas ondas incidentes, faz o ar escoar pela turbina que está diretamente acoplada ao gerador elétrico (Falnes, 2002).

A grande maioria dos primeiros protótipos foi instalada na costa ou em quebra-mares, em diferentes partes do mundo (Toftstalen, Noruega, 1985; Sakata, Japão, 1988; Trivandrum, Índia, 1990; Pico, Portugal, 1999; Limpet, Escócia, 2000; Port Kembla, Austrália, 2005; Mutriku, Espanha, 2011). Embora os sistemas costeiros tenham as vantagens da facilidade de acesso e da ausência de amarrações, nesse caso a energia incidente é menor, quando comparada com a disponível ao largo, devido aos efeitos dissipativos da rebentação e do atrito com o fundo. A evolução dos sistemas costeiros para sistemas ao largo, onde a energia das ondas é superior, é vantajosa uma vez que estes últimos não estão constrangidos pela morfologia da costa, nem sujeitos aos efeitos das marés. Foram já desenvolvidos alguns sistemas CAO do tipo flutuante, citam-se: Migthy Whale (Japão), Energetech (Austrália), OE buoy (Irlanda), Sperboy (Inglaterra). A médio prazo, prevê-se a instalação de parques de sistemas flutuantes de DAEO-CAO, ao largo da costa, em zonas com profundidades de 40 a 70 m (Clément et al., 2002).

A cadeia de conversão energética num DAEO-CAO é composta por: conversão da energia das ondas para energia pneumática na câmara-de-ar da CAO; conversão de energia pneumática para energia mecânica ao veio da turbina; e conversão para energia elétrica no alternador. Não é prática corrente a utilização de um único código numérico para simular a totalidade dos efeitos hidrodinâmicos e aerodinâmicos verificados neste tipo de dispositivo. Este código deve simular com precisão, num domínio tridimensional, a propagação das ondas e a sua transformação quanto sujeitas à influência do DAEO-CAO, a entrada e saída da água no dispositivo, o escoamento de ar na câmara pneumática e o amortecimento provocado neste sistema pela perda de pressão verificada na turbina. Uma correta simulação destes escoamentos é fundamental para avaliar o desenho da câmara pneumática e para a determinação das condições de funcionamento da turbina (Conde e Gato, 2008). Os códigos numéricos que resolvem as equações RANS (*Reynolds Average Navier-Stokes*) permitem simular todos estes efeitos.

Um DAEO-CAO com a forma de um tubo vertical, com diâmetro pequeno quando comparado com o comprimento da onda incidente, pode ser considerado um absorsor pontual. Este tipo de dispositivo já foi estudado analiticamente e experimentalmente por muitos autores. Por exemplo, Evans (1978) simulou a superfície livre pelo movimento de um pistão rígido sem massa para o caso de um tubo vertical de diâmetro pequeno em relação ao comprimento da onda. Nesse modelo teórico, o sistema de captação de energia (*Power Take-off*, PTO) é simulado por um sistema linear massa-mola-amortecedor. Falcão e Sarmento (1980) e Evans (1982) consideram uma superfície oscilante com distribuição de pressão uniforme. Outros autores usaram códigos baseados no método dos elementos de fronteira (BEM - *Boundary Element Method*), destacando-se os trabalhos de Lee et al. (1996), Brito e Melo (2000), Delauré e Lewis (2003) e Lopes et al. (2007, 2009).

O objetivo deste trabalho consiste na aplicação do código IHFOAM e comparar os resultados obtidos com os de outros códigos que resolvem as equações RANS (Conde et al., 2011) e experimentais (Lopes et al., 2007).

2. CÓDIGO IHFOAM

O OpenFOAM® é uma biblioteca, em linguagem de programação C++, que dispõe e permite criar aplicações que se dividem em duas categorias: *Solvers*, que são desenvolvidos para resolver um problema específico e *Utilities*, que são concebidos para executar tarefas que envolvem a manipulação e processamento de dados (OpenFOAM, 2013).

O *solver* IHFOAM é baseado no *solver* InterFoam que permite resolver problemas bifásicos, com geração de ondas, absorção ativa de ondas e possibilidade de simular meio poroso. O IHFOAM resolve as equações VARANS (*Volume Averaged Reynolds Averaged Navier-Stokes*) para dois fluidos incompressíveis e imiscíveis com zona porosa, por um método de volumes finitos. Em simulações sem zona porosa resolve apenas as equações RANS. A superfície livre é identificada pelo método *Volume of Fluid* (VoF) e permite ainda a introdução de vários modelos de turbulência: k-ε, k-ω SST (*Shear Stress Transport*) e LES (*Large eddy simulation*) (IHFOAM, 2014, Higuera et al., 2013).

O IHFOAM permite a geração de ondas regulares e irregulares de acordo com várias teorias de ondas: Stokes de primeira, segunda e de quinta ordem; cnoidal; função de corrente; ondas solitárias; ondas irregulares; e gerador de ondas do tipo pistão. Todas as teorias de ondas usadas pelo IHFOAM introduzem um perfil não uniforme na fronteira do domínio, sendo geradores estáticos, ou seja, é aplicada uma velocidade horizontal e vertical à água, com exceção do gerador de ondas do tipo pistão que introduz um perfil de velocidade uniforme. Este *solver* utiliza absorção ativa para impedir que as ondas refletidas em estruturas ou nos limites do domínio computacional influenciem a onda gerada na fronteira de geração.

O IHFOAM utiliza o mesmo tratamento da superfície livre que o InterFoam, usando o método VoF. Este método utiliza uma variável, a fração de volume, que varia entre 1 e 0 consoante a quantidade existente de água na célula, 1 se for somente água, 0 se for o ar e entre 1 e 0 se for a interface entre ar e água. Para obter uma interface bem definida, foi desenvolvido o método limitador multidimensional universal para solução explícita (*Multidimensional Universal Limiter for Explicit Solution*, MULES). Na resolução do sistema de equações RANS é utilizado o algoritmo PIMPLE, que é uma combinação dos algoritmos SIMPLE (*semi-implicit method for pressure-linked equations*) e PISO (*pressure implicit with splitting of operators*).

3. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

Neste artigo reproduz-se numericamente um dos ensaios experimentais descritos por Lopes et al. (2007). A Fig. 1a mostra um desses ensaios realizados com protótipo no canal de testes do Departamento de Arquitetura e Engenharia Civil do Instituto Superior Técnico (IST), em Lisboa, Portugal. Este canal tem 20 m de comprimento e 0,70 m de largura.

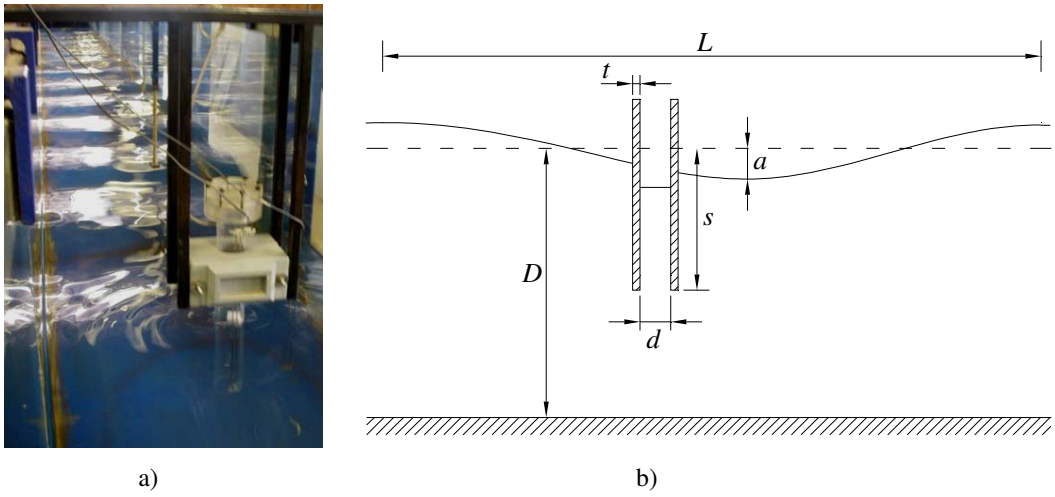
O modelo físico simplificado do DAEO-CAO consiste num cilindro oco aberto nas extremidades e colocado na vertical (Fig. 1b). O seu eixo está coincidente com o plano de simetria do canal e a 9 m do gerador de ondas. O cilindro tem raio interno, $r = d/2$, e espessura, t, iguais a 0,025 m e 0,0025 m, respetivamente. A profundidade da água em repouso, D, e a amplitude das ondas, a, são iguais a 0,4 m e 0,015 m, respetivamente.

No estudo experimental foram considerados: diferentes comprimentos submersos, s, respetivamente, 0,1 m; 0,18 m; e 0,245 m; diferentes frequências, f, na faixa de 0,5 Hz a 1,6 Hz; e foram feitos ensaios com o topo do cilindro aberto para a atmosfera ou com a imposição de uma perda de carga. O efeito dissipativo de um DAEO-CAO foi modelado experimentalmente usando uma membrana têxtil porosa colocada na extremidade superior do cilindro vertical. Esta membrana porosa permite simular a perda de carga devida a uma turbina do tipo Wells instalada num dispositivo real e avaliar a resposta do dispositivo numa configuração semelhante a um protótipo.

Embora a razão do diâmetro exterior do cilindro pela largura do canal seja pequena (~7,9%), as experiências não traduzem o efeito de um único dispositivo isolado em mar aberto, mas sim um número infinito de dispositivos lado a lado perpendicularmente às ondas incidentes, uma vez que as paredes do canal atuam como planos de simetria.

No intervalo de frequência considerado (0,5 a 1,6 Hz) a razão D/L (onde L é o comprimento de onda) encontra-se compreendida entre 0,11 e 0,66. Apenas para as frequências superiores a 1,4 Hz as ondas incidentes se encontram na condição de água profunda ($D/L > 0,5$), as restantes encontram-se em profundidade intermédia ($0,5 > D/L > 0,05$).

No presente trabalho considerou-se apenas o comprimento submerso igual a 0,18 m e a frequência de 0,9 Hz ($T = 1,111$ s e $L = 1,728$ m) sem perda de carga, ou seja com a extremidade superior do cilindro aberta para a atmosfera.



a) b)

Figura 1. a) Ensaios em modelo físico (Lopes et al., 2007); b) Esquema do problema.

Tendo por objetivo efetuar uma comparação com os resultados obtidos por outros códigos numéricos (Conde et al., 2011), a malha computacional utilizada foi a mesma que foi utilizada por estes autores com o código FLUENT®. Aproveitando a simetria do problema em relação ao plano longitudinal e vertical, o domínio é apenas metade do domínio real ($0 \le y \le 0,35$ m). O eixo do cilindro está na posição $x = y = 0$ e a superfície livre em repouso na posição $z = 0$. O canal numérico prolonga-se apenas até 2 m no sentido do gerador de ondas ($x/L = -1,163$) e até 6,5 m no sentido oposto ($x/L = 3,78$). Na direção vertical o domínio está compreendido entre $-0,4$ m $\le z \le 0,07$ m e o cilindro prolonga-se desde $z = -0,18$ m (na água) até à fronteira superior (no ar). A malha de discretização é composta aproximadamente por $4,7\times10^5$ volumes de controlo, sendo mais refinada nas proximidades do cilindro (Fig. 2). O perímetro da semi-circunferência do cilindro é discretizado por 40 segmentos. Na região de propagação das ondas, $-0,02$ m $\le z \le 0,02$ m, a discretização é composta de 24 segmentos iguais, ou seja, 18 segmentos por altura de onda.

Desde x = -2 m até x = 1,5 m utilizam-se aproximadamente 60 segmentos por comprimento de onda. Desde x = 1,5 m até 6,5 m o comprimento dos segmentos é progressivamente aumentado até atingir 0,61 m (~0,35L) no segmento adjacente à parede direita.

Na simulação apresentada foi utilizada a versão 2.2.2 do OpenFOAM® no sistema operativo Ubuntu 14.04LTS. Foi utilizado nas simulações um computador com um processador Intel® Core™ i7 950 @ 3.07GHz com 8GB RAM.

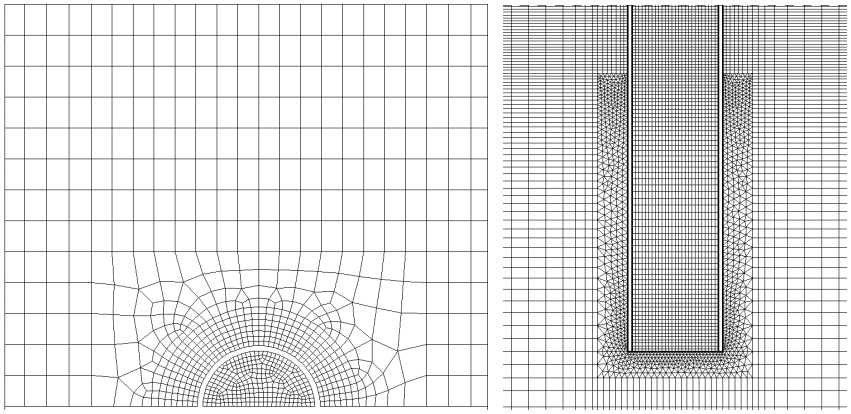


Figura 2. Pormenores da malha de discretização.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Fig. 3 apresenta a evolução temporal da elevação da superfície livre, η, em duas sondas colocadas no plano transversal coincidente com o eixo do cilindro, uma está localizada no eixo do cilindro e outra no exterior numa posição intermédia entre a parede do canal e a do cilindro.

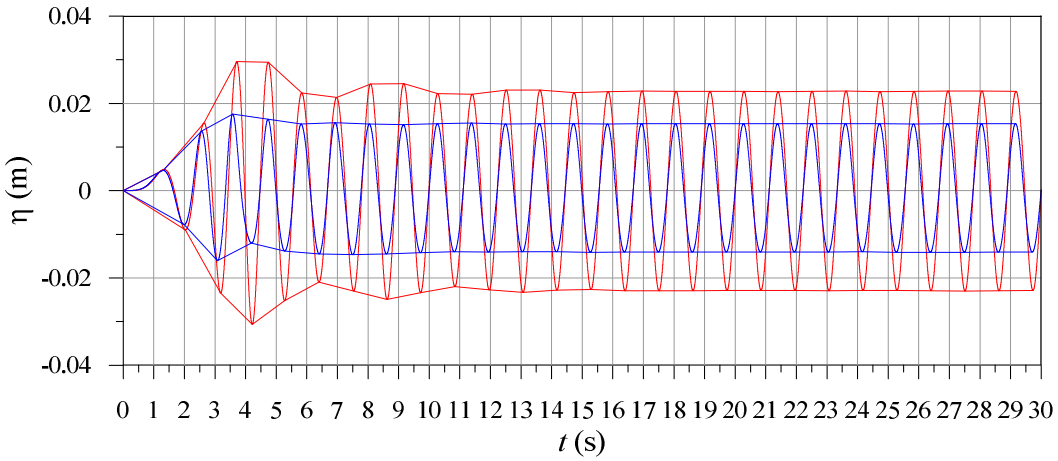


Figura 3. Evolução temporal da elevação da superfície livre no interior (—) e no exterior do cilindro (—).

A partir dos resultados apresentados na Fig. 3 é possível estimar o fator de amplificação, razão entre as elevações máximas dentro e fora do cilindro (Fig. 4), e o desfasamento entre as ondas verificadas no interior e exterior do cilindro (Fig. 5).

Pela observação das Figuras 3, 4 e 5 constata-se que é necessário decorrer aproximadamente 15 períodos de onda para que a evolução da superfície livre, medida nas duas sondas, estabilize.

Os resultados obtidos após a estabilização, para o fator de amplificação e para o ângulo de fase são respetivamente, 1,56 e -6,46º. Os resultados obtidos por Conde et al. (2011) são, respetivamente: para o código FLUENT®, 1,56 e -5,85º; e para o código FLUINCO, 1,61 e -4,8º. Os resultados experimentais obtidos por Lopes et al. (2007) são respetivamente, 1,56 e -2,21º. Os valores do coeficiente de amplificação são iguais, com excepção do código FLUINCO cujo valor é ligeiramente diferente, o que pode ser atribuído à malha/método numérico diferente.

O desfasamento apresenta maiores diferenças, que podem estar relacionadas com a maior sensibilidade no cálculo desta variável às ligeiras diferenças nas ondas medidas, que por sua vez podem depender dos métodos numéricos de cálculo e dos métodos de dissipação/absorção das ondas, quer nos códigos numéricos quer nos ensaios experimentais.

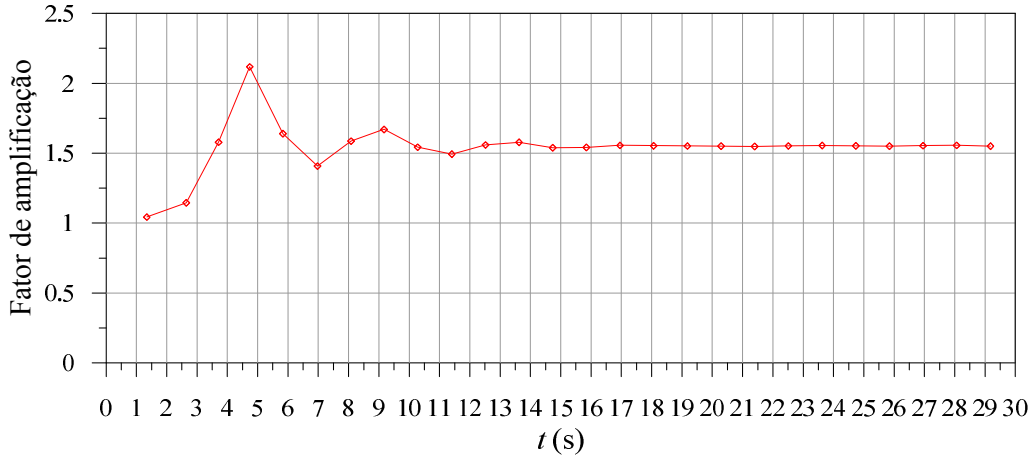


Figura 4. Evolução temporal do fator de amplificação.

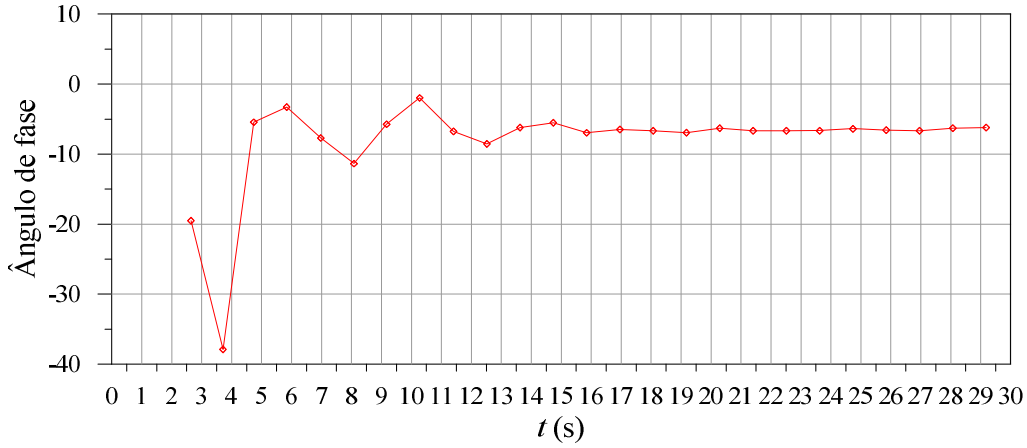


Figura 5. Evolução temporal do desfasamento.

Na Fig. 6 comparam-se as evoluções temporais da elevação da superfície livre, no interior e no exterior do cilindro, obtidas pelos três códigos numéricos (IHFOAM, FLUENT® e FLUINCO), com os correspondentes dados experimentais. Observa-se que os resultados numéricos têm boa concordância entre si e com os dados experimentais. Esta figura confirma os resultados obtidos para o fator de amplificação que são quase iguais para os casos comparados. As diferenças verificadas para o ângulo de fase são mais difíceis de identificar graficamente pela Fig. 6.

Na Fig. 7 representam-se a deformação da superfície livre e o módulo da velocidade em 8 instantes num período após a estabilização da solução. Constata-se que existem fortes gradientes de velocidade e assimetria no escoamento nas imediações na abertura inferior do cilindro. Apesar deste efeito, verifica-se uma uniformização do escoamento no sentido da superfície livre, o que contribui para a forma plana que esta adquire ao longo de todo o período. Esse comportamento foi também constatado por Lopes et al. (2007) e Conde et al. (2011) para esta frequência.

5. CONCLUSÕES

Neste artigo apresentou-se a simulação numérica da coluna de água oscilante no interior de um cilindro vertical sujeito a ondas regulares utilizando o código IHFOAM. Esta geometria corresponde a uma simplificação de um DAEO-CAO.

Foram comparados os resultados obtidos com o IHFOAM com os obtidos pela aplicação de outros dois códigos numéricos e com resultados experimentais. Um dos códigos (FLUINCO) é baseado na técnica dos elementos finitos e o outro (FLUENT®) na técnica dos volumes finitos. Foi simulada a incidência de ondas monocromáticas de altura 0,015 m e frequências de 0,9 Hz num canal de 0,4 m de profundidade e 0,70 m de largura sobre um cilindro vertical vazado submerso colocado no eixo longitudinal do canal. O cilindro tem diâmetro interno de 0,05 m e espessura de 0,0025 m e a sua parte submersa estava a 0,18 m da superfície livre em repouso.

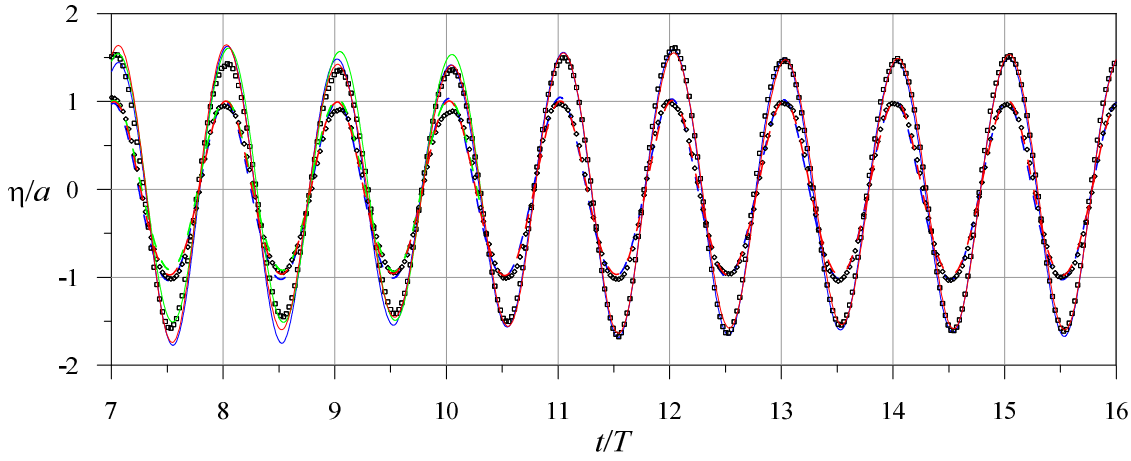


Figura 6. Comparação da evolução temporal da elevação da superfície livre, no interior e no exterior do cilindro, obtidas pelos três códigos numéricos, com os correspondentes dados experimentais: IHFOAM (- - - sonda interior; — sonda exterior), FLUENT® (- - - sonda interior; — sonda exterior), FLUINCO (- - - sonda interior; — sonda exterior), e experimental (◇ sonda interior; □ sonda exterior)

Foram comparadas as elevações dentro e fora do cilindro, obtendo-se boa concordância entre os resultados numéricos e os experimentais. Constatou-se que o escoamento sofre fortes perturbações assimétricas em torno da extremidade submersa do cilindro, mas que se estabiliza a medida que se aproxima da superfície livre. Essa é a razão pela qual a superfície livre dentro do cilindro permanece praticamente plana e horizontal ao longo da simulação.

As análises feitas neste trabalho mostram os fenómenos que ocorrem nas interações entre um DAEO-CAO do tipo cilindro vertical e ondas monocromáticas, considerando as equações completas de Navier-Stokes, onde os efeitos de viscosidade são contemplados. Embora os três códigos numéricos utilizem técnicas numéricas distintas, volumes finitos e elementos finitos, captura de superfície livre (técnica VoF) e seguimento de superfície livre (condição de contorno cinemática da superfície livre), e as malhas de discretização utilizem elementos diferentes, tetraedros e hexaedros, obtêm-se resultados muito semelhantes. Deste modo o código IHFOAM foi verificado (ao ser comparado com outros resultados numéricos) e validado (ao ser comparado com os resultados experimentais). Assim, o modelo numérico proposto está habilitado para ser utilizado em estudos computacionais do conversor CAO.

As simulações foram feitas para o caso em que a superfície livre está submetida a uma pressão constante e igual à atmosférica. Num caso prático real existirá, no interior da câmara pneumática, um valor de pressão diferente da atmosférica exterior devido ao efeito da turbina. Para isso, em trabalhos futuros, serão realizadas simulações contemplado a referida influência.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o financiamento da Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT) através dos projetos POCI/EME/59024/2004 e PTDC/EME-MFE/66999/2006.

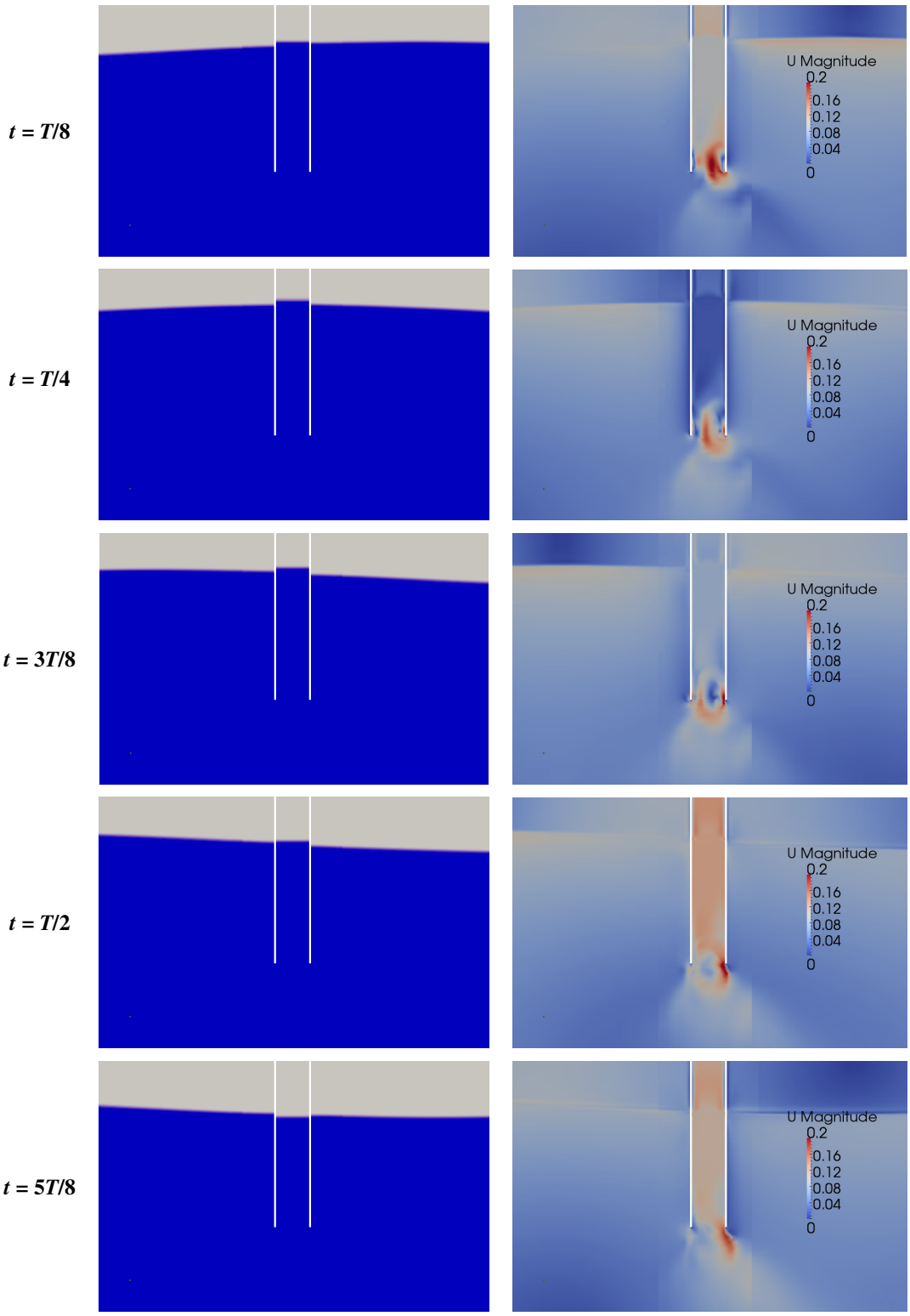


Figura 7. Deformação da superfície livre e módulo da velocidade (m/s) para oito instantes num período.

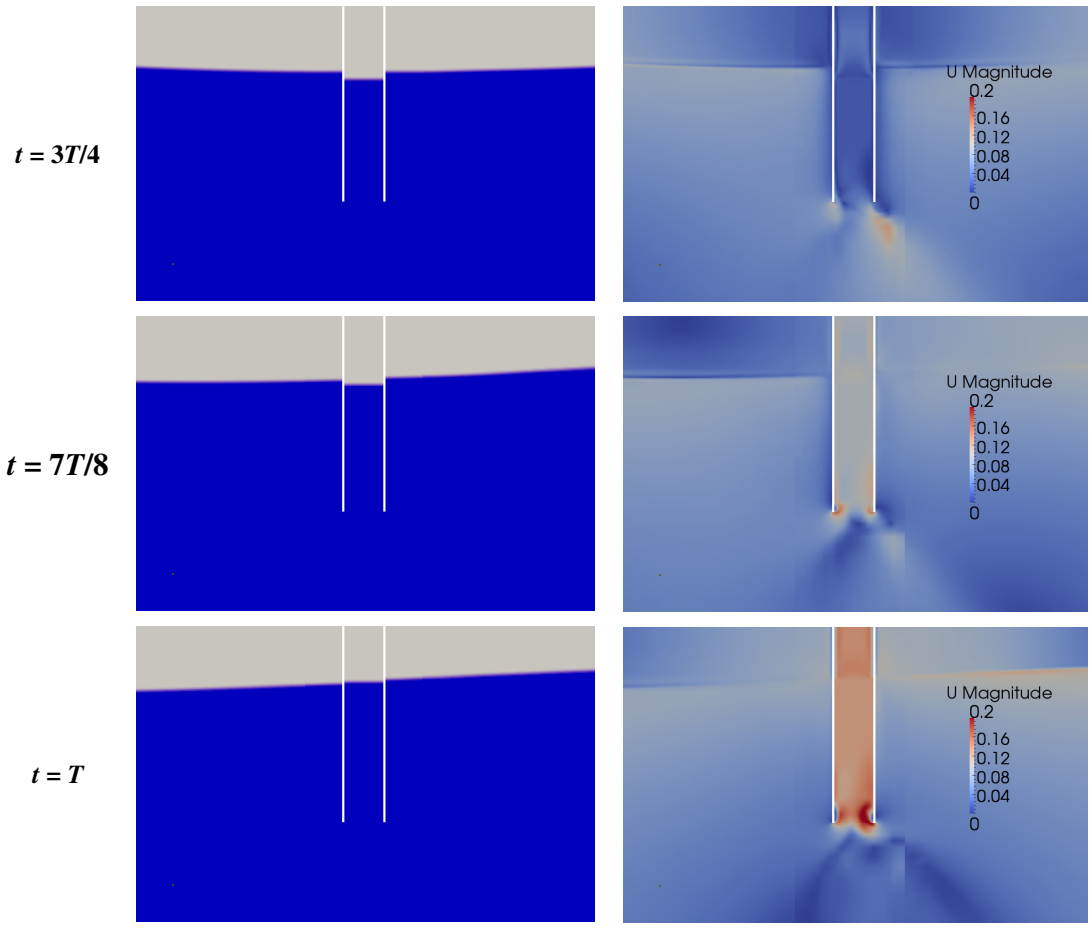


Figura 7. Deformação da superfície livre e módulo da velocidade (m/s) para oito instantes num período (cont.).

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Brito-Melo, A., 2000. Modelação e pré-dimensionamento de centrais de coluna de água oscilante: aplicação à central de energia das ondas do Pico, Açores. Tese Doutoramento, Instituto Superior Técnico (Lisboa, Portugal)/École Centrale de Nantes (France).

Clément, A., Mccullen, P., Falcão, A.F.O., Fiorentino, A., Gardner, F., Hammarlund, K., Lemonis, G., Lewis, T., Nielsen, K., Petroncini, S., Pontes, M.T., Schild, P., Sjöström, B.-O., Sorensen, H.C., and Thorpe, T., 2002. "Wave Energy in Europe: Current Statues and Perspectives". Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol 6, pp. 405-431.

Conde, J.M.P., Teixeira, P.R.F., Didier, E., 2011. "Numerical Simulation of an Oscillating Water Column Wave Energy Converter: Comparison of two Numerical Codes". In Proc. 21st Int. Offshore and Polar Eng. Conf., ISOPE, Maui, Hawaii, USA, pp. 668-674.

Conde, J.M.P., Gato, L.M.C., 2008. "Numerical study of the air-flow in an oscillating water column wave energy converter". Renewable Energy, Vol. 33, No 12, pp. 2637-2644.

Delauré, Y. M. C. and Lewis, A., 2003. "3D hydrodynamic modeling of fixed oscillating water column wave power plant by a boundary element methods", Ocean Engineering, Vol. 30, pp 309-330.

Evans, D.V., 1978. "The oscillating water column wave-energy device". Journal of the Institute of Mathematics and Applications, Vol. 22, pp. 423-433.

Evans, D.V., 1982. "Wave-power absorption by systems of oscillating surface pressure distributions". Journal of Fluid Mechanics, Vol. 114, pp. 481-499.

Falcão, A. F. O., 2010. "Wave energy utilization: A review of the technologies". Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 14, pp. 899–918.

Falcão, A.F.O., Sarmento, A.J.N.A., 1980. “Wave generation by a periodic surface pressure and its application in wave-energy extraction”. In Proc. 15th Int. Cong. Theor. Appl. Mech., Toronto, Canada.

Falnes, J., 2002. Ocean waves and oscillating systems. Linear interactions including wave-energy extraction. Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Falnes, J., 2007. “A review of wave-energy extraction”. Marine Structures, Vol. 20, N. 4, pp. 185-201.

Higuera, P.C., Lara, J.L., Losada, I.J., 2013. “Realistic wave generation and active wave absorption for Navier–Stokes models: application to OpenFOAM”. Coastal Engineering, Vol. 71, pp.102–118.

IHFOAM, 2014. IHFOAM Manual, IHCantabria.

Lee, C.H., Newman, J.N., Nielsen, F.G., 1996. “Wave interactions with an oscillating water column”, In Proc. 6th Int. Offshore and Polar Eng. Conf., ISOPE, Los Angeles, Vol 1, pp 82-90.

Lopes, M.F.P., Ricci, P., Gato, L.M.C., Falcão, A.F.O., 2007. “Experimental and numerical analysis of the oscillating water column inside a surface-piercing vertical cylinder in regular waves”. In Proc. 7th European Wave and Tidal Energy Conference, Porto, Portugal.

Lopes, M. F. P., Hals, J., Gomes, R. P. F., Moan, T., Gato, L. M. C.,.Falcão, A. F. de O., 2009. “Experimental and numerical investigation of non-predictive phase-control strategies for a point-absorbing wave energy converter”, Ocean Engineering, Vol. 36, pp. 386–402.

OpenFOAM, 2013. The Open Source CFD Tollbox – User Guide v.2.2.2. OpenCFD.

Panicker, N.N., 1976. “Power resource estimate of ocean surface waves”, Ocean Engineering, Vol. 3, N. 6, pp. 429-439.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

NUMERICAL STUDY OF TWO VERTICAL AXIS WIND TURBINES DARRIEU TYPE LINED UP IN FUNCTION OF POWER COEFFICIENT

Rodrigo Spotorno Vieira[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[3], Liércio André Isoldi[1,2], Elizaldo Domingues dos Santos[1,2]

[1]Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: rodrigospotorno@yahoo.com.br, liercioisoldi@furg.br, elizaldosantos@furg.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
[3] Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)
Departamento de Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, CP. 90050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br

ABSTRACT

In this work is performed a numerical study of the main operational principle of a VAWT (Vertical Axis Wind turbine) and the influence of the distance between two aligned turbines over their power coefficient. The main aims here are to evaluate the applicability of the numerical model studied here in further optimization studies of VAWT and evaluate the effect of the distance between turbines (d) on the device power coefficient. To achieve these goals, it is considered an incompressible, transient and turbulent flow on a two dimensional domain with two fluid zones, one being rotational representing the rotation of the blades. The time-averaged mass conservation equations and momentum are numerically solved using the finite volume method, more precisely with the software FLUENT®. For the approach of turbulence is used to classical modeling of turbulence (RANS) with standard model k - ε. Other geometric parameters: turbine radius (R), the airfoil profile (NACA0018) and chorus were held constant. The verification results showed a good agreement with those presented in the literature, even employing a simplified domain. It was also observed that the distance (d) directly affects the power of the second turbine. For the best case, with d =10m, the downstream turbine showed an approximate 50% drop in power coefficient in comparison with that obtained for the upstream turbine. While in the worst case, with d =2m, the power coefficient for the downstream turbine decreased two hundred times in comparison with that achieved for the upstream one. It was also noted that there is a great possibility of disposal area optimization of turbines in future studies.

Keywords: Vertical Axis Wind turbine, Numerical study, Power coefficient, turbine distance.

1. INTRODUCTION

The search for solutions that meet the current energy demand, comply with environmental laws and not interfere with the natural flow of the environment has been a major challenge for researchers and companies operating in the energy sector. Renewable energy sources are, measures used in order to have a power production with minimal environmental impact possible. A very important alternative is wind energy. The global wind energy potential is classified by an atlas where there are several regions that hold large concentrations of winds, and they own locations for the installation of wind farms aimed at energy production in commercial levels.

Wind turbines have been historically known to be mounted in open rural areas. However, in recent years, there has been an increasing interest in the deploying these turbine in urban areas. The chief objective is to generate energy on site there by cutting cables cost and reducing transmission loses (Mertens, 2006). Horizontal Axis Wind Turbines (HAWTs) have long been utilized in large-scale wind farms, for they are known to be more efficient than VAWTs insteady winds. Small scales HAWTs have also been increasingly implemented in built environments. However, various recent studies have shown that Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs) perform better in urban areas when compare to HAWTs (Mertens, 2006; Ferreira et al., 2007; Hofemann et al., 2008; Stankovic et al., 2009). These advantages are mainly due to various reasons, the most important fact is the VAWTs' ability to work in a multidirectional flow of wind that could continuously change in residential areas. Unlike HAWTs, VAWTs do not need a yaw control mechanism and respond instantly to change in wind speed and direction, which in turn makes them more efficient in turbulent flow regions (Elkhoury et al., 2015).

These studies show the importance of the study related to the constructive type of each generator, taking into account characteristics that directly affect the production of energy. Use among residential, especially if used in conjunction with other renewable energy sources such as solar energy, represents a technological breakthrough for the region. Remember that the distribution of winds in residential environments is not uniform, i.e., there is a frequent change of direction and intensity, with the same suitable for implementing a VAWT. Studies have been conducted in relation to VAWTs, numerically and experimental.

Elkhoury et al.(2013) assessed the influence of various turbulence models on the performance of a straight blade VAWT utilizing a two-dimensional CFD analysis. With similar experimental and computational setup to the currently considered test cases, over-estimations of power coefficients were predicted by fully turbulent models, as scenario that was considered to be due to laminar– turbulent transition.

Lee and Lim (2015) studied the performance of a Darrieus-type vertical axis wind turbine (VAWT) with the National Advisory Committee for Aeronautics (NACA) airfoil blades. The performance of Darrieus-type VAWT can be characterized by torque and power. Various parameters affect this performance, such as chord length, helical angle, pitch angle, and rotor diameter. To estimate the optimum shape of the Darrieus-type wind turbine in accordance with various design parameters, they examined aerodynamic characteristics and the separated flow occurring in the vicinity of the blade, the interaction between the flow and the blade, and the torque and power characteristics derived from these characteristics. The results showed that the use of the longer chord length and smaller main diameter (i.e., higher solidity) increased the power performance in the range of low tip-speed ratio (TSR). In contrast, in the high TSR range, the short chord and long-diameter rotors (i.e., lower solidity) performed better.

The main aims in the present simulation are to evaluate the applicability of the numerical model studied here in further optimization studies of VAWT and evaluate the effect of the distance between turbines (d) on the device power coefficient, for that ,it is considered an incompressible, turbulent and unsteady flow, using a rotational grid for simulates the turbine rotor. The simplified domain is chosen due to the large number of required simulations for the complete optimization of the problem. The time-averaged conservation equations of mass, momentum are numerically solved using the Finite Volume Method (FVM), more precisely the CFD software FLUENT^{TM} (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007). To tackle with turbulence it is used the Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) classical modeling which consists in the application of a time average operator in the conservation equations of mass, momentum (Wilcox, 2002). To solve the closure problem of the time-averaged equations it is employed the standard $k - \varepsilon$ model (Launder e Spalding, 1972).

2. NUMERICAL AND MATHEMATICAL

The time average conservation equations of mass and momentum (Wilcox, 2002) as follows:

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_i}=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t}+\overline{u_j}\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_i}+\nu\frac{\partial^2 \overline{u_i}}{\partial x_j^2}-\overline{u_j'}\frac{\partial \overline{u_i'}}{\partial x_j}+f_i \tag{2}$$

where $\overline{u}_i$ and $\overline{u'}_i$ are the mean and fluctuating parts, respectively, of the velocity component, u_i, in the x_i-direction. In addition, p is the mean pressure, ρ is the density, and ν is the viscosity. The fluctuations associated with turbulence initiate additional stresses in the fluid, so-called Reynolds stresses, $\overline{\rho u'_i u'_j}$, which need to be modeled to mathematically close the problem. The term f_i represents body forces (forces per unit volume), such as gravity or centrifugal force; these forces are ignored in the present simulations.

The RNG *k*-ε turbulence model was used for the present simulation. The transport equations for the RNG *k*-ε turbulence model and the turbulent viscosity are presented as Equations (3) - (5).

$$\mu_t=\rho C_\mu\frac{K^2}{\varepsilon} \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\alpha_k\mu_{eff}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)+G_k+G_b-\rho\varepsilon-Y_M+S_k \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\alpha_\varepsilon\mu_{eff}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right)+C_{1_\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}(G_k+C_{3\varepsilon}G_b)-C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k}-R_\varepsilon+S_\varepsilon \tag{5}$$

In these equations, G_k represents the generation of turbulence kinetic energy owing to the mean velocity gradients; G_b is the generation of turbulence kinetic energy owing to buoyancy; Y_M represents the contribution of the fluctuating dilatation in compressible turbulence to the overall dissipation rate. The quantities α_k and α_ε are the inverse effective Prandtl numbers for *k* and ε, respectively; S_k and S_ε are user-defined source terms, and the others constants are showed on table 1.

Table 1. Constants used on model RNG $k-\varepsilon$, Eqs. (3 - 5).

C_μ	C_{1e}	C_{2e}
0.0845	1.42	1.68

The conservation equations that model the problem, Eqs (1) - (2) and the differential equations of RNG k - ε turbulence model are solved using the finite volume method (FVM), more accurately using the FLUENT software (FLUENT, 2007). The solver used is pressure based and all the simulations employed advection scheme 2nd Order Upwind and SIMPLE method for coupling pressure speed. Further details about the FVM can be found in Patankar (1980) and Versteeg and Malalasekera (2007).

Numerical simulations were performed on a computer with 12 cores process I7-4960 and 16 gb of memory ram. The processing time for the simulations was approximately 1.4×10^4 s. The simulations were considered converged when the residuals for mass, velocities, turbulence kinetic energy and its dissipation between two consecutive iterations are smaller than 10^{-6}. An unsteady model was used, with $\Delta t=1.745 \times 10^{-3}$ s for each time step, that represents 2º in azimuthal angle. In all simulations were employed 300 iterations per time step and a mesh independence test was performed to define the most suitable mesh to be used in this type of problem. This study will be presented after the problem definition (next section).

3. PROBLEM DESCRIPTION

The dimensions of this domain are described in Fig. 1. The case configurations is similar to those studied in Elkhoury (2015) which used a length 11 times the diameter of the rotor. The inlet boundary was placed in a distance 3 times the diameter upstream of the rotor, and the pressure outlet boundary was situated 16 rotor diameters downstream of inlet boundary. A NACA 0018 airfoil blades are used with c (chorus) = 200 mm with the rotor diameter D = 800 mm.

For the boundary conditions, it is used similar conditions imposed by Elkhoury (2015), as showed in Fig. 1. The inlet boundary is assigned an inlet velocity according to the simulated case (V_∞ = 8m/s). For the pressure outlet it is assigned a value of 0 Pa, which stands for the value of the pressure of air at the exit of the outer domain. The other two boundaries surrounding the VAWT were assigned a symmetry boundary condition and in the turbine walls it is imposed a no-slip and impermeability boundary condition.

To avoid deformation of the rotational mesh it is imposed an interface condition between the rotational mesh and the external mesh to the rotor (which is static) generating a slip region without damaging the mesh around. The main aim of the experiment is to reproduce a simplified way rotation of the rotor in order to further studies related to the rotor position relative to the other turbine.

In the rotational grid it is employed an angular velocity, representing the rotation of VAWT. For the tip speed ratio (TSR) equal 1, the angular velocity is 20 rad/s.

For comparison of the results obtained, the torque coefficient is analyzed for different angles of rotation, where the same can be expressed by:

$$C_t = \frac{Q}{1/2.\rho.A.R.v^2} \tag{6}$$

where Q is the torque generated by the VAWT at respective angle (N.m), ρ is the air density (kg/m³), A is the air operating area (m²), R is the radius of VAWT (m) and v is the air velocity (m/s).

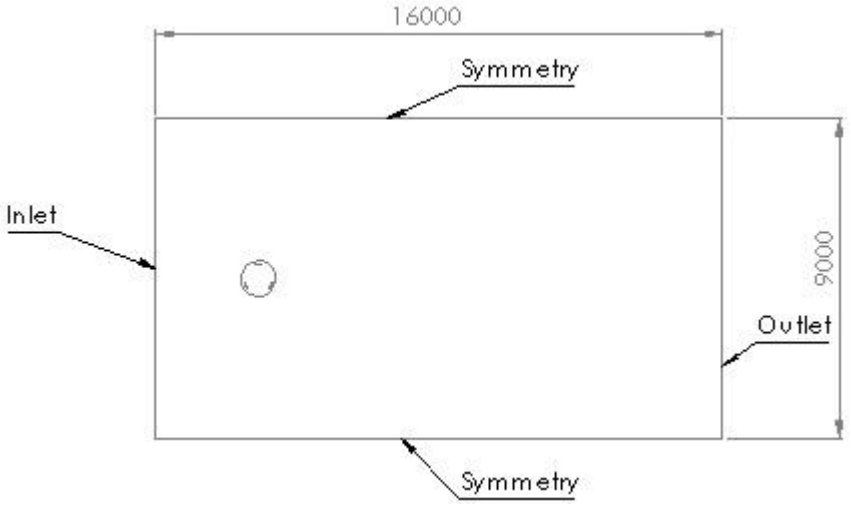


Figure 1 – Computational domain

4. RESULTS AND DISCUSION

First, it held a mesh independence study on employed computational domain. In all cases the domain was divided into rectangular and triangular finite volume. In the external zone was used a square mesh and on rotational area (turbine) was used a mesh refinement employing a triangular mesh type. The meshes investigated were divided in the following number of volumes: 11838, 23860, 36488, 50696, 96046, 110244. For all cases are adopted a TSR = 1.0 with a wind speed of 8 m/s. The power ratio shown in each case is shown in Fig. 2, which is made a relation between the torque and the azimuthal angle.

The difference between the best and worst mesh is approximately 115%. The difference between the mesh with 96046 elements and highest refined one (110244 elements) was less than 0.02%. Then, the mesh adopted for posterior evaluation is the one with 96046 elements. In the Fig. 3 was showed the mesh employed and both zones, one with triangular nodes and another with rectangular nodes, separates by two zones. The zone with the turbine blades and triangular nodes is a rotational zone and the other zone is an external zone which is a static zone.

The average power ratio obtained for the independent mesh selected is Ct = 0.1428, which compared to the study of Elkhoury (2015), whose Ct = 0.1621, is approximately 12%. This difference can be related with the simplification imposed, since the model Elkhoury (2015) uses a 3D mesh model and an in this study it is used a two-dimensional domain (2D) with a refined mesh. This difference in the modeling associated with natural difficult to simulate this kind of flow can generate the deviation superior to 10 %.

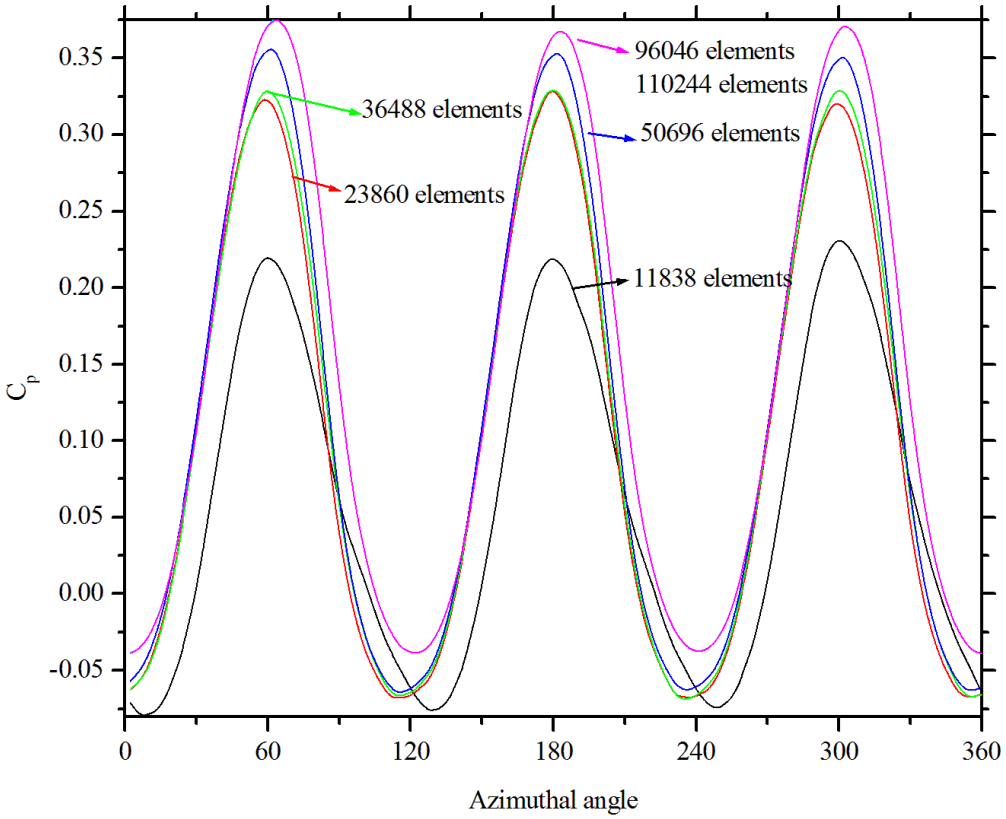


Figure 2 – Mesh Independence test

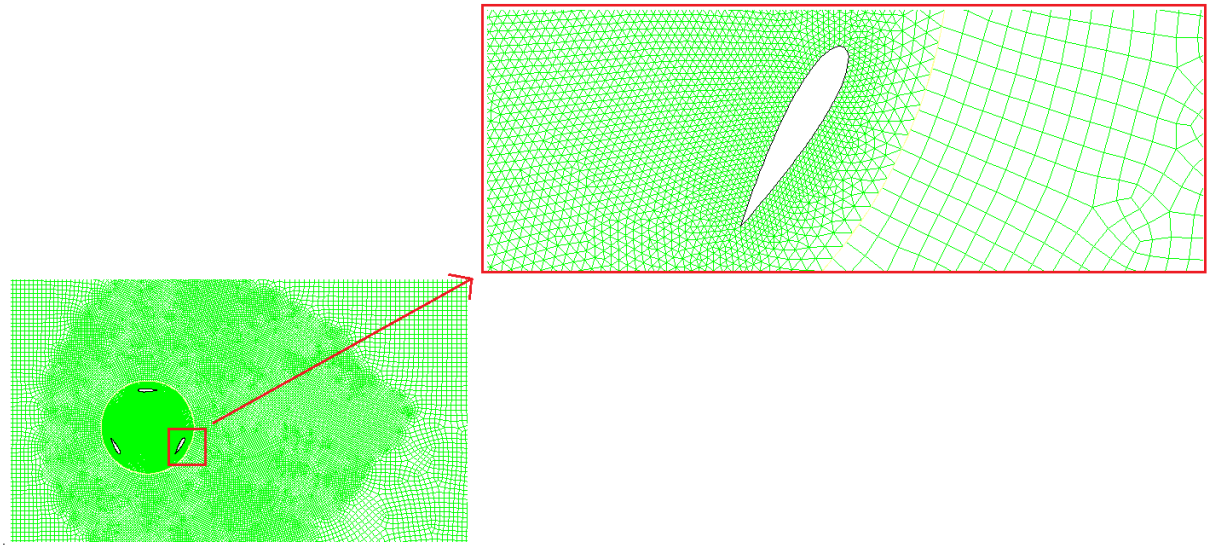


Figure 3 – Detailed meshes zones employed.

The next step of the study, after the mesh definition, was to employ the model to define the iteration of the velocity field and turbulence for two identical turbines arranged at certain distances as seen in Figure 4, thus verifying that the variation of the power coefficient between them.

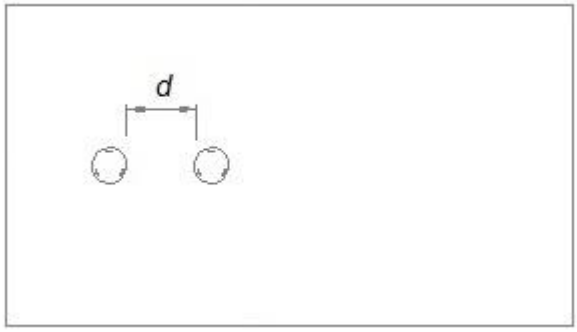


Figure 4 – Distance between two turbines intruded in the computational domain.

As can be seen in Fig. 5, the increase in distance between the turbines creates a smooth rise of the power generated in both turbines, mainly in the downstream turbine which suffered a lower influence of vortical structures generated behind the upstream turbine. This is due to interaction of the velocity field between them. Note that after passing through the first turbine, there is a drop in the velocity field, also causing a large pressure loss. When there is moving away from generator, there is a slight increase in power due to less interference of the velocity field of the first generator in relation to the second generator. The difference between the both turbines varies according to the distance, which for the first case where the distance is 2m, the second turbine has a power coefficient equivalent to 0.5% of the first turbine. As for the case 10m away, the power of the second turbine is around 56% of the first turbine, i.e., with increasing distance has increased by more than 100% of the power from the second turbine.

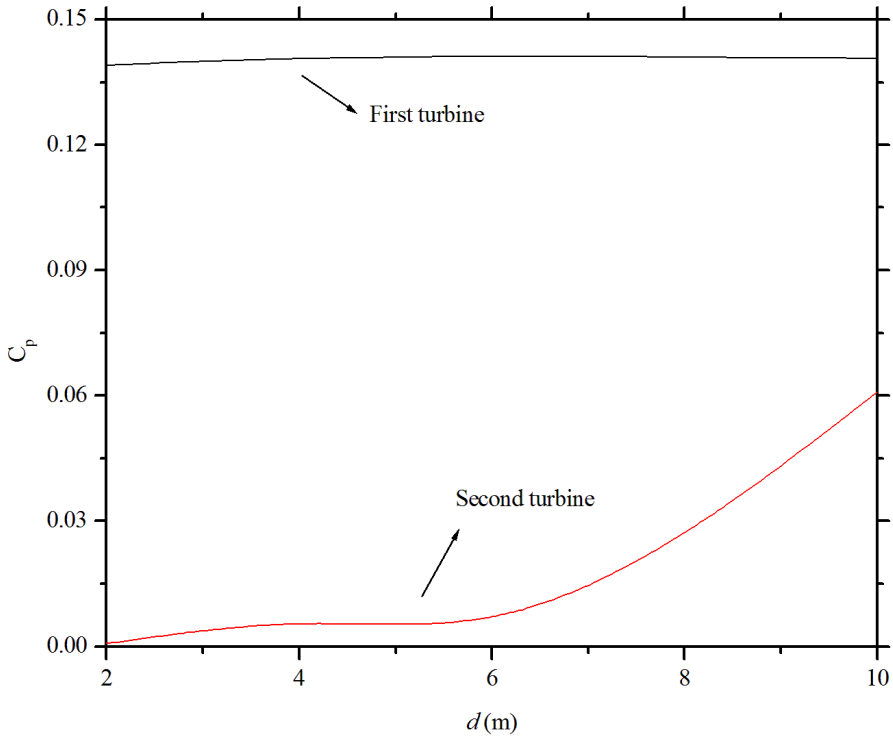
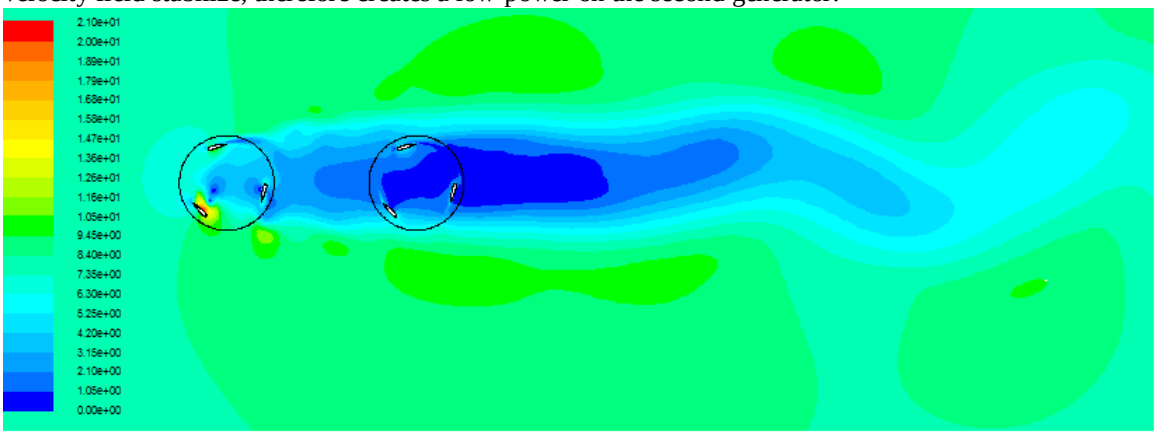
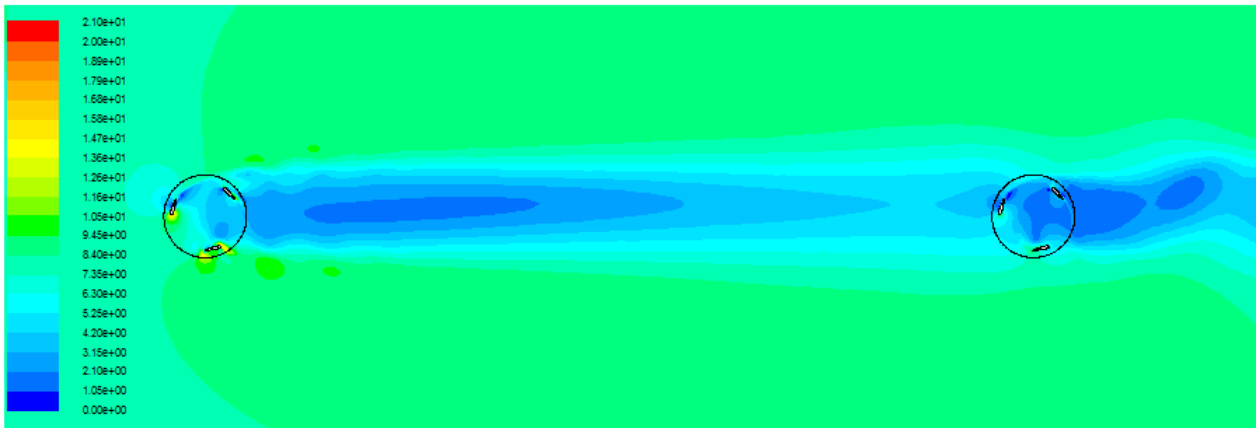


Figure 5 – Effect of distance between generators on power coefficient

In Figure 6 it can be seen the velocity field for the worst (Fig. 5a) and the best case (Fig. 5b), obtained respectively for d = 2.0 m and 10.0 m, showing the interference generated between fields. After the first generator the fluid dynamic field becomes unstable and with a low pressure, thus disturbing the air flow for the second generator. With the distance the velocity field has a more stable behavior reaching at the downstream turbine with more intensity impose movement. Then, in the first case, for a short distance, there is no sufficient area to the velocity field stabilize, therefore creates a low-power on the second generator.



5.a)



5.b)

Figure 6 – Velocity fields obtained as function of distance from upstream and downstream turbines: a) *d* = 2m; b) *d* = 10m.

5. CONCLUSION

In this paper presented a numerical study to investigate the main operational principle of a Darrieu wind turbine. It was investigated the influence of the distance between two consecutive turbines in the power coefficient. The main objectives here were to evaluate the applicability of the numerical model for future theoretical recommendations of the most effective positioning for the layout of the turbines. In all cases it was considered as an compressible flow, turbulent, transient, two-dimensional domain and two fluid zones, where one of them is rotational and includes the turbine in its domain. The mass conservation equations and momentum are solved numerically using the finite volume method, more precisely with the FLUENT software (FLUENT, 2007; Patankar, 1980; Versteeg and Malalasekera, 2007). For the approach of turbulence is used to classical modeling of turbulence (RANS) with model k - ε (Launder and Spalding, 1972).

The results showed that even simplifying the flow into a two-dimensional domain results obtained were similar to those obtained in Elkhoury (2015) for the simulation of a VAWT, mainly for power coefficient available of the turbine. Thus, this model is recommended for future optimization studies of the type TEEV devices.

Subsequently it was studied the influence of the distance between two consecutive generators. The results show that the efficacy of a VAWT positioned downstream of another VAWT significantly reduces its power ratio, requiring the use of a minimum distance for a brief power increase, for example, in cases where d = 2m the power coefficient for the downstream turbine decreased two hundred times in comparison with that achieved for the upstream one.

However, as the distance increased this difference decreases, for example, for d = 10m, the difference between the first and second turbine was reduced more than 50%. Based on this study it was found that targeting the residential environment, it is not interesting to use two successive turbines, since there is a great loss of power in the second turbine. Further studies can be conducted to the perfect layout for use in residential environments.

6. REFERENCES

Elkhoury, M., Kiwata, T., Issa, J., 2013. Aerodynamic loads predictions of a vertical-axis wind turbine utilizing various turbulence closures. In: 12th International Symposium on Fluid Control, Measurement and Visualization, Nov.18–23 2013, Nara, Japan, pp.1–9.

Elkhoury, M., Kiwata, T., Aoun, E., 2015 - Experimental and numerical investigation of a three-dimensional vertical-axis wind turbine with variable pitch. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 139, pp. 111 – 123.

Ferreira, C.J., Van Bussel, G., Van Kuik, G., 2007. A 2D CFD simulation of dynamic stall on a vertical axis wind turbine: verification and validation with PIV measure- ments. In: Proceedings of the 45th AIAA Aerospace Sciences Meetingand Exhibit, American Institute of Aeronautics and Astronautics, pp.1–11.

FLUENT., 2007, "Documentation Manual – FLUENT 6.3.16", Ansys, Inc.

Hofemann, C., Ferreira, C.J., VanBussel, G.J., VanKuik, G.A., Scarano, F., Dixon, K.R., 2008. 3-D Stereo PIV Study of Tip Vortex Evolution on a VAWT. European Wind Energy Association EWEA, 1–8.

Launder, B. E. and Spalding, D. B., 1972, Lectures in mathematical models of turbulence, Academic Press, London, England.

Lee, Y., Lim, H., 2015. Numerical study of the aerodynamic performance of a 500W Darrieus-type vertical-axis wind turbine. Renewable Energy, 83, pp. 407-415.

Mertens, S., 2006. Wind Energy in the Built Environment. Concentrator Effects of Buildings (TU Delft).

Stankovic, S., Campbell, N., Harries, A., 2009. Urban Wind Energy. Earthscan.

Versteeg, Henk Kaarle and Malalasekera, Weeratunge., 2007, An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Pearson.

Wilcox, D. C., 2002, Turbulence modeling for CFD, DCW Industries, La Canada, USA, 2nded.

7. RESPONSIBILITY NOTICE

The authors of this paper are exclusively responsible for their content.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

ONE-DIMENSIONAL NEUTRON TRANSPORT CALCULATIONS IN MULTILAYERED MEDIA BY ANALYTICAL DISCRETE ORDINATES METHOD

João Francisco Prolo Filho[1a], Marco Paulsen Rodrigues[1b]

[1] Federal University of Rio Grande – FURG
Graduate Program in Ocean Engineering
Av. Italia, km 8, Rio Grande, RS, Brazil
*[a] joaoprolo@furg.br
[b] marco.paulsen.rodrigues@gmail.com

ABSTRACT

In this work, a closed solution for a class of one-dimensional neutron transport problems in Cartesian geometry will be presented, considering linearly anisotropic scattering effects in heterogeneous media, using the Analytical Discrete Ordinates Method (ADO Method). In this context, the mathematical model will describe a steady-state phenomenon, with neutron sources located inside and on the boundaries of the domain of interest. In the process, the integro-differential transport equation is transformed into an ODE system by the S_N angular discretization, which homogeneous solution is obtained with a quadratic eigenvalues problem with reduced order. A particular solution in terms of constants is used. To validate the code, the method and provide benchmark results, test problems will be treated and results will be discussed.

1. INTRODUCTION

Nowadays, there are many engineering applications involving particles transport and radiation (Badruzzaman,1991; Sanchez,2012). Among these, the energy generation by nuclear sources has taken a prominent position, mainly for its zero emission of pollutants to the atmosphere. Considered as alternative energy sources, the nuclear power plants are characterized by producing large amounts of electricity from thermal energy generated by the controlled use of nuclear reactions. However, large volumes of water required for the cooling process and steam generation makes convenient to build these industrial facilities near to the rivers and the coast, raising concerns about the environmental impact.

In this sense, deep penetration problems, characterized by domains with several mean free paths of extension, have been object of particular interest because of their potential application in shielding calculation, which is directly related with personnel, equipment and environment protection (Oliveira, 2007).

Shielding problems have been dealt with in different ways by many researchers along the years. On deterministic methods field, Marchuk and Bel'skaya (1967) performed a shielding analysis applying spherical harmonics method associated with conjugated equations in a three-dimensional medium, while Veselov (1967) presented the spatial, angular and energy distribution of a three-dimensional neutrons transport in infinity medium using various approximations. In Giacomazzi (2000), the LTS_N method was used to compute the absorbed doses shielding in one-dimensional homogeneous and heterogeneous media, and the Adomian's decomposition method was presented by

Vargas et al. (2003) to solve linear and non-linear discrete-ordinates problems in one-dimensional geometries. On the other hand, using a probabilistic approach, Wagner and Haghighat (1998) used the Monte Carlo method associated with discrete ordinates adjoint functions for one-dimensional shielding calculations.

Therefore, the contribution of this work will be the development of a closed form solution for the discrete ordinates version of the integro-differential transport equation for a class of problems in one-dimensional Cartesian geometry, in homogeneous and heterogeneous media with linearly anisotropic scattering influence by the ADO method. The ADO method (Barichello and Siewert, 1999) has been successfully used for solving a wide range of one-dimensional RGD problems (Scherer, Prolo Filho and Barichello, 2009a; Scherer, Prolo Filho and Barichello, 2009b;) and neutron transport problems in different geometries (Barichello, Rodrigues and Siewert, 2002; Tres et al. 2014; Ferreira, Emmendorfer and Prolo Filho, 2015), offering accurate solutions in a concise manner through a simpler implementation code. Some advantages of this approach include the independence of iterative methods, the reduced order of the derivation-associated eigenvalues problem and the low computational cost. Besides that, the spatial variable is treated analytically, resulting in a more efficient formulation on the computational point of view.

In this way, in the next sections, the heterogeneous version of the one-dimensional discrete ordinates neutron transport equation is introduced. Then, the ADO method is applied, a reduced order eigenvalues problem is obtained, and the homogeneous solutions are explicitly defined. Due to the neutron source, particular solutions in terms of constants are shown, completing the general solution for the presented problems. In the end, computational aspects and numerical results are discussed.

2. MATHEMATICAL MODEL

According to Barros et al. (2010), the discrete ordinates version for a neutron transport equation in one-dimensional Cartesian geometry, applied to a layered heterogeneous medium with linearly anisotropic scattering, in steady-state regime, is written as

$$\mu_i \frac{d}{dx}\Psi_\alpha(x,\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}\Psi_\alpha(x,\mu_i) = \frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2}\sum_{k=1}^{N} w_k \Psi_\alpha(x,\mu_k) + \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i \sum_{k=1}^{N} w_k \mu_k \Psi_\alpha(x,\mu_k)+Q_\alpha(x,\mu_i), \quad (1)$$

with i=1, ... ,N, being N associated to the number of discrete directions of the Gauss-Legendre quadrature set (Stroud and Secrest, 1966), and α=1, ... ,M, where M corresponds to the number of layers in which the domain is subdivided. Besides that, x [cm] and μ_i are, respectively, the spatial and directional variables wherein the angular fluxes Ψ_α [n/cm^2.s] are evaluated, w_k are the weights associated to the Gauss-Legendre points μ_k, Q_α [n/cm^3.s] represents a neutron source inside the layer α, $\sigma_{t,\alpha}$ [cm^{-1}], $\sigma_{s0,\alpha}$ [cm^{-1}] and $\sigma_{s1,\alpha}$ [cm^{-1}] are the total, isotropic and linearly anisotropic macroscopic cross sections for the layer α.

In order to apply the ADO method (Barichello and Siewert, 1999), the discrete directions are rearranged so that, for i=1, ... ,N/2, μ_i corresponds to the positive directions and $-\mu_i$ is relative to the negative directions. Consequently, Eq. (1) is subdivided in two, as

$$\begin{aligned}\mu_i \frac{d}{dx}\Psi_\alpha(x,\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}\Psi_\alpha(x,\mu_i) = {} & \frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2}\sum_{k=1}^{N/2} w_k \left[\Psi_\alpha(x,\mu_k)+\Psi_\alpha(x,-\mu_k)\right] \\ & + \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i \sum_{k=1}^{N/2} w_k \mu_k \left[\Psi_\alpha(x,\mu_k) - \Psi_\alpha(x,-\mu_k)\right]+Q_\alpha(x,\mu_i) \quad (2)\end{aligned}$$

and

$$\begin{aligned}-\mu_i \frac{d}{dx}\Psi_\alpha(x,-\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}\Psi_\alpha(x,-\mu_i) = {} & \frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2}\sum_{k=1}^{N/2} w_k \left[\Psi_\alpha(x,\mu_k)+\Psi_\alpha(x,-\mu_k)\right] \\ & - \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i \sum_{k=1}^{N/2} w_k \mu_k \left[\Psi_\alpha(x,\mu_k) - \Psi_\alpha(x,-\mu_k)\right]+Q_\alpha(x,-\mu_i), \quad (3)\end{aligned}$$

for i=1, ... ,N/2 and α=1, ... ,M.

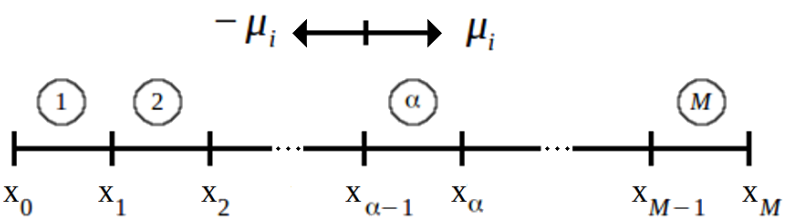


Figure 1. Domain of heterogeneous neutron transport problems.

On the cases presented here, the neutron sources can be located inside of each layer α and on the boundaries, so particular solutions will be needed.

3. THE ADO METHOD

Following some basic steps of the ADO method, a homogeneous solution for the transport problem described by Eqs. (2) and (3) is proposed in the form

$$\Psi_\alpha(x, \pm\mu_i)=\Phi_\alpha(\nu_\alpha, \pm\mu_i)e^{-x/\nu_\alpha}, \tag{4}$$

for $i=1, \ldots, N/2$, $\alpha=1, \ldots, M$, where the separation constant ν_α is associated with the elementary solution $\Phi_\alpha(\nu_\alpha, \pm\mu_i)$.

This way, substituting Eq. (4) into Eqs. (2) and (3), the algebraic systems

$$-\frac{\mu_i}{\nu_\alpha}\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) = \frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2}\sum_{k=1}^{N/2} w_k\left[\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k)+\Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_k)\right] + \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\sum_{k=1}^{N/2} w_k\,\mu_k\left[\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k) - \Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_k)\right] \tag{5}$$

and

$$\frac{\mu_i}{\nu_\alpha}\Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}\Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_i) = \frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2}\sum_{k=1}^{N/2} w_k\left[\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k)+\Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_k)\right] - \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\sum_{k=1}^{N/2} w_k\,\mu_k\left[\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k) - \Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_k)\right], \tag{6}$$

for $i=1, \ldots, N/2$ and $\alpha=1, \ldots, M$ are obtained.

Now, two auxiliary functions are defined as

$$U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)=\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)+\Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_i), \tag{7}$$

$$V_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)=\Phi_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) - \Phi_\alpha(\nu_\alpha,-\mu_i), \tag{8}$$

such that, if Eqs. (5) and (6) are added, the expression

$$V_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) = \frac{\nu_\alpha}{\mu_i}\left[\sigma_{t,\alpha}U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) - \sigma_{s0,\alpha}\sum_{k=1}^{N/2} w_k\,U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k)\right] \tag{9}$$

is obtained.

Now, subtracting Eq. (6) from Eq. (5), another relation between $U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)$ and $V_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)$ is obtained, and it is given by

$$-\frac{\mu_i}{\nu_\alpha}U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)+\sigma_{t,\alpha}V_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) = 3\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\sum_{k=1}^{N/2} w_k\,\mu_k V_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k). \tag{10}$$

From Eqs. (9) and (10), after some algebraic manipulations, an eigenvalue problem in terms of $U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)$ is obtained, in the form

$$\frac{1}{\nu_\alpha^2}U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) = \frac{\sigma_{t,\alpha}^2}{\mu_i^2}U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i) - \sum_{k=1}^{N/2} w_k\left[\frac{\sigma_{t,\alpha}\sigma_{s0,\alpha}}{\mu_i^2} + 3\sigma_{t,\alpha}\sigma_{s1,\alpha} - 3\sigma_{s0,\alpha}\sigma_{s1,\alpha}\left(\sum_{j=1}^{N/2} w_j\right)\right]U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_k), \tag{11}$$

for $i=1, \ldots, N/2$ and $\alpha=1, \ldots, M$. The matrix representation of Eq. (11) is given by

$$[D_\alpha - A_\alpha]\overrightarrow{U_\alpha}=\lambda_\alpha\overrightarrow{U_\alpha}, \tag{12}$$

where $\overrightarrow{U_\alpha}$ is a vector with components $U_\alpha(\nu_\alpha,\mu_i)$, and

$$\lambda_\alpha = \frac{1}{\nu_\alpha^2}. \tag{13}$$

The $N/2 \times N/2$ matrices in Eq. (12) are such that

$$D_\alpha = \mathrm{diag}\left[\frac{\sigma_{t,\alpha}^2}{\mu_1^2}, \frac{\sigma_{t,\alpha}^2}{\mu_2^2}, \ldots, \frac{\sigma_{t,\alpha}^2}{\mu_{N/2}^2}\right] \tag{14}$$

and

$$A_\alpha(i,k)=w_k\left[\frac{\sigma_{t,\alpha}\sigma_{s0,\alpha}}{\mu_i^2} + 3\sigma_{t,\alpha}\sigma_{s1,\alpha} - 3\sigma_{s0,\alpha}\sigma_{s1,\alpha}\left(\sum_{j=1}^{N/2} w_j\right)\right], \tag{15}$$

for $i,k=1, \ldots, N/2$ and $\alpha=1, \ldots, M$.

With the eigenvalue problem solved, the values of $\lambda_{\alpha,j}$ for $j=1, \ldots, N/2$ are obtained, such that the values of the separation constants $\nu_{\alpha,j}$ are found by Eq. (13) and, from Eqs. (7) and (8), the elementary solution can be written as

$$\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i) = \frac{1}{2}\left[U_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i)+V_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i)\right] \tag{16}$$

and

$$\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},-\mu_i) = \frac{1}{2}\left[U_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i) - V_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i)\right], \tag{17}$$

for $i,j=1, \ldots, N/2$ and $\alpha=1, \ldots, M$.

Since the separation constants occur in pairs, $\{\pm\nu_{\alpha,j}\}$, with real values, and using the symmetry properties of the elementary solutions

$$\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i)=\Phi_\alpha(-\nu_{\alpha,j},-\mu_i), \tag{18}$$

$$\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},-\mu_i)=\Phi_\alpha(-\nu_{\alpha,j},\mu_i), \tag{19}$$

the homogeneous solutions for Eqs. (2) and (3), in an explicit form, are given by

$$\Psi_\alpha^h(x,\mu_i) = \sum_{j=1}^{N/2} A_{\alpha,j}\,\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},\mu_i)e^{-(x-x_{\alpha-1})/\nu_{\alpha,j}} + A_{\alpha,j+N/2}\Phi_\alpha(-\nu_{\alpha,j},\mu_i)e^{-(x_\alpha-x)/\nu_{\alpha,j}} \tag{20}$$

and

$$\Psi_\alpha^h(x,-\mu_i) = \sum_{j=1}^{N/2} A_{\alpha,j}\,\Phi_\alpha(\nu_{\alpha,j},-\mu_i)e^{-(x-x_{\alpha-1})/\nu_{\alpha,j}} + A_{\alpha,j+N/2}\Phi_\alpha(-\nu_{\alpha,j},-\mu_i)e^{-(x_\alpha-x)/\nu_{\alpha,j}}, \tag{21}$$

for $i=1, \ldots, N/2$ and each region $\alpha=1, \ldots, M$. Here, the arbitrary constants $A_{\alpha,j}$ are to be determined, and they depend on the boundary conditions and particular solutions. Despite all boundary conditions used here are prescribed, the ADO method has proven also effective in dealing with more general boundary conditions.

It is important to observe that, in this formulation, from a set of N discrete ordinates equations, an eigenvalue problem of order $N/2$ was derived, which means a relevant gain in comparison with other similar discrete ordinates approaches, where characteristic equations or eigensystems of order N are obtained, for the same quadrature scheme (Vilhena and Barichello, 1991; Nunes and Barros, 2009). Furthermore, the expressions for the homogeneous solutions, in terms of spatial variable, are analytical, contributing to the low computational cost and high accuracy of the method.

4. PARTICULAR SOLUTION

Since the problem formulated by Eq. (1) has a non-homogeneous source term, particular solutions have to be defined. For that, a simpler particular solution can be considered for each layer α and each direction in terms of constants. So, for $i=1, \ldots, N/2$,

$$\Psi_\alpha^p(x,\mu_i) = B_{\alpha,i} \tag{22}$$

and

$$\Psi_{\alpha}^{p}(x,-\mu_i) = C_{\alpha,i} \tag{23}$$

are taken such that, substituting them into Eqs. (2) and (3), a coupled NxN linear system is obtained, as follows

$$[P_{\alpha} - R_{\alpha}]\overrightarrow{O_{\alpha}} = \overrightarrow{S_{\alpha}}, \tag{24}$$

where

$$P_{\alpha} = \mathrm{diag}[\sigma_{t,\alpha}, \dots, \sigma_{t,\alpha}], \tag{25}$$

$$R_{\alpha}(i,k) = \begin{bmatrix} \left[\frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2} w_k + \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\mu_k w_k\right] & \left[\frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2} w_k - \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\mu_k w_k\right] \\ \left[\frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2} w_k - \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\mu_k w_k\right] & \left[\frac{\sigma_{s0,\alpha}}{2} w_k + \frac{3}{2}\sigma_{s1,\alpha}\mu_i\mu_k w_k\right] \end{bmatrix}, \tag{26}$$

$$\overrightarrow{O_{\alpha}} = \begin{bmatrix} [B_{\alpha,i}] \\ [C_{\alpha,i}] \end{bmatrix} \tag{27}$$

and

$$\overrightarrow{S_{\alpha}} = \begin{bmatrix} [Q_{\alpha}(x,\mu_i)] \\ [Q_{\alpha}(x,-\mu_i)] \end{bmatrix}, \tag{28}$$

for i,k=1, ... ,N/2 and α=1, ... M.

Solved the linear system, the particular solutions are obtained and the general solutions will be given by

$$\Psi_{\alpha}(x,\pm\mu_i) = \Psi_{\alpha}^{h}(x,\pm\mu_i) + \Psi_{\alpha}^{p}(x,\pm\mu_i) \tag{29}$$

for i=1, ... ,N/2 and α=1, ... M.

5. COUPLING SYSTEM

In order to explicitly define the solutions for the class of problems proposed here, boundary and interface conditions are needed. Then,

$$\Psi_1(x_0,\mu_i) = F_i, \tag{30}$$

$$\Psi_M(x_M,-\mu_i) = G_i, \tag{31}$$

are used for i=1, ... ,N/2, being F_i and G_i the constant incident fluxes at the boundaries and, to ensure the uniformity of the fluxes between the neighboring regions, the interface condition is given by

$$\Psi_{\alpha}(x_{\alpha},\pm\mu_i) = \Psi_{\alpha+1}(x_{\alpha},\pm\mu_i), \tag{32}$$

for i=1, ... ,N/2 and α=1, ... ,M − 1.

The Eqs. (30)-(32) lead to a MN × MN system which solution provides the value of all coefficients $A_{\alpha,j}$ and, consequently, makes Eq. (29) become completely established. After that, relevant quantities can be computed, such as the *Scalar Flux*.

6. NUMERICAL RESULTS AND COMPUTATIONAL ASPECTS

For the approach presented here, two test cases were considered where, in one of them, it was possible to compare the ADO method with other numerical methods for validation. In order to generate the results profiles, the *Scalar Flux* was chosen as quantity of interest, defined for each layer α by

$$\phi_{\alpha}(x) = \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{N/2} w_k\,[\Psi_{\alpha}(x,\mu_k) + \Psi_{\alpha}(x,-\mu_k)], \tag{33}$$

corresponding to the average angular flux in terms of the directional variable.

In Nunes and Barros (2009), *Problem 1* was solved following the parameters presented on Tab. 1, considering a 40cm domain width, with vacuum boundary condition on $x = 40\text{cm}$ and unitary incident flux on $x = 0\text{cm}$. On the related reference, three different numerical methods are used: *Diamond difference method* (DD), *Step method* and *CN method*. All of them subdivide the domain into cells, where average angular fluxes are established. The numeric aspect consists in how the relationship between neighboring cells is, and an iterative process is used to compute it.

Table 1. Parameters used for Problem 1.

	Region 1	Region 2	Region 3
x	$0.0 \leq x \leq 15.0$	$15.0 \leq x \leq 30.0$	$30.0 \leq x \leq 40.0$
$\sigma_{t,\alpha}$	1.00	1.00	1.00
$\sigma_{s0,\alpha}$	0.97	0.95	0.99
$\sigma_{s1,\alpha}$	0.00	0.00	0.00
$Q_\alpha(x, \pm\mu_i)$	0.00	0.00	1.00

On the other hand, with the ADO method, it is possible to obtain explicit expressions for the solutions (analytical in terms of the spatial variable), making it possible to compute the scalar fluxes values in any spatial position of interest without using iterative methods or interpolation process.

In terms of agreement, the ADO method becomes closer to DD method (Tab. 2), getting three to five significant digits of concordance. The resulting shape presented on Fig. 2 agrees with the proposed parameters, the phenomenon and the values of Tab. 2. On the convergence analysis (Tab. 3), two to five significant fixed digits are shown, still being possible to obtain more accurate profiles just by increasing the value of N.

Table 2. Problem 1 — Validation of Scalar Fluxes profiles. Comparison among different methods using S_8 quadrature scheme.

x	DD	STEP	CN	ADO
0.00	0.852638	0.851075	0.850716	0.852637
20.00	0.481766	0.512658	0.504515	0.481821
40.00	7.090416	7.126999	7.245023	7.090392

Table 3. Problem 1 — Convergence analysis of Scalar Fluxes profiles computed by ADO method (this work).

x	S_2	S_4	S_6	S_8
0.00	0.852605	0.852638	0.852638	0.852637
20.00	0.459243	0.481301	0.481703	0.481821
40.00	7.045806	7.086130	7.089433	7.090392

Problem 2 approaches a five regions transport problem, following the parameters defined on Tab. 4, considering a 50cm domain width, with vacuum boundary conditions on $x = 0\text{cm}$ and $x = 50\text{cm}$.

It is important to highlight (about the ADO method) that it wasn't necessary to deal with ill-conditioned systems and, despite splitting the domain in layers, in every and each of the parts, explicit analytical solutions (in terms of the spatial variable) were obtained. Besides that, all the parameters that arise during the process are real, so the use of complex variable techniques is not necessary. Furthermore, the convergence for *Problem 2* can be noted on Tab. 5, where up to three digits can be fixed by increasing the value of N.

In order to complete the study about the behavior of the Scalar Flux in a layered heterogeneous problem, the Fig. 3 shows that while layers with bigger isotropic scattering reach higher values, regions with bigger anisotropic scattering suffer a kind of flattening effect, that means the isotropic scattering contribute more to the height of the profiles, even with the source terms contribution.

Table 4. Parameters used for Problem 2.

	Region 1	Region 2	Region 3	Region 4	Region 5
x	$0.0 \leq x \leq 10.0$	$10.0 \leq x \leq 20.0$	$20.0 \leq x \leq 30.0$	$30.0 \leq x \leq 40.0$	$40.0 \leq x \leq 50.0$
$\sigma_{t,\alpha}$	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
$\sigma_{s0,\alpha}$	0.98	0.96	0.94	0.92	0.90
$\sigma_{s1,\alpha}$	0.90	0.92	0.94	0.96	0.98
$Q_\alpha(x, \pm\mu_i)$	0.00	1.00	0.00	1.00	0.00

Table 5. Problem 2 — Convergence analysis of Scalar Fluxes profiles computed by ADO method (this work).

x	S_2	S_4	S_6	S_8
0.00	1.866138	1.760767	1.752773	1.750319
10.00	10.939594	11.044818	11.050256	11.051874
20.00	9.789710	9.812068	9.813365	9.813713
30.00	7.146850	7.127936	7.128151	7.128202
40.00	5.038048	5.074692	5.075679	5.075948
50.00	0.721845	0.674190	0.668338	0.666519

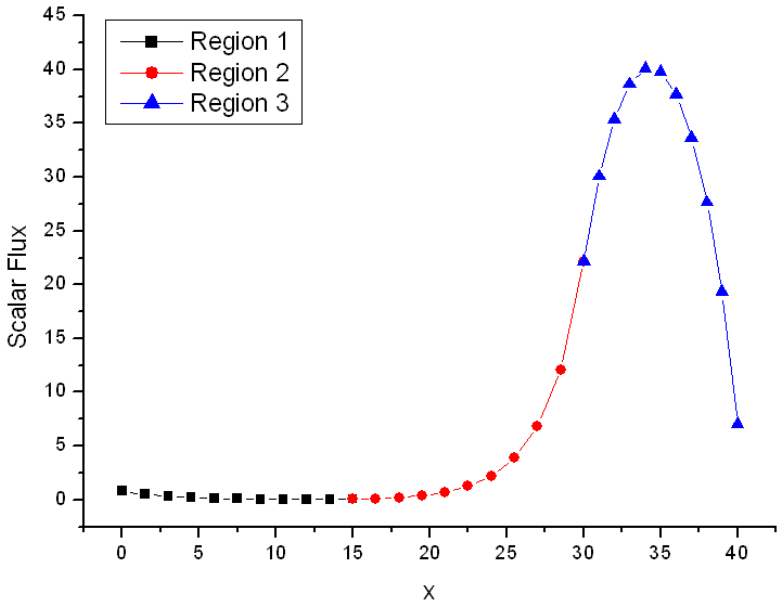


Figure 2. Scalar Fluxes profiles for the *Problem 1* computed by ADO method (this work) using S_8 quadrature scheme.

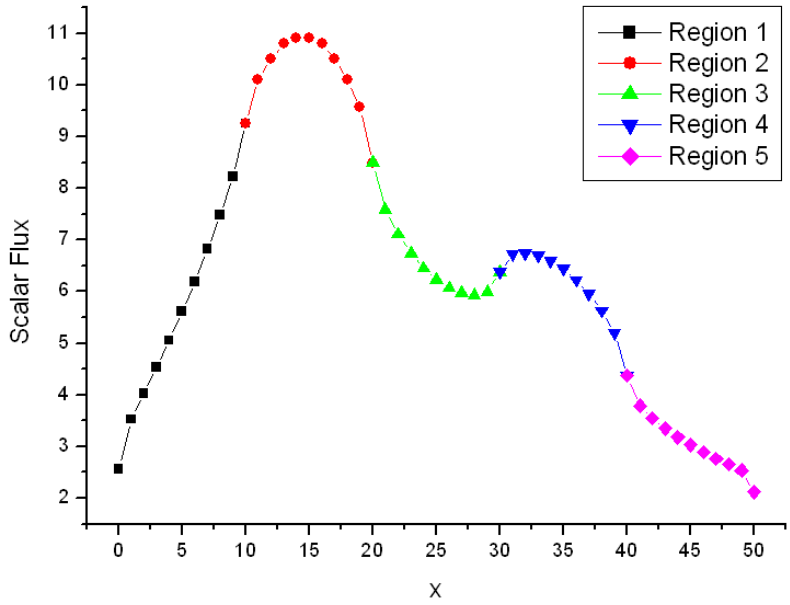


Figure 3. Scalar Fluxes profiles for the *Problem 2* computed by ADO method (this work) using S_8 quadrature scheme.

7. CONCLUSIONS

The present work shows the viability and performance of the ADO method in the solution of some classes of neutron transport problems, in one-dimensional Cartesian geometry, where it was possible to compare some results with the available literature and provide some benchmark profiles.

In the tables presented in this study, convergence of the results is noted when changing the Gauss-Legendre quadrature order. The increasing of the number of quadrature points leads to a better representation of the integral term, despite also increasing the number of discrete directions. In general, the profiles present a good agreement with the literature, approximately three to five significant digits. Also, it was observed that the anisotropy factor of the medium causes some shape effects on the Scalar Flux.

Here, some good features of the ADO method can be highlighted: hence it doesn't use computational spatial grid to evaluate the angular fluxes, the calculations can be made without iterative schemes, making the computational effort relatively low and spending less than 2 seconds (in a 3.10 GHz Intel Core I5 processor with 8GB of RAM) for each profile. Part of this performance was also due to the reduced order eigenvalue systems and the explicit form of the solutions, that are analytical in terms of the spatial variable. The code, which implementation is simple, was developed making use of the free software Octave 4.0, accepting arbitrary quadrature schemes, and working with any quadrature order.

Thus, the objectives proposed in this work can be considered achieved, as it was possible to provide closed form solutions to the proposed problems in a concise and accurate way, showing profiles with compatible physical behavior in terms of parameters, proposal of solutions and boundary conditions used.

8. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to thank CAPES for master's degree's scholarship, and the PPGEO postgraduate program.

9. REFERENCES

Badruzzaman, A., 1991. “Computational methods in nuclear geophysics”. Progress in Nuclear Energy, Vol. 25, pp. 265-290.

Barichello, L.B. and Siewert, C.E., 1999. “A discrete-ordinates solution for a non-grey model with complete frequency redistribution”, JQSRT, Vol. 62, pp. 645-675.

Barichello, L.B., Rodrigues, P. and Siewert, C.E., 2002. “An analytical discrete-ordinates solution for dual-mode heat transfer in a cylinder”, JQSRT, Vol. 73, pp. 583-602.

Barros, R.C., Alves Filho, H., Plat, G.M., Oliveira, F.B.S. and Militão D.S., 2010. "Analytical reconstruction scheme for the coarse-mesh solution generated by the spectral nodal method for neutral particle discrete ordinates transport model in slab geometry". Annals of Nuclear Energy, Vol. 37, pp. 1461-1466.

Ferreira, C.E.S., Emmendorfer, L.R., and Prolo Filho, J.F., 2015. "Formulação nodal aplicada à problemas de transporte bidimensional em geometria cartesiana", Scientia Plena, Vol. 11, pp. 1-10.

Giacomazzi, E.T.P., 2000. "Cálculo de dose absorvida em blindagens múltiplas, devido a nêutrons monoenergéticos, usando o método LTSN", Master dissetation, UFRGS, Porto Alegre.

Marchuk, G.I. and Bel'skaya, Z.N., 1967. "Application of conjugate equations to the calculation of radiation shielding", NASA Technical Reports, NASA TT F-411.

Nunes, C.E.A., Barros, R.C., 2009. "Aplicativo computacional para cálculo de blindagem com modelo de transporte S_N unidimensional e monoenergético", In Proceedings of INAC 2009 International Nuclear Atlantic Conference, Rio de Janeiro, Brazil.

Oliveira, F.B.S., 2007. "Problema inverso de reconstrução analítica aproximada da solução da equação de transporte de partículas neutras monoenergéticas em geometria unidimensional cartesiana com espalhamento isotrópico". Ph.D. thesis, UERJ, Rio de Janeiro, Brazil.

Sanchez, R., 2012. "Prospects in deterministic three-dimensional whole-core transport calculations", Nuclear Engineering and Technology, Vol. 44, pp.113-150.

Scherer, C.S., Prolo Filho, J.F. and Barichello, L.B., 2009a. "An analytical approach to the unified solution of kinetic equations in rarefied gas dynamics. I. Flow problems", Z. Angew. Math. Phys., Vol. 60, pp. 70-115.

Scherer, C.S., Prolo Filho, J.F. and Barichello, L.B., 2009b. "An analytical approach to the unified solution of kinetic equations in rarefied gas dynamics. II. Heat transfer problems", Z. Angew. Math. Phys., Vol. 60, pp. 651-687.

Stroud, A.H., Secrest, D., 1966. "Gaussian quadrature formulas", Prentice-Hall Inc, New Jersey, USA.

Tres A., Picoloto, C.B, Prolo Filho, J.F., Da Cunha, R.D. and Barichello, L.B., 2014."Explicit formulation of a nodal transport method for discrete ordinates calculations in two-dimensional fixed-source problems", Kerntechnik, Vol. 79, pp. 155-162.

Veselov, V.M., 1967. "Investigation of the accuracy of various approximations in the problem of three-dimensional energy and angular distribution of neutrons", NASA Technical Reports, NASA TT F-411.

Vargas, R.M.F., Cardona, A.V., Vilhena, M.T. and Barros, R.C., 2003. "On the decomposition method applied to linear and non-linear discrete ordinates problems in slab geometry", Progress in nuclear energy, Vol. 42, No. 4, pp. 439-456.

Vilhena, M.T., Barichello, L.B., 1991. "A new analytical approach to solve the neutron transport equation", Kerntechnik, Vol. 56 pp. 334-336.

Wagner, C.J. and Haghighat A., 1998. "Automated variance reduction of Monte Carlo shielding calculations using the discrete ordinates adjoint function". Nuclear Science And Engineering, Vol. 128, pp. 186–208.

10. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

CONTROLE ESTRUTURAL DO DEPÓSITO *PLACER* DE MINERAIS PESADOS NA REGIÃO PRAIAL AO NORTE DA DESEMBOCADURA DA LAGOA DOS PATOS (BUJURU, BRASIL)

Bruno Silva da FONTOURA[1], Adelir José STRIEDER[2], Jéssica Stern BEHLING[2], Raquel Silva WETZEL[2], Rui S. S. DUARTE Jr[2], Talita Cabelera da SILVA[2], Paulo MENDES[3] and Aureliano A.V NÓBREGA[4]. Lauro Julio CALLIARI[5]

[1]Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
brunosfontoura@hotmail.com
[2]Universidade Federal de Pelotas
Pelotas, RS, Brasil, CEP 96.110-440
adelirstrieder@uol.com.br, jesbehling@gmail.com,
raquelwetzel@hotmail.com, saraiva-junior@hotmail.com,
talita_c@hotmail.com
[3]HIDROSERV – Hidrogeologia e Geofísica Ltda
Porto Alegre, RS, Brasil
psednem@uol.com.br
[4]Rio Grande S.A.
São José do Norte, RS, Brasil
aureliano.nobrega@rgminer.com.br
Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
[5]lcalliari@log.furg.br

RESUMO

O artigo apresenta e discute o controle estrutural do depósito placer de minerais pesados na região praial ao norte da desembocadura da Lagos dos Patos (Brasil). A investigação foi baseada principalmente utilizando-se do equipamento GPR (Ground Penetrating Radar) e seções de furos de sondagem. As imagens de alta resolução foram também usadas para avaliar o processo de sedimentação, o controle e o desenvolvimento do placer. A Planície Costeira do RGS constitui uma ampla área emersa da Bacia de Pelotas, na qual foi formada a partir do barremiano/aptiano, depois da ruptura do Gondwana. A configuração geomórfica e estratigráfica da Planície Costeira do RGS é constituída por um sistema de leques aluviais que ocupam uma faixa contínua ao longo da parte mais interna da planície costeira e quatro distintos sistemas deposicionais transgressivos-regressivos do tipo laguna/barreira que formaram-se como consequência de alterações do nível do mar do Pleistoceno Médio ao Holoceno. Os depósitos de placer estão presentes em áreas entre as barreiras do Pleistoceno Superior (121.5 ka) e do Holoceno (5.6 ka). Estudos com GPR foram feitos perpendicularmente a linha de costa e paralelos as seções de furos de sondagem já obtidos no distrito de Bujuru. Os levantamentos com GPR revelaram que a camada de turfa holocênica identificada nos radar-facies foi deslocada por uma falha normal (geometria sintética e antitética) e arqueada próximo a falha (drag folds). A erosão do bloco rotacionado soerguido junto à linha

de praia promove o preenchimento da depressão estrutural por dunas retrogradantes quaternárias cujo deslocamento é controlado pelos ventos vindos de NE.

Palavras-chave: *Depósito placer de minerais pesados, GPR (Ground Penetrating Radar), controle estrutural, Planície Costeira do Rio Grande do Sul*

1. INTRODUÇÃO

A Planície Costeira do RGS constitui uma ampla área emersa da Bacia de Pelotas, na qual foi formada a partir do barremiano/aptiano, depois da ruptura do *Gondwana*. A Planície Costeira do RGS possui de 20 a 80 km de largura e mais de 600 km de comprimento. A configuração geomórfica e estratigráfica desta região é constituída por um sistema de leques aluviais que ocupam uma faixa contínua ao longo da parte mais interna da planície costeira e quatro distintos sistemas deposicionais transgressivos-regressivos do tipo laguna/barreira que formaram-se como consequência de alterações do nível do mar do Pleistoceno Médio ao Holoceno (Villwock *et al*., 1986) "Fig. 1".

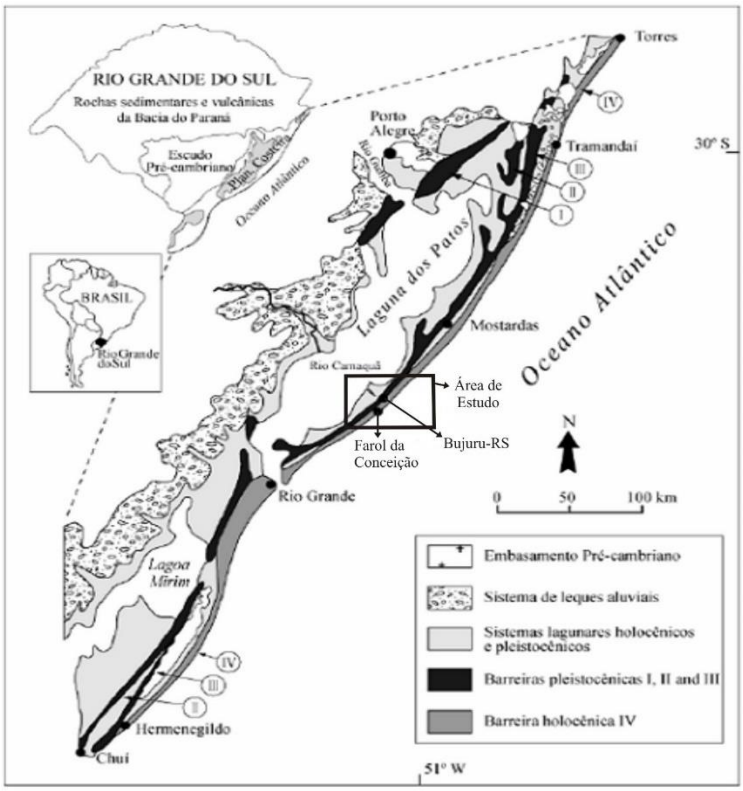


Figura 1. Localização da área de estudo e um esboço da geologia local (Modificado de Dillenburg et al., 2005).

O munícipio de São José do Norte (RGS, Brasil) apresenta uma das maiores ocorrências de minerais pesados no Brasil e que neste momento está sob licença para mineração. O depósito mais importante é o depósito de Bujuru, localizado no distrito de Bujuru "Fig. 1". O distrito de Bujuru apresenta areias holocênicas (3.5 ka), turfa (1.4 ka) e areias ricas em minerais pesados (<1.0 ka) aflorando na praia e no pós-praia. A camada de turfa demonstrou ser uma excelente radar-facie a fim de caracterizar as unidades estratigráficas e as características estruturais na costa.

Segundo Strieder *et al*. (2015), a região indica a presença de duas importantes falhas gravitacionais denominadas i) Falha da Lagoa do Peixe e ii) Falha de Rio Grande "Fig. 2". Tais falhas gravitacionais possuem uma geometria lístrica em perfil, e curva em planta. O distrito de Bujuru, portanto, encontra-se na extremidade de ambas falhas, onde os rejeitos são mínimos e tendem a zero.

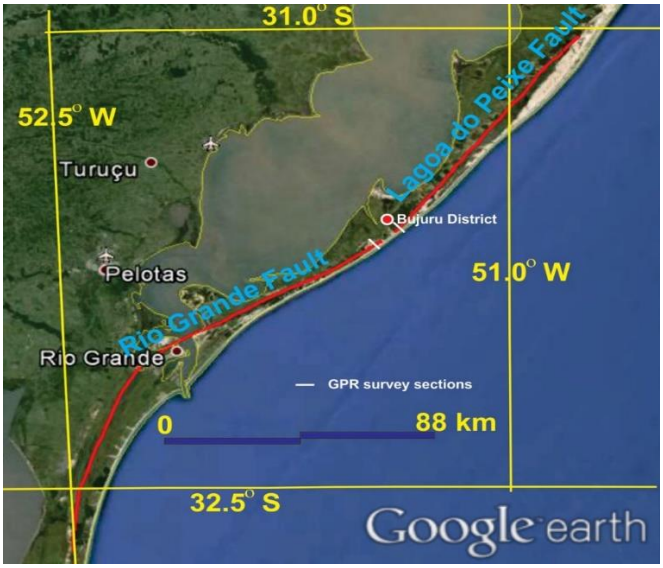


Figura 2. Mapa mostrando a localização das falhas gravitacionais de Rio Grande e da Lagoa do Peixe (imagem modificada do *Google Earth*).

Os trabalhos com GPR foram desenvolvidos no sentido de investigar essas estruturas deformacionais, bem como avaliar as características observadas por estes autores. As linhas realizadas com o GPR foram adquiridas perpendicular à linha de costa e paralela as seções de furos de sondagem.

Este artigo apresenta e discute como objetivo principal o controle estrutural do depósito *placer* de minerais pesados na região praial ao norte da desembocadura da Lagos dos Patos (Bujuru, RS, Brasil). O processo de sedimentação dos minerais pesados é também discutido baseado na análise dos radargramas e das imagens de alta resolução.

2. METODOLOGIA

Os levantamentos com GPR foram realizados perpendicularmente a linha de costa e paralelos as seções dos furos de sondagem para fins de avaliação do depósito *placer* de minerais pesados no distrito de Bujuru (São José do Norte, RS, Brasil).

2.1 Parâmetros para o levantamento com GPR

Os levantamentos com GPR foram executados através de duas seções de 3 a 5 km de comprimento cada "Fig. 3", usando antenas de 50 (RTA) e 100 (*shielded*) MHz que alcançavam uma penetrabilidade máxima de 20 a 23 m. O equipamento utilizado foi um georradar da marca *MALA-RAMAC*, modelo *Pro-EX* System da empresa *MALÅ*.

Figura 3. Localização dos perfis de levantamento geofísico no Distrito de Bujuru (São José do Norte, RS) (imagem modificada do *Google Earth*)

2.2 Processamento de dados do GPR

Após o levantamento de campo, os dados do GPR foram processados com o *software Reflex-W*. O processamento incluiu os seguintes passos:

i) Determinar o tempo de corte do *delay time*
ii) Filtragem de baixas frequências (*dewow*)
iii) Filtragem *bandpass* (trapezoidal ou *butterworth*)
iv) Migração (v= 0.3 m/ns) para remover reflexões da superfície na antena sem blindagem
v) Correção topográfica
vi) Migração topográfica 3D (v = 0.09 m/ns, velocidade média de acordo com a profundidade da camada superior de turfa no furos de sondagem
vii) Filtragem *butterworth*

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A descrição e a análise geológica do depósito de *placer* de Bujuru pode ser encontrada em (Dillenburg et al., 2004). Esses modelos anteriores interpretam que o depósito *placer* de minerais pesados está principalmente confinado na área da laguna entre a barreira III e IV.

Em vista disso, foi criado o modelo geológico para o depósito de *placer* de minerais pesados de Bujuru com o auxílio de seções de furos de sondagem. A observação de algumas seções geológicas construídas com base nas sondagens, as visitas em campo e as informações (verbais) do Geólogo Aureliano Nóbrega sobre alguns resultados aparentemente não compreendidos da modelagem e cubagem dos depósitos minerais no Distrito de Bujuru, fizeram com que as ações fossem definidas no sentido de utilizar método geofísico de prospecção (GPR) para avaliar a continuidade espacial da camada de turfa existente na região.

Três seções geológicas no Distrito Bujuru chamam a atenção. Essas seções correspondem às linhas de sondagem denominadas PB-01, PB-05 e PB-13 respectivamente abaixo "Fig. 4". Os perfis de sondagem foram executados na direção ESSE – WNW. Esses perfis mostram que a camada de turfa é descontínua, e que pode ser encontrada em diferentes cotas altimétricas.

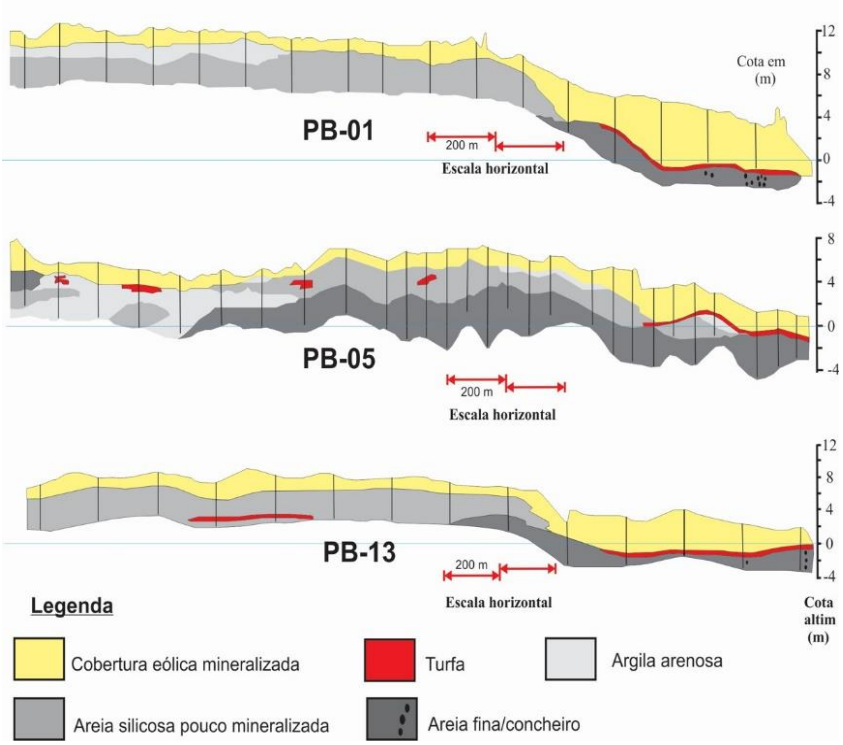


Figura 4. Furos de sondagem do depósito de Bujuru. Autorizada a publicação pela Rio Grande Mineração S.A

3.1 Radargramas

A figura 5 apresenta os radargramas para as linhas de levantamento com GPR denominadas PB-01 e PB-013. Ambos radargramas mostram a camada de turfa mergulhando em direção ao continente "Fig. 5a,b" e deslocado por uma falha normal de alto ângulo. A camada guia de turfa visivelmente mergulha em direção ao continente, e é cortada por falhas normais que mergulham ora para o continente, ora em direção à praia. O movimento em cada bloco de falha é também acomodado por dobras de arrasto (*drag folds*) sobre sedimentos não consolidados.

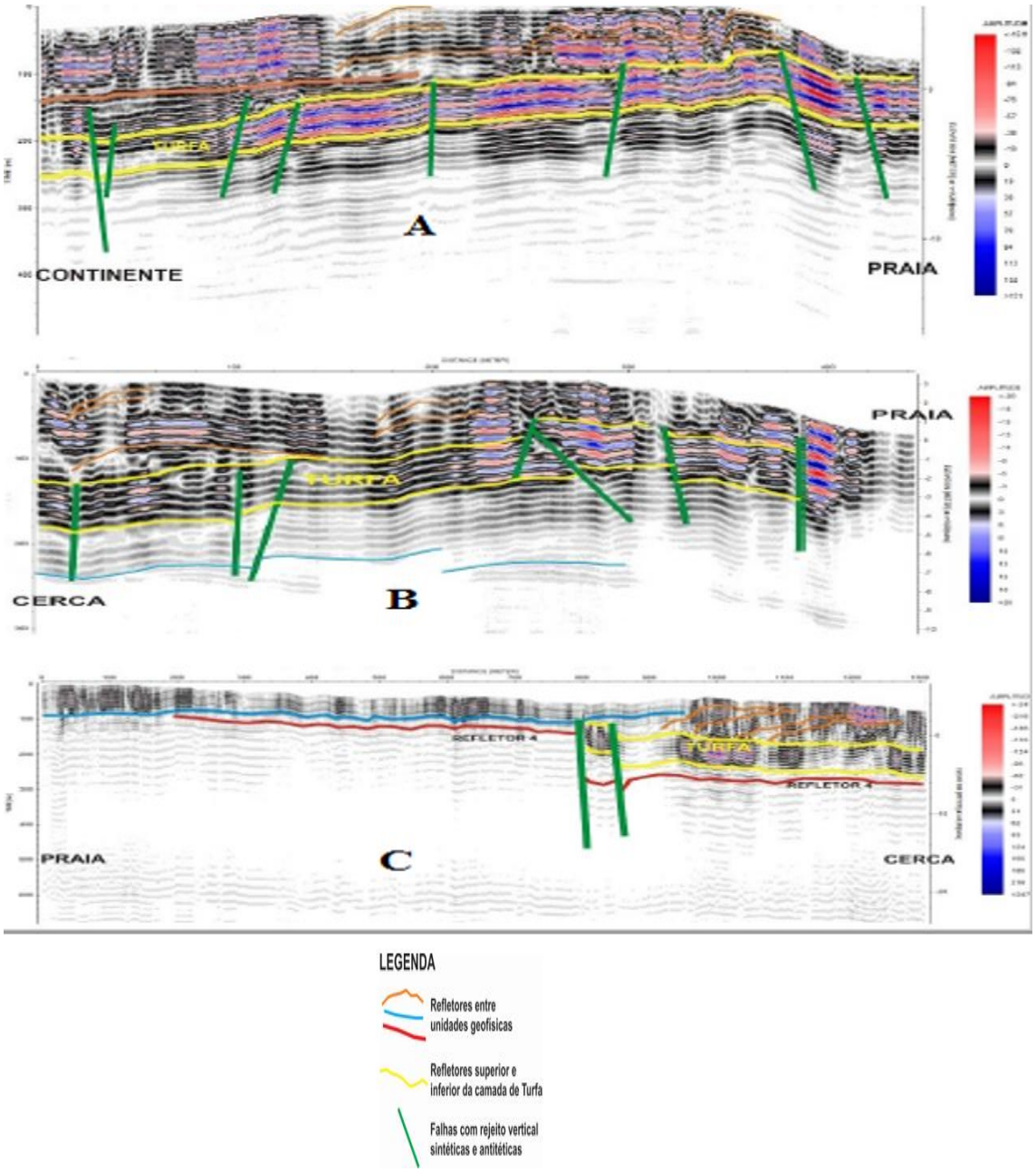


Figura 5. Radargramas dos levantamentos com GPR 50 MHz em Bujuru, RS.

A figura 5a,b mostram que a camada de turfa está inclinada em direção ao continente como resultado do falhamento normal. Na figura 5a, a camada guia de turfa visivelmente mergulha em direção ao continente, e é cortada por falhas normais que mergulham ora para o continente, ora em direção à praia. Além disso, identifica-se o refletor transgressivo cavalgante acima da camada de turfa (linhas em laranja), que marca as dunas gradativamente migrando do litoral (praia) para o interior.

Na figura 5c é possível notar que as linhas refletoras retrogradantes correspondentes às dunas quaternárias e as falhas normais são mais claramente observadas nessa figura. Do mesmo modo, a

descontinuidade do radarfacies da camada de turfa no bloco Oeste pode ser identificada. As linhas refletoras do radarfacies superior (dunas) tem continuidade em ambos os blocos e não sugerem ruptura após a sua deposição.

3.2 Discussão estrutural e estratigráfica

Conforme discutido no trabalho de Strieder *et al*. (2015), a figura 6 mostra claramente que os sedimentos dos cordões lagunares e das dunas retrogradantes preenchem gradativamente a depressão lagunar. Os cordões lagunares, provavelmente, foram formados pelo rebaixamento do nível médio do mar após a última glaciação. Os sedimentos eólicos, por outro lado, sobrepõem-se aos sedimentos dos cordões lagunares, como pode ser verificado pelo truncamento que as linhas de limite das dunas exercem sobre as linhas dos cordões.

Figura 6. Imagem em alta resolução do distrito de Estreito (São José do Norte, RS, Brasil) mostrando o modelo de controle estrutural em escala real da região de estudo (imagem modificada do *Google Earth*).

3.3 Discussão sobre o controle do depósito placer de minerais pesados

Conforme mostra a figura 7, em escala dos grandes blocos de falha, a rotação promove o abatimento do bloco de teto (*hangingwall*) e a formação de uma depressão estrutural. Porém, na outra extremidade do bloco, há o soerguimento e a formação de um alto estrutural, que pode produzir uma outra escarpa de falha.

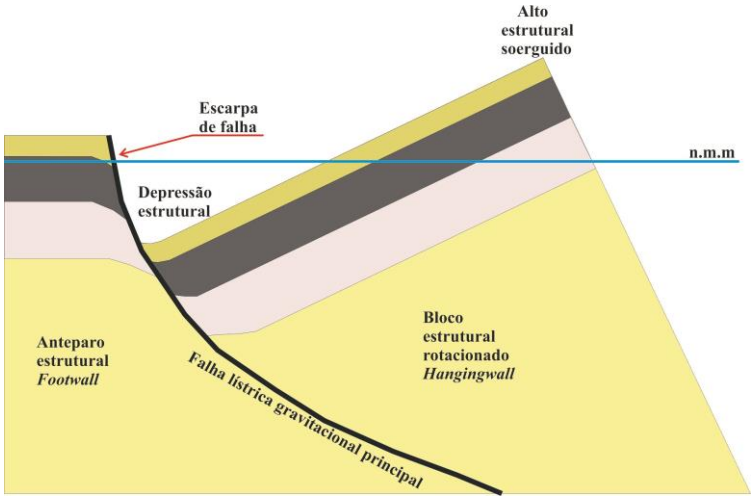


Figura 7. Modelo de controle estrutural dos depósitos *placer* em Bujuru (São José do Norte, RS), evidenciando falha gravitacional, as dobras de arrasto e a rotação de blocos.

Esse modelo estrutural responde pelos extensos alinhamentos geomorfológicos registrados (escarpas de falha lístrica principal), pelo basculamento da camada guia de turfa e pelo espessamento da camada arenosa hospedeira dos minerais pesados (camada mineralizada) no limite oeste dos depósitos. A depressão estrutural é ocupada pela Lagoa do Peixe (não completamente preenchida) e pela Lagoa Retiro – Estreito (quase completamente preenchida). O alto estrutural soerguido encontra-se junto à linha de praia e constitui a fonte dos sedimentos e anteparo estrutural para o estabelecimento do cordão de dunas junto ao litoral.

Os processos geológicos-estruturais que ocorrem no bloco rotacionado são mostrados simplificadamente na forma do bloco-diagrama da figura 8. O anteparo estrutural (*footwall*) sofre erosão em duas frentes: i) erosão eólica e formação de pequenas dunas quaternárias, e ii) erosão junto à escarpa das falhas gravitacionais lístricas para formar os cordões lagunares paralelos à direção da falha e preenchimento da depressão lagunar adjacente. O alto estrutural formado pela rotação do bloco na linha de praia, por outro lado, sofre erosão principalmente a partir de ventos NE que sopram na região. Assim, a erosão na porção superior do alto estrutural rotacionado transporta e deposita a areia gradativamente sobre a estrutura basculada, dando origem às dunas retrogradantes que vão gradualmente preenchendo o sistema lagunar.

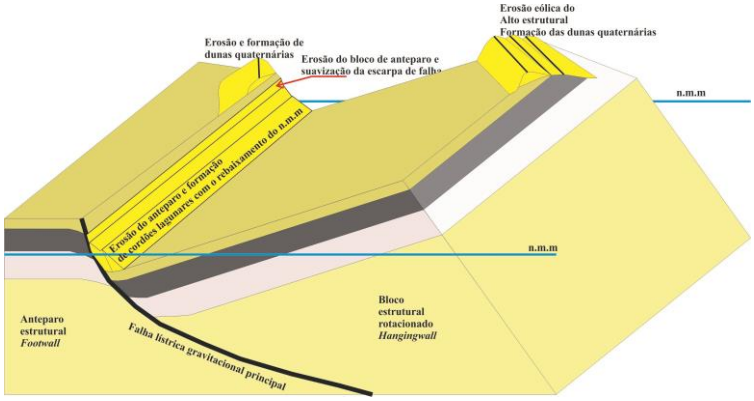


Figura 8. Modelo de controle estrutural do depósito *Placer* em Bujuru-RS, evidenciando os processos que ocorrem no bloco.

4. CONCLUSÃO

Os levantamentos geofísicos (GPR) na região de Bujuru (São José do Norte, RS) mostram que o *placer* dos depósitos de minerais pesados da região são estruturalmente controlados por falhas normais (sintéticas e antitéticas), que causaram dobras de arrasto (*drag folds*) e basculamento sobre a camada guia de turfa. Essa camada de turfa está sotoposta à camada de areia fina a média que contém os minerais pesados (HM) e está mergulhando em direção ao continente (basculamento).

O conjunto de falhas existentes no depósito faz parte de uma estrutura regional que condiciona os sistemas lagunares da Lagoa do Peixe (parcialmente preenchida) e da Lagoa Retiro – Estreito (quase que totalmente preenchida). Esses sistemas lagunares são controlados regionalmente pela Falha de Rio Grande e pela Falha da Lagoa do Peixe.

O depósito de minerais pesados tipo *placer* de Bujuru (RS) resulta da erosão do alto estrutural posicionado junto à linha de praia e formado pela rotação de falha lístrica gravitacional. A erosão eólica promovida pelos ventos vindo de NE forma um sistema de dunas retrogradantes que gradativamente preenche a depressão estrutural (laguna).

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Rio Grande Mineração S/A, e a HIDROSERV – Hidrogeologia e geofísica Ltda pelo apoio durante toda a pesquisa.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Dillenburg, S.R., Tomazelli, L.J., Barboza E.G., 2004. Barrier evolution and placer formation at Bujuru southern Brazil. Mar. Geol. 203, 43-56.

Dillenburg, S.R., Tomazelli, L.J, Martins, L.R., Barboza, E.G. 2005. Modificações de Longo Período da Linha de Costa das Barreiras Costeiras do Rio Grande do Sul. Centro de Estudos de Geologia Costeira e Oceânica – CECO/IG/UFRGS. p. 9-14.

Tomazelli, L.J., Villwock, J.A., Dillenburg, S.R., Bachi, F.A., Dehnhardt, B.A., 1998. Signicance of present-day coastal erosion and marine transgression, Rio Grande do Sul, Southern Brazil. Anais Acad. Bras. Ciênc. 70, 221-229.

Strieder, A.J, Fontoura, B.S., Behling, J.S., Wetzel, R.S., Duarte Jr, R.S.S., Silva, T.C., Mendes, P., Nóbrega, A.V.V., Niencheski, L.F.H., Calliari, L.J. 2015. Gravitational tectonics evidences at RGS (Brazil) Coastal Plain using Ground Penetrating Radar. IWAGPR.

Villwock, J.A., Tomazelli, L.J., LOSS, E.L., Dehnhardt, E.A., Horn Filho, N.O., Bachi, F.A., Dehnhardt, B.A., 1986. Geology of the Rio Grande do Sul Coastal Province. Quaternary of South America and Antarctic Peninsula. 4, 79-97.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

AVALIAÇÃO GEOMÉTRICA DA CÂMARA DE UM DISPOSITIVO DE CONVERSÃO DE ENERGIA DAS ONDAS DO TIPO OWC PARA DIFERENTES COMPRIMENTOS DA BORDA FRONTAL

Max Letzow[1], Felipe Vilela Levien[1], Rafael dos Passos Pons[1], Mateus das Neves Gomes[2], Jeferson Avila Souza[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[3], Liércio André Isoldi[1], Elizaldo Domingues dos Santos[1]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: max.letzow@gmail.com
e-mail: felipelevien@hotmail.com
e-mail: raffapp@gmail.com
e-mail: jasouza@furg.br
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[2] Instituto Federal do Paraná, Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, Paranaguá, PR, Brasil
e-mail: mateus.gomes@ifpr.edu.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Departamento de Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, CEP 90.050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Este trabalho apresenta uma avaliação do desempenho de um dispositivo onshore de conversão de energia das ondas dos oceanos do tipo Coluna de Água Oscilante (Oscillating Water Column - OWC) em energia elétrica. O dispositivo é submetido à atuação de uma onda com altura H = 1,0 m, período T = 7,5 s e comprimento de onda igual a λ = 65,4 m que é propagada ao longo de um canal de profundidade d = 10 m com a presença do dispositivo OWC no final deste canal. As simulações numéricas consistiram na solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento para a mistura ar-água e uma equação de transporte para a fração volumétrica através do método de volumes finitos (MVF), a partir de geometria/malha criadas no software GAMBIT®. Assumiu-se escoamento incompressível, bifásico adiabático e laminar e que se desenvolve bidimensionalmente em regime transiente. A metodologia Constructal em associação com a busca exaustiva (onde todas possibilidades geométricas são avaliadas) é aplicada a fim de determinarem-se as dimensões ótimas da razão entre a altura e comprimento da câmara hidropneumática do equipamento. Para tal, impõe-se uma restrição geométrica que fixa o valor da área da câmara em um valor constante. O objetivo do trabalho é avaliar a geometria que maximiza a potência do dispositivo para uma condição específica de onda, avaliar a influência do efeito entre altura e comprimento do dispositivo (H_1/L_1) sobre a potência disponível para dois diferentes valores de comprimento de borda frontal H_3= 2,5 m e 5,0 m

e verificar a existência ou não de uma geometria ótima universal. Verificou-se que a geometria ótima, a qual forneceu maior valor de potência hidropneumática, foi a geometria para o qual a razão H_1/L_1 = 0,4 e o comprimento H_3 = 2,5 m. A condição de geometria ótima foi obtida para uma razão intermediária de H_1/L_1, enquanto câmaras com maiores alturas conduziam aos piores desempenhos. Variando com a relação H_3, pode-se concluir que não há uma geometria ótima universal que conduz ao dispositivo que irá extrair a maior quantidade de energia das ondas.

Palavras-chave: *Coluna de Água Oscilante, Estudo Numérico, Avaliação Geométrica, Constructal Design.*

1. INTRODUÇÃO

Um dos maiores desafios da atualidade está em suprir a demanda energética do mundo, pois todos buscam maior crescimento econômico que aliado a urbanização e industrialização, implicam em um aumento ao acesso a energia, especialmente eletricidade. Mesmo em regiões pouco desenvolvidas, a energia elétrica se mostra necessária, tanto para saneamento básico, transportes, como para telecomunicações. Para atender a estas necessidades, pensando ainda na preservação da natureza, é necessário promover o uso das energias alternativas, as quais atualmente suprem apenas 20% do consumo de energia mundial. Uma dessas alternativas é a energia elétrica a partir das ondas do mar. Segundo o Projeto EONDAS (2009), o potencial energético médio anual das ondas de águas profundas na costa do Brasil varia entre 15 kW/m e 25 kW/m (medida por metro de frente de onda), a exceção da região do litoral sul, que apresenta valores entre 25 e 30 kW/m. Sabendo que a costa brasileira tem cerca de 8.000 km de extensão e tomando-se um valor médio para o potencial energético de 20 kW/m, o potencial energético total para o Brasil resultaria em aproximadamente 160 GW.

As ondas oceânicas são uma forma indireta de energia solar, visto que, o sol aquece a superfície da Terra, o que gera uma diferença de temperatura, fazendo com que o ar se mova e forme os ventos. Como os ventos passam pela superfície dos oceanos, eles transferem parte da sua energia cinética para a água, produzindo as ondas que por sua vez podem viajar a longas distâncias. Quando se aproximam do litoral as águas tornam-se mais rasas e sua velocidade diminui, resultando no aumento da sua altura. Por fim a onda quebra na costa e libera uma grande quantidade de energia. Estima-se que a quantidade de energia cinética contida em uma onda é de até 110 kW/m. Ao capturar a energia dessa onda, o que ocorre é a conversão da energia cinética em energia elétrica (Schlager e Weisblatt, 2006).

O dispositivo de Coluna de Água Oscilante (OWC) (Fig. 1) é um processo de conversão de energia cinética em eletricidade que segue duas fases: quando uma onda entra na estrutura o ar que se encontrava dentro dela é forçado a passar por uma turbina, como conseqüência direta do aumento de pressão na "câmara de ar". Quando a onda regressa ao mar o ar passa novamente na turbina, desta vez no sentido inverso, dada a pressão inferior no interior da câmara hidropneumática. Para aproveitar ambos os movimentos de sentidos opostos é adequado o uso de uma turbina que mantenha o sentido de rotação, independente do sentido do escoamento, como por exemplo, uma turbina do tipo Wells, que possui a propriedade de manter o sentido de rotação independentemente do sentido do escoamento. O grupo turbina/gerador é o responsável pela produção de energia elétrica (Cruz e Sarmento, 2004).

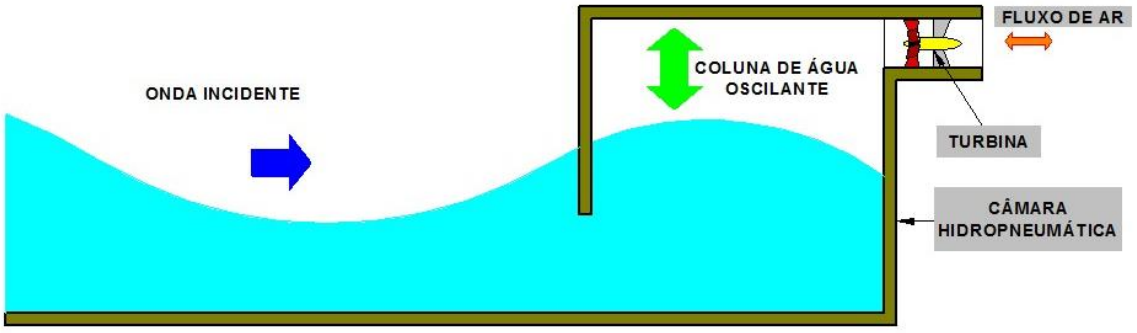


Figura 1. Dispositivo de Coluna de Água Oscilante (OWC).

O uso de técnicas numéricas para a solução de problemas complexos da engenharia é resolvido atualmente através da tecnologia. Tratando-se de energia das ondas do mar existem alguns estudos relacionados à modelagem computacional, inclusive utilizando o software FLUENT®. A seguir apresentam-se algumas publicações recentes que

utilizam o software FLUENT® na modelagem computacional de dispositivos conversores de energia das ondas do mar.

Em Horko (2007) foi apresentado um estudo aplicando o código comercial FLUENT® e um modelo VOF (*Volume of Fluid*) para recriar um sistema completo OWC em um tanque de ondas, em uma análise bidimensional. O foco deste trabalho foi verificação da influência da geometria da parede frontal do dispositivo, definida como front lip, e foi considerado o efeito dessa geometria sobre a eficiência hidrodinâmica.

Em Conde e Gato (2008) foi analisado o escoamento do ar pelo interior de uma câmara de coluna de água oscilante equipada com duas chaminés assimétricas, visando investigar o possível *spray* de ar-água e sua influência no funcionamento das turbinas. Uma modificação da geometria a câmara de ar, utilizando uma chicana de placa horizontal para defletir o ar das turbinas foi proposto e provou ser muito eficaz na redução do risco de produção de água por pulverização a partir do fluxo para o interior.

Marjani et al. (2008) apresenta um estudo completo do sistema OWC, semelhante ao da ilha do Pico em Portugal, incluindo a modelagem da turbina.

Em Liu et al. (2008) é apresentada a modelagem computacional de um dispositivo do tipo coluna de água oscilante. São estudados casos com diferentes geometrias de OWC, e também com diferentes características de ondas. Foram estudados casos tanto bi como tridimensional.

Em Seibt et al. (2014) apresentou-se um modelo computacional capaz de simular o princípio de funcionamento de alguns conversores de energia das ondas (WEC). Para fazer isso, o dispositivo é acoplado em um tanque de ondas, onde as ondas do mar são reproduzidas. O método de volumes finitos (FVM) e VOF (*Volume of Fluid*) são adotados. Os resultados mostraram que o princípio de funcionamento do conversor pode ser numericamente reproduzido, demonstrando o potencial da modelagem computacional para estudar este fenômeno.

Em Isoldi et al. (2015) o princípio de funcionamento de um conversor de Coluna de Água Oscilante (OWC) foi analisado com uma metodologia numérica tridimensional, utilizando o método de volumes finitos (FVM) e o VOF (Volume of Fluid). As ondas incidentes na câmara hidropneumática do dispositivo OWC provocaram uma oscilação da coluna de água no interior da câmara resultando em um fluxo de ar alternado através da chaminé. O ar aciona uma turbina que é acoplada a um gerador eléctrico. O objetivo deste trabalho foi investigar a influência da forma da geometria da câmara hidropneumática no fluxo de ar. Para isso, seis casos foram estudados em escala de laboratório e os resultados mostraram que a variação da forma da câmara do dispositivo OWC pode melhorar em até 12,4% o fluxo de massa de ar que passa pela região da turbina.

Gomes et al. (2015a) realizou uma comparação entre dois tipos de restrições físicas na chaminé do dispositivo OWC, visando determinar numericamente a queda de pressão imposta pela turbina no fluxo de ar dentro do OWC. Inicialmente, uma restrição física assimétrica foi inserida no duto da chaminé e investigada. Subsequentemente, uma segunda restrição foi proposta, em que uma restrição física simétrica de forma elíptica foi analisada. Com isso, foi possível estabelecer uma estratégia para reproduzir a perda de pressão em um dispositivo OWC causada pela presença da turbina, bem como para gerar a curva característica.

Gomes et al. (2015b) estudou o fluxo de onda dentro de um tanque e o princípio físico operacional dos três conversores diferentes de energia das ondas (WEC): coluna de água oscilante (OWC), galgamento e placa submersa. Os conversores de energia das ondas são avaliados em laboratório e em escala real. Os resultados mostraram a precisão da abordagem numérica para a estimativa do fenómeno físico do fluxo no interior de tanques de onda, assim como, a sua interação com os dispositivos estudados. Os resultados apresentados demonstraram recomendações teóricas sobre a influência dos parâmetros geométricos (como razões entre as alturas e comprimentos da câmara de OWC, rampa do dispositivo de galgamento e a distância da placa com o fundo do mar do tanque de ondas). Os resultados mostraram a importância de formas geométricas com o desempenho dos dispositivos. Além disso, é avaliada a influência de vários parâmetros de ondas (tais como período de onda e profundidades relativas) sobre o desempenho dinâmico do fluido nos dispositivos e os parâmetros geométricos dos dispositivos. Percebe-se a não ocorrência de formas ideais universais.

Em Lorenzini et al. (2015), o Constructal Design e uma modelagem computacional foram aplicadas a uma otimização geométrica de um dispositivo de Coluna de Água Oscilante (OWC). O objetivo era converter a energia elétrica máxima variando e analisando a influência dos três graus de liberdade propostos: H_1/L (relação entre a altura e o comprimento da câmara de OWC), H_2/l (relação entre a altura e o comprimento da chaminé) e H_3 (submersão, que está relacionada com a câmara e a chaminé do dispositivo, e a localização em relação a profundidade do mar, respectivamente). Existem duas restrições propostas: área total de secção OWC (*A1*) e área total de dispositivo OWC (*A2*). O domínio computacional consiste de uma OWC inserido em um tanque em que as ondas regulares em escala real são geradas. Os resultados levaram a uma recomendação teórica sobre a geometria OWC e sua submersão que maximiza desempenho do dispositivo, uma vez que uma redistribuição da geometria OWC e uma variação no valor da sua submersão poderia melhorar o poder de suspensão hidropneumática de 10,7 W para 190,8 W para relações H_1/L, *H2/l* e H_3 igual a 0,135; 6,0 e 9,5 m, respectivamente, e ondas incidentes caracterizadas por um período de 5 s e o comprimento de onda de 37,6 m.

A Teoria Constructal explica como ocorre a organização, a diversidade e a complexidade de sistemas naturais onde existem escoamentos através do tempo e espaço (Bejan, 2000; Bejan et al, 2008).

O método Constructal Design tem sido empregado para explicar muitos fenômenos na natureza. Esse método tem sido largamente aplicado na área de engenharia para melhoria de desempenho de sistemas. Essa ferramenta é fundamentada na Lei Constructal, que diz que para um sistema de fluxo persistir no tempo (para sobreviver) deve evoluir de tal modo que ele forneça mais e mais fácil acesso às correntes que fluem através dele (Bejan et al, 2008).

2. METODOLOGIA

É avaliado o escoamento de uma onda sobre um dispositivo OWC (conforme ilustra a Fig. 2). Será estudada uma onda com altura H = 1,0 m, período T = 7,5 s e comprimento de onda igual a λ = 65,4 m que é propagada ao longo de um canal de profundidade de d = 10 m com a presença de um dispositivo de conversão de energia das ondas no final deste canal de comprimento L = 327,0 m. A altura total do tanque de ondas é de 14,0 m.

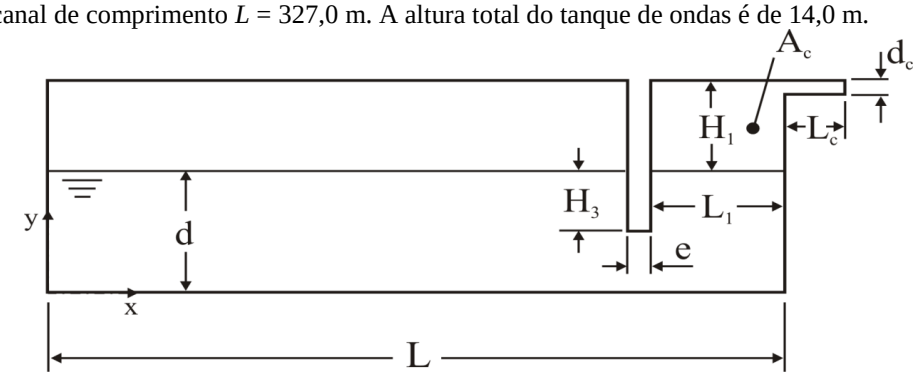


Figura 2. Ilustração do domínio a ser simulado para a otimização geométrica da câmara para valores de H_3.

Neste estudo será considerada uma câmara com espessura e = 0,5 m e dois diferentes valores para o comprimento da borda frontal H_3 = 2,5 m e 5,0 m (estudado no trabalho de Oliveira, 2012). Além disso, o diâmetro e comprimento da chaminé serão dados por d_c = 0,6 m e L_c = 1,0m, respectivamente. As dimensões a serem estudadas são: a altura entre a linha de repouso da água e o teto da câmara onde está presente o ar (H_1), o comprimento da câmara (L_1) e o comprimento da borda frontal (H_3).

Para a otimização da câmara geométrica será imposta uma restrição de área ocupada pelo ar quando o nível de água está em repouso A_c = 80 m². O problema é submetido aos graus de Liberdade H_1/L_1 e H_3, sendo que os valores de H_1 e L_1 para a área da câmara variam conforme Eq. 1.

$$A_c = H_1 \, . \, L_1 \tag{1}$$

Foram realizadas simulações para cada valor de e H_1/L_1 correspondente a um valor de H_3, totalizando 16 simulações. Os valores correspondentes a H_1 e L_1 estão mostrados na Tab. 1.

Tabela 1. Valores de H_1 e L_1 avaliados no estudo de otimização geométrica da câmara.

H_1/L_1	0,2	0,4	0,8	1,0	1,5	2,0	3,0	5,0
H_1 (m)	4,00	5,66	8,00	8,94	10,95	12,64	15,49	20,00
L_1 (m)	20,00	14,14	10,00	8,94	7,30	6,32	5,16	4,00

2.1 Modelagem Matemática

Para cada geometria de área da câmara (H_1/L_1) associada ao valor de borda frontal (H_3) é necessário realizar a solução numérica do problema.

O modelo *VOF* pode representar dois ou mais fluidos imiscíveis resolvendo um único conjunto de equações do movimento e localizando a fração de volume de cada um dos fluidos ao longo do domínio (FLUENT, 2006). A formulação *VOF* baseia-se no fato de que as duas ou mais fases são imiscíveis. Isso deve conduzir a bons resultados tratando-se da mistura ar-água devido à grande diferença na massa especifica entre cada componente da mistura. Para cada fase adicional acrescentada ao modelo, a fração volumétrica é calculada no volume. Em cada volume de controle, a soma da fração volumétrica de todas as fases é unitária. Os campos para todas as variáveis e propriedades são compartilhados pelas fases e representam valores médios calculados no volume, contanto que a fração

volumétrica de cada uma das fases seja conhecida localmente. Assim, as variáveis e propriedades em um determinado volume representam uma das fases ou uma mistura de fases, dependendo dos valores da fração do volume (Hirt & Nichols, 1981; Ling et al, 2001; Lv et al., 2011).

A localização entre as fases é definida pela solução da equação da continuidade para a fração de uma ou mais fases. A análise consiste em encontrar a solução de um fluxo de mistura de água e ar. Para isso, as equações de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte de fração volumétrica são resolvidos com o método de volumes finitos (*MVF*). A equação de conservação da massa para um escoamento isotérmico, laminar e incompressível com duas fases (ar e da água):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v}\right) = 0 \tag{2}$$

onde ρ é a densidade da mistura (kg/m³), t é o tempo (s) e $\vec{v}$ é o vetor velocidade do fluxo (m/s).

A equação de conservação da quantidade de movimento é:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{v}\right) + \nabla\left(\rho \vec{v}\vec{v}\right) = -\nabla p + \nabla\left(\overline{\overline{\tau}}\right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{3}$$

Onde p é a pressão (N/m²), $\rho\vec{g}$ e $\vec{F}$ são a flutuabilidade e as forças externas do corpo (N/m³), respectivamente, e $\overline{\overline{\tau}}$ é o tensor taxa de deformação (N/m²), que, para um fluido newtoniano, é dado por:

$$\overline{\overline{\tau}} = \mu\left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{T}\right) - \frac{2}{3}\nabla \cdot \vec{v} I\right] \tag{4}$$

Em que μ é a viscosidade dinâmica (kg/(ms)), I é um tensor unitário, o segundo termo do lado direito está relacionado com a tensão deviatória (N/m²). A fim de lidar com o fluxo da mistura de ar e água, para avaliar a sua interação com o dispositivo, é empregado o método *VOF*.

2.2 Modelagem computacional

No presente estudo utiliza-se o modelo *VOF* para reproduzir a interação da água com o ar, bem como a interação do fluido com a estrutura do conversor do tipo *OWC*. Assim, para representar o domínio computacional é necessário indicar além da estrutura do dispositivo *OWC* também a região onde a onda se propaga, ou seja, um tanque de ondas.

Conforme Fig. 3, a parte superior do tanque de ondas e na saída da turbina, denominada de pressão de saída, é aplicada a condição de contorno de pressão atmosférica. Na condição de contorno denominada parede, na parte inferior, lateral e superior do tanque e paredes da câmara, é considerada uma velocidade nula. No que diz respeito ao gerador de onda, a mesma será realizada através da imposição de um campo de velocidades conhecido e caracterizado pela teoria linear de ondas localizado na parede vertical da origem do tanque.

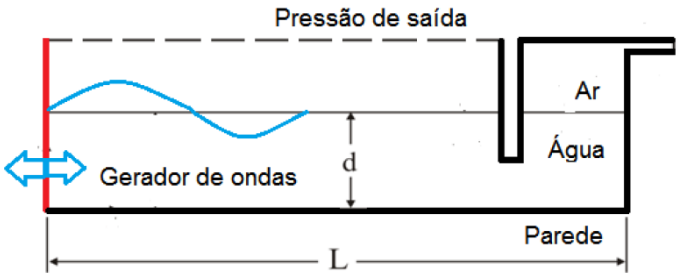


Figura 3. Representação esquemática do tanque de ondas.

Com relação a discretização espacial, a mesma foi realizada com aproximadamente 180.000 volumes finitos retangulares, conforme ilustrado na Fig. 4. Além disso, foi considerada uma malha do tipo stretched com maior refinamento próximo a superfície de interface entre água e ar e na região próxima a chaminé do dispositivo *OWC*.

Neste trabalho, foi utilizado o esquema de advecção *upwind* para os termos advectivos e o algoritmo de acoplamento pressão-velocidade *PISO* (*Pressure-Implicit with Splitting of Operators*). Para o método de reconstrução geométrica (*Geo-Reconstruction*) utiliza-se representação da interface entre os fluidos a aproximação *piecewise-linear*.

Foi adotado nas simulações de avaliação geométrica o passo de tempo de $\Delta t = 1.0 \times 10^{-2}$ s, o tempo médio de cada simulação foi de aproximadamente 168 horas. A solução foi considerada convergida quando os resíduos para as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e do transporte da fração volumétrica foram 10^{-6}, 10^{-6} e 10^{-6}, respectivamente.

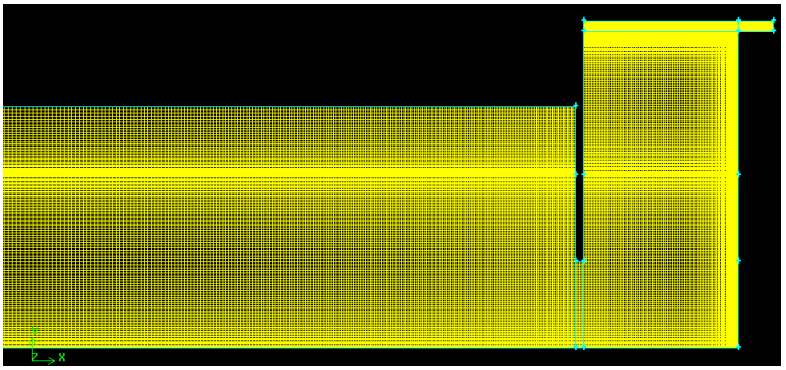


Figura 4. Discretização espacial do tanque de ondas com volumes retangulares.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Figura 5 apresenta uma representação esquemática da posição das sondas localizadas dentro e fora da câmara. A primeira sonda l_1 está localizada a 160 m da borda esquerda do tanque de ondas, a sonda l_2 está localizada 1/3 de L_1 a partir da borda frontal da câmara e a sonda l_3 está localizado 2/3 de L_1 a partir da boda frontal da câmara. O ponto p_1 está localizado 1/2 de L_1 a partir da borda frontal da câmara e 1/2 de H_1 a partir do nível estático da água. O ponto p_2 encontra-se no ponto médio do bocal de entrada da chaminé.

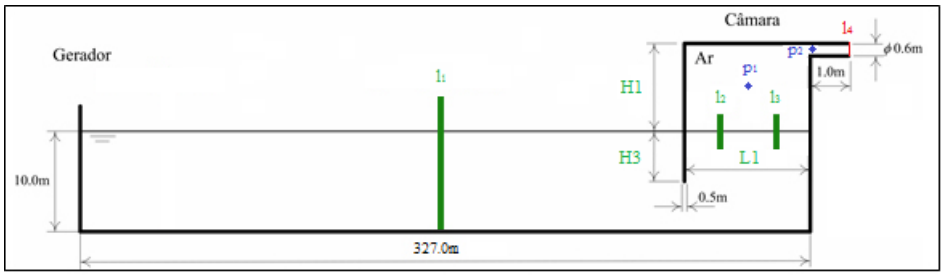


Figura 5. Representação esquemática da posição de sondas localizadas no interior do canal e da câmara OWC.

Os valores temporais de vazão média e pressão total foram registrados por uma sonda numérica posicionada na entrada do duto da turbina, no ponto p_2. Conhecendo-se a vazão e a pressão, para cada instante de tempo, pôde-se calcular a potência hidropneumática através da Eq. 5. Os valores médios das variáveis que dependem do tempo - vazão mássica, pressão total e potência hidropneumática são representados, para cada valor de razão H_1/L_1, através de média *RMS (Root Mean Square)*. Considerou-se a média *RMS*, por ser uma média quadrática a ferramenta mais adequada para representar o valor médio de uma variável que depende do tempo.

$$\dot{W} = \left(\Delta P_{2RMS} + \frac{1}{2}\rho \Delta V^2{}_{2RMS}\right).\dot{V}_{RMS} \tag{5}$$

Onde $\dot{W}$ é a potência temporal média, ΔP é a variação da pressão, V é a velocidade.

A seguir, apresenta-se uma avaliação do desempenho de um dispositivo *OWC* instalado no final deste canal.

A Figura 6 ilustra o comportamento instantâneo da vazão mássica na chaminé do dispositivo. Pode ser observado que há um comportamento oscilante da vazão mássica em decorrência da elevação e redução da superfície

livre da onda dentro da câmara hidropneumática. Dessa forma, os resultados mostram que, qualitativamente, o modelo numérico representa adequadamente o comportamento do escoamento.

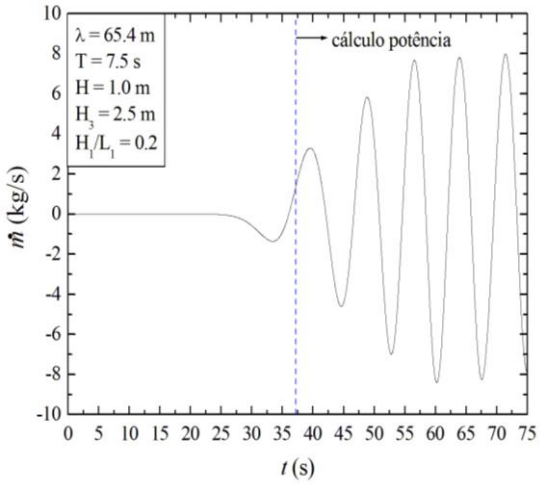


Figura 6. Vazão mássica em função do tempo na chaminé para H_1/L_1 = 0.2.

Observar-se que na Fig. 7 a curva apresenta um comportamento oscilante, porém, não simétrico como na vazão mássica, com magnitudes dos picos atingindo valores maiores do que as magnitudes encontradas nos vales. Esta condição se deve, provavelmente, ao fato de a saída se dar para pressão atmosférica e a entrada se dar para a câmara fechada (que possui pressões diferentes da atmosférica).

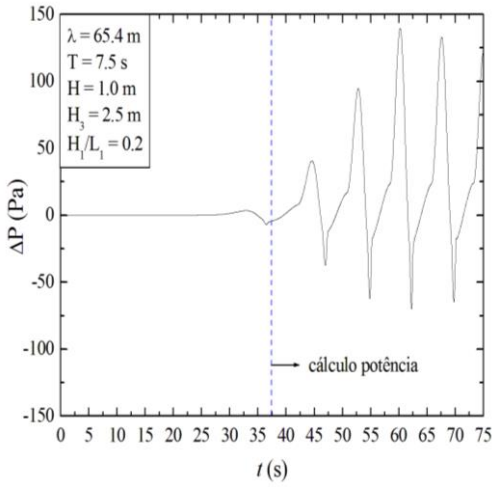


Figura 7. Diferença de pressão na câmara hidropneumática em função do tempo para H_1/L_1 = 0.2.

A Figura 8 apresenta variação da potência hidropneumática e da pressão *RMS* com a variação do tempo.

A potência disponível sofre grande oscilação, o que indica a necessidade de algum dispositivo para manter a rotação da turbina e, consequentemente, a conversão de energia, para tanto, é utilizado a turbina tipo Wells apropriada para escoamentos bidirecionais. Além disso, algumas vezes o escoamento e a diferença de pressão encontram-se defasadas no tempo, o que leva a potências instantâneas de menor magnitude. Isso indica uma necessidade no dimensionamento geométrico da câmara para que a mesma maximize a potência disponível.

Com base na Eq. (5) é possível verificar que a potência disponível é composta pela diferença de pressão, a energia cinética do escoamento e a vazão mássica.

A Figura 9 apresenta a influência valores de H_1/L_1 na vazão mássica *RMS*, em que H_3 = 2,5 m e *H3* = 5,0 m atingem picos maiores para valores de $H_1/L_1 < 1{,}0$, e iguais ou inferiores para valores de $H_1/L_1 > 1{,}5$.

Observa-se que há uma geometria intermediária que conduz a maior vazão mássica e as maiores razões de H_1/L_1 conduzem a resultados ruins de vazão mássica. Estes resultados podem ter como causa provável o escoamento de ar formado pela elevação e redução da superfície livre da onda na câmara hidropneumática não ter intensidade suficiente para chegar na região da chaminé.

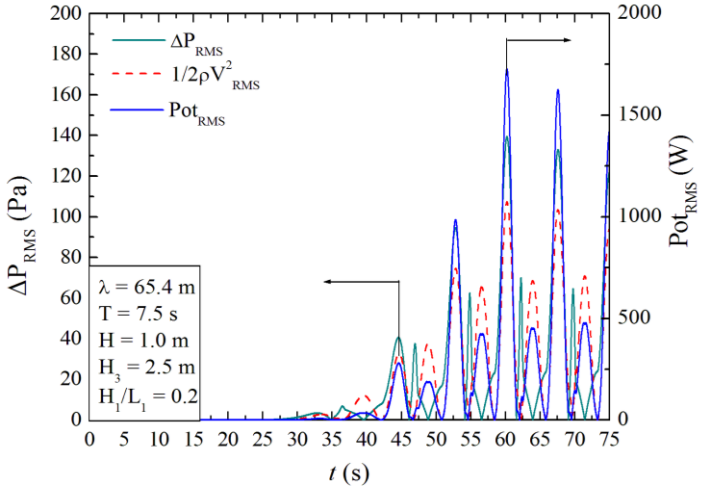


Figura 8. Gráfico de ΔP_{RMS} (estática e dinâmica) em função do tempo para H_1/L_1 = 0.2.

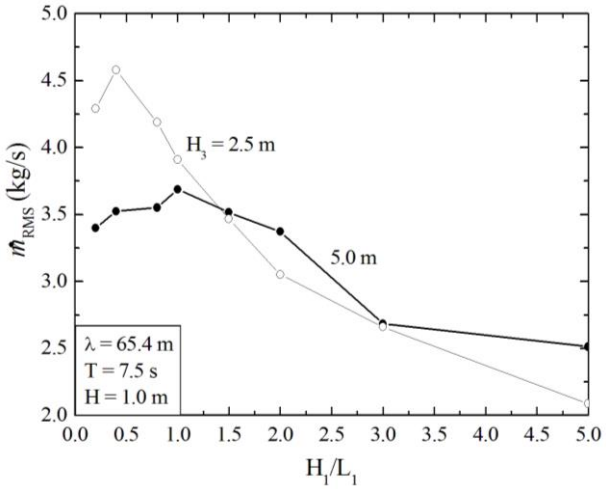


Figura 9. Efeito da razão H_1/L_1 sobre a vazão mássica *RMS*.

O efeito de H_1/L_1 na pressão está representada nas Fig. 10. Pode-se observar que a maior variação de pressão para H_3 = 2,5 m ocorreu com H_1/L_1 = 0,4, diferentemente de H_3 = 5,0 m, em que a maior variação de pressão foi obtida com H_1/L_1 = 0,8. Dessa forma, é possível observar que a geometria tem influência significativa sobre a vazão mássica e diferença de pressão na câmara hidropneumática.

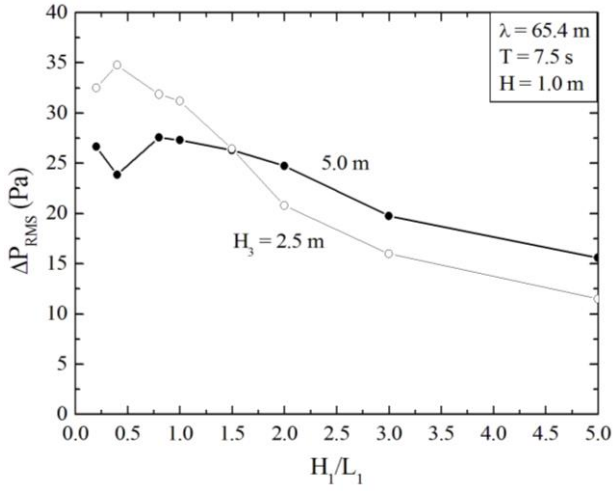


Figura 10. Efeito da razão H_1/L_1 sobre ΔP_{RMS}.

A Figura 11 apresenta uma comparação da ΔP_{RMS} em função do tempo para diferentes casos de H_1/L_1 com a condição $(H_1/L_1)_o$ = 0,4. A menor eficiência acorre com H_1/L_1 = 5,0. Observa-se que o caso ótimo teve melhor desempenho em todos os instantes de tempo do que os casos extremos (inferior e superior).

Na Figura 12 apresentam-se os resultados finais das simulações. A geometria ótima foi alterada em função da variável H_3, sendo que para $H_1/L_1 < 1,5$ o melhor desempenho é obtido para H_3 = 2,5 m enquanto que para $H_1/L_1 > 1,5$ o comprimento H_3 = 5,0 m começa a apresentar um melhor desempenho. Pode ser observado que uma variável geométrica do dispositivo (no caso a variável H_3) possui influência sobre o efeito da razão H_1/L_1 sobre a potência disponível do dispositivo. Também pode ser observado que o emprego do *Construtal Design* permitiu maximizar o desempenho em 768,7%.

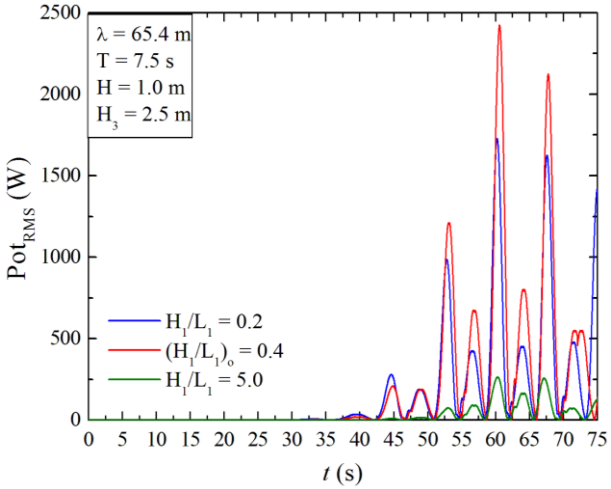


Figura 11. Comportamento instantâneo da Potência RMS para diferentes razões de H_1/L_1.

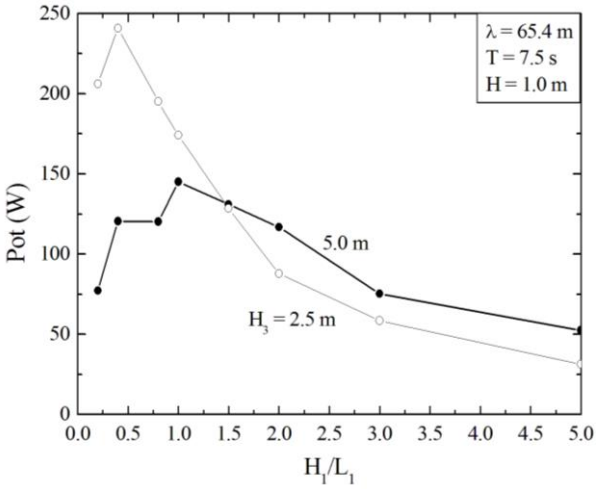


Figura 12. Efeito da razão H_1/L_1 sobre a potência disponível para duas diferentes magnitudes de H_3.

4. CONCLUSÕES

Os resultados mostraram a aplicabilidade do *Constructal Design* para o projeto (recomendação teórica) de dispositivos de conversão de energia das ondas em energia elétrica e o aumento do desempenho para os dois valores de H_3 estudados, mostrando a importância da avaliação geométrica nestes dispositivos. Foi obtida uma recomendação teórica para o projeto de uma câmara hidro-pneumática de um dispositivo de conversão de energia das ondas em energia elétrica do tipo *OWC*, sendo a melhor geometria obtida para H_3 = 2,5 m e $(H_1/L_1)_o$ = 0,4. Pode-se concluir que não há uma geometria ótima universal que conduz ao dispositivo que irá extrair a maior quantidade de energia das ondas, sendo assim os resultados mostram que o comprimento de H_3 influencia no dimensionamento da geometria da câmara, razão H_1/L_1.

Para os casos estudados, o desempenho ótimo ocorreu para H_3 = 2,5 m do que para H_3 = 5,0 m. Contudo, em algumas faixas de H_1/L_1 o desempenho para H_3 = 5,0 m mostrou-se melhor do que H_3 = 2,5 m, evidenciando novamente que não há uma geometria que leve sempre ao melhor desempenho, sendo necessária uma avaliação local para cada caso. Cabe destacar que as geometrias ótimas foram obtidas para razões intermediárias de H1/L1 e que os extremos (principalmente o superior que representa uma câmara de elevada altura) conduzem a piores desempenhos.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores J. A. Souza, L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pela bolsa de produtividade em pesquisa. Todos os autores agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bejan, A., 2000."Shape and Structure, from Engineering to Nature", Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Bejan, A., Lorente, S., Lee, J., 2008. "Unifying constructal theory of tree roots, canopies and florests". Journal of Theoretical Biology, Vol. 254, Nº 3, pp. 529 – 540.

Conde, J. M. P. and Gato, L. M. C., 2008. "Numerical study of the air-flow in an oscillating water column wave energy converter", Renewable Energy, Vol. 33, pp. 2637-2644.

Cruz, J. and Sarmento, A. "Energia das Ondas – Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais." Instituto do Ambiente, 2004.

FLUENT 6.2, 2005. "Documentation Manual". Disponível em: <http://www.fluent.com/software/fluent/ index.htm>.

FLUENT 6.3, 2006. "Documentation Manual". Disponível em: <http://www.fluent.com/software/fluent/ index.htm>.

FLUENT (version 6.3.16), ANSYS, Inc., 2007.

Gomes, M. N., dos Santos, E. D., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O. 2015a. Numerical Analysis including Pressure Drop in Oscillating Water Column Device. Open Engineering, Vol. 5, pp. 229-237.

Gomes, M. N., Lara, M. F. E., Iahnke, S. L. P., Machado, B. N., Goulart, M. M., Seibt, F. M., Dos Santos, E. D., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O. 2015b. Numerical Approach of the Main Physical Operational Principle of Several Wave Energy Converters: Oscillating Water Column, Overtopping and Submerged Plate. Defect and Diffusion Forum, Vol. 362, pp. 115-171.

Hirt, C. W., Nichols, B. D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, Journal of Computational Physics, Vol. 39, pp. 201–225.

Horko, M., 2007. CFD Optimisation of an Oscillating Water Column Energy Converter, Tese de Mestrado em Engenharia e Ciência, Escola de Engenharia Mecânica, Universidade de Western, Australia, 145 p.

Isoldi, L. A., Grimmler, J. do A. M., Letzow, M., Souza, J. A., Gomes, M. N., Rocha, L. A. O., Dos Santos, E. D. 2015. 3D Numerical Analysis About the Shape Influence of The Hydro-pneumatic Chamber In An Oscillating Water Column (OWC). Engenharia Térmica, Vol. 14, pp. 03-08,

Ling, L., Yongcan, C. and Yuliang, L.; 2001.Volume of fluid (VOF) method for curved free surface water flow in shallow open channel, Department of Hydraulic Engineering, Tsinghua University, Beijing.

Liu, Z., Hyun B. and Hong, K., 2008. "Application of Numerical Wave Tank to OWC Air Chamber for Wave Energy Conversion", International Offshore and Polar Engineering Conference.

Lorenzini, G., Lara, M. F. E., Rocha, L. A. O., Gomes, M. N., dos Santos, E. D., Isoldi, L. A., 2015. Constructal Design Applied to the Study of the Geometry and Submergence of an Oscillating Water Column. Heat and Technology, Vol. 33, pp. 31-38.

Lv, X., Zou, Q. and Reeve, D.; 2011. Numerical Simulation of Overflow at Vertical Weirs Using a Hybrid Level set/VOF Method, Advanced Water Resource, Vol. 34, pp. 1320-1334.

Marjani, A, Ruiz, F. C., Rodriguez, M. A. And Santos, M. T. P. 2008. "Numerical modelling in wave energy conversion Systems". Energy, Vol. 33, Nº 8, pp. 1246-1253.

Oliveira, L. O. 2012."Otimização das dimensões da câmara hidropneumática de um equipamento de extração de energia das ondas do tipo coluna de água oscilante utilizando a metodologia constructal design." Projeto de Graduação. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande – RS.

Projeto EONDAS - Relatório Final, Petrobras/CENPES e Universidade Federal do Rio Grande – FURG. Documento de acesso restrito, Rio Grande/RS, 2009.

Schlager, N. and Weisblatt, J., 2006. "Alternative energy". Thomson Gale.

Seibt, F. M., Letzow, M., Gomes, M. N., Souza, J. A., Rocha, L. A. O., Santos, E. D. dos and Isoldi, L. A. 2014. Computational modeling Applied to the Study of Wave Energy Converters (WEC). Marine Systems & Ocean Tecnology, Vol 9, Nº 2, pp. 77 – 84.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

O(s) autor(es) é(são) o(s) único(s) responsável(is) pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE NUMÉRICA DA GEOMETRIA DA RAMPA DE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO *ONSHORE* EM ESCALA REAL APLICANDO O DESIGN CONSTRUTAL

Bianca Neves Machado[1], Elizaldo Domingues dos Santos [2], Liércio André Isoldi[3], Mateus das Neves Gomes[4], Luiz Alberto Oliveira Rocha[5]

[1,5] Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)
Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC)
Rua Sarmento Leite, 425 – Porto Alegre, RS - Brasil
biancamachado@furg.br
luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[2, 3] Universidade Federal do Rio Grande (FURG)
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
elizaldodosantos@furg.br
liercioisoldi@furg.br
[4]Instituto Federal do Paraná, Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, Paranaguá, PR, Brasil
mateus.gomes@ifpr.edu.br

RESUMO

O presente trabalho propõe um estudo numérico a respeito de um conversor de energia das ondas do mar do tipo galgamento. O princípio operacional do dispositivo de galgamento consiste de uma estrutura que utiliza uma rampa para direcionar as ondas incidentes para o reservatório. A água armazenada retorna para o oceano após a passagem por uma turbina que está acoplada a um gerador de energia elétrica. O objetivo deste estudo é a aplicação do método Design Construtal, aliado a busca exaustiva, na definição da melhor forma geométrica para a rampa de modo a maximizar a vazão mássica de água que entra no reservatório. O grau de liberdade b/B, isto é, a razão entre a base superior e a base inferior da rampa trapezoidal, foi otimizado. A restrição considerada neste estudo é manter fixo: a área total do tanque de ondas, a área da rampa e as características da onda. Para a análise numérica do princípio de funcionamento deste dispositivo foi empregado um domínio computacional tridimensional (3D), construído e discretizado no software GAMBIT, onde o conversor é acoplado a um tanque de ondas regulares. Já as soluções das equações de conservação e uma equação para o transporte da fração volumétrica foram realizadas com o código comercial de Dinâmica dos Fluidos Computacional FLUENT, que é baseado no Método de

Volumes Finitos (MVF). Aplica-se o modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) no tratamento da interação água-ar. As características da onda regular empregada estão em escala real. Os resultados conduziram a uma recomendação teórica sobre a geometria ótima, $(b/B)_o = 0,38$, do dispositivo de galgamento que maximiza a vazão mássica de água que entra no reservatório. A quantidade de galgamento de água incidente no reservatório do tanque do dispositivo de galgamento para a geometria ideal ($(b/B)_o = 0.38$) é aproximadamente 49 vezes maior do que a observada para a relação b/B = 3.00, caso com a quantidade mínima de vazão mássica entre os casos simulados neste estudo.

1. INTRODUÇÃO

Atualmente existe a necessidade de suprir a grande demanda energética mundial. O aumento desta demanda de energia e o acordo de Kyoto, o qual visa reduzir as emissões de gases de efeito estufa, têm aumentado o interesse pelo estudo das fontes renováveis de energia (Beels et al., 2010). Outros benefícios do emprego deste tipo de energia podem ser mencionados, por exemplo, a minimização da exploração de depósitos de combustíveis fósseis e seus impactos ambientais associados (Tolmasquim, 2003).

A principal causa dos impactos ambientais está relacionada ao uso indiscriminado dos combustíveis fósseis. Independentemente do grau de desenvolvimento do país, o uso destes combustíveis, seja para geração de energia elétrica, produção de calor ou força mecânica, ainda é dominante na matriz energética da maioria das nações (Garcia, 2004). Desta forma, uma maior utilização das fontes renováveis de energia proporciona também grandes benefícios ambientais, abrindo espaço, para o desenvolvimento tecnológico e a produção de novos conhecimentos na área energética (Santos et al., 2006).

O Brasil apresenta expressiva participação das fontes renováveis na matriz energética, obtendo larga vantagem em relação aos países desenvolvidos. Enquanto nos países industrializados a participação da energia renovável atinge 6%, no Brasil o percentual alcança 46,9%. Tal fato ocorre, dentre outros fatores, da pequena utilização da energia nuclear e da significativa participação da biomassa e da hidroeletricidade na oferta total de energia no país (Assis, 2010).

De acordo com Cruz e Sarmento (2004), o oceano contém o maior de todos os recursos naturais e possui um potencial energético enorme, podendo contribuir, com a energia proveniente das ondas oceânicas, de forma significativa com a crescente necessidade global de energia. A energia das ondas tem passado, nos últimos 25 anos, por um processo cíclico com fases de entusiasmo, desapontamento e reconsideração. No entanto, o persistente esforço na investigação, desenvolvimento e a experiência acumulada têm constantemente aumentado o desempenho das técnicas de obtenção de energia a partir das ondas. Isso tem levado o recurso da energia das ondas a uma maior proximidade da exploração comercial que, até agora, não tinha sido vista. De 2009 até os dias de hoje, diversos tipos de dispositivos foram desenvolvidos para extração das energias das ondas (Falcão, 2010).

De acordo com Cruz e Sarmento (2004), os dispositivos atualmente existentes podem ser classificados de acordo com o princípio de conversão de energia das ondas do mar em energia elétrica: dispositivos Coluna de Água Oscilante (CAO); dispositivos Corpos Flutuantes, podendo ser de Absorção Pontual (*Point Absorbers*) ou Progressivos (*Surging Devices*), ou dispositivos de Galgamento (*Overtopping Devices*). Podem, também, ser classificados de acordo com sua localização e são agrupados em: dispositivos costeiros (na nomenclatura inglesa: *onshore*), dispositivos próximos da costa (*nearshore*) e dispositivos afastados da costa (*offshore*).

O presente trabalho aborda o dispositivo de galgamento mostrado na Fig. 1, cujo princípio de funcionamento baseia-se na acumulação de água em um reservatório sobrelevado em relação ao nível médio da superfície livre do mar. A água acumulada quando devolvida ao mar aciona turbinas hidráulicas de baixa queda acopladas a geradores elétricos de fabricação comum. A acumulação da água no reservatório sobrelevado dá-se através do galgamento de uma rampa inclinada pela onda (Relatório WavEC, 2004).

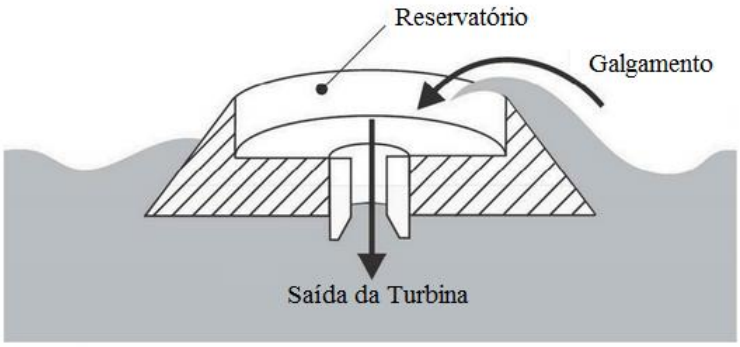


Figura 1. Princípio de Funcionamento do Dispositivo de Galgamento.

Destaca-se alguns testes com protótipos apresentados na literatura, como: Wave Dragon (WD), Wave Plane e Seawave Slote-Cone Generator (Falcão, 2010). Destaca-se, também, alguns estudos numéricos: Beels et al. (2010) realizaram estudos numéricos a fim de investigar efeitos de esteira atrás de um único dispositivo WD e, também, investigaram a influência de esteira para uma fazenda com cinco WD. Tedd e Kofoed (2009), realizaram um estudo a respeito de séries temporais de fluxos de galgamento sobre estruturas. Iahnke (2010) estudou a influência da inclinação da rampa sobre o desempenho de um dispositivo de galgamento por meio de um modelo computacional bidimensional (2D). Machado et al (2011a) apresentaram uma abordagem numérica de um dispositivo para conversão da energia das ondas do tipo galgamento e seu objetivo principal foi avaliar a eficiência de um modelo numérico tridimensional (3D). Machado et al. (2011b) realizaram um estudo empregando um modelo numérico 3D do dispositivo de galgamento, afim de determinar a influência do ângulo de abertura da rampa sobre a vazão mássica de água incidente no reservatório do dispositivo. Norgaard e Andersen (2012) realizaram estudos numéricos de um único WD e de uma fazenda com diversos WD finalizando a calibração do modelo Mike21BW. Machado et al. (2011c) avaliaram a otimização geométrica da rampa de um conversor de energia do tipo galgamento através do Design Construtal (Bejan e Lorente, 2008), objetivando o aumento da quantidade de água incidente no reservatório do dispositivo. Considerou-se um clima de ondas com profundidade relativa $h/\lambda = 0{,}5$, no qual se descreve uma zona de transição entre um clima de águas intermediárias e um clima de águas profundas. Por fim, destaca-se estudos de análises de modelos computacionais 2D de dispositivos de galgamento empregando o Design Construtal, como: Machado (2012), Dos Santos et al. (2014), Goulart (2014), Goulart et al. (2015), Martins et al. (2015a), Martins et al. (2015b) e Barbosa et al. (2015).

O presente estudo tem como objetivo analisar, empregando o Design Construtal aliado a busca exaustiva, o efeito geométrico da rampa um dispositivo de galgamento *onshore* em escala real. Para tal, foi avaliada a influência do grau de liberdade *b/B*, isto é, a razão entre a base superior e a base inferior da rampa trapezoidal, sobre a quantidade de massa incidente no reservatório do dispositivo de galgamento.

2. MODELAGEM MATEMÁTICA E NUMÉRICA

O modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF) é utilizado para tratar o escoamento de uma mistura ar e água e, neste caso, também avaliar sua interação com o dispositivo. Neste modelo, as fases são imiscíveis, ou seja, o volume de uma fase não pode ser ocupado por outra fase (Ling et al., 2001; Lv et al., 2011).

O conceito de fração de volume (α_q) é usado para representar as duas fases dentro de um volume de controle. Neste modelo, a soma das frações de volume dentro de um volume de controle, deve ser unitária ($0 \leq \alpha_q \leq 1$). Consequentemente, se $\alpha_{água} = 0$ o volume de controle está vazio de água e cheio de ar ($\alpha_{ar} = 1$). Se o fluido tem uma mistura de ar e água, uma fase é o complemento da outra, ou seja, $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$. Assim, uma equação adicional para o transporte para cada uma das fases é necessária (Ling et al., 2001; Lv et al., 2011; Gomes, 2010):

$$\frac{\partial\left(\rho\alpha_{agua}\right)}{\partial t} + \nabla.\left(\rho\alpha_{agua}\vec{v}\right) = 0 \tag{1}$$

Considerando um escoamento laminar e incompressível, a equação da conservação da massa para a mistura ar e água para este é dada por (Schilichting, 1979; Dos Santos et al., 2014; Goulart, 2014):

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla\cdot\left(\rho\vec{v}\right) = 0 \tag{2}$$

onde ρ é a massa específica da mistura (kg/m^3) e $\vec{v}$ é o vetor velocidade do escoamento (m/s).

A equação de conservação da quantidade de movimento para a mistura é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho\vec{v}\right) + \nabla\cdot\left(\rho\vec{v}\vec{v}\right) = -\nabla p + \nabla\cdot\left(\mu\overline{\overline{\tau}}\right) + \rho\vec{g} \tag{3}$$

onde: t é o tempo (s), p é a pressão estática (Pa), μ é a viscosidade (kg/ms), e $\vec{g}$ é a aceleração da gravidade (m/s²). O termo $\overline{\overline{\tau}}$ é o tensor taxa de deformação (N/m^2), o qual para um fluido Newtoniano é dado por:

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu\left[\left(\nabla\vec{v} + \nabla\overrightarrow{v^T} - \frac{2}{3}\nabla\vec{v}I\right)\right] \tag{4}$$

onde I é um tensor unitário. O segundo termo do lado direito da Eq. (4) descreve as tensões desviadoras e está relacionado com a deformação volumétrica em escoamentos compressíveis. Como as velocidades obtidas no escoamento da onda (tanto na região do ar quanto da água) são baixas (número de Mach < 0,3), será considerado um escoamento incompressível e o termo de tensões desviadoras não levado em consideração na solução deste problema.

Vale ressaltar que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura. Portanto, é necessário obter os valores de massa específica e viscosidade para a mistura, que podem ser escritos como:

$$\rho = \alpha_{agua}\rho_{agua} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{5}$$

$$\mu = \alpha_{agua}\mu_{agua} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{6}$$

Para a simulação numérica das equações de conservação da massa e quantidade de movimento, foi empregado um código comercial baseado no Método dos Volumes Finitos (MVF) (FLUENT, 2006). Para todas as simulações foi considerado o esquema de advecção *upwind* para tratamento dos termos advectivos, enquanto a discretização espacial para a pressão é realizada através do método PRESTO e o método GEO-RECONSTRUCTION para a fração volumétrica. Quanto ao acoplamento pressão-velocidade foi empregado o método PISO. Além disso, empregou-se os fatores de sub-relaxação para as equações da conservação da massa e quantidade de movimento de 0.3 e 0.7, respectivamente.

Todas as soluções foram realizadas usando computadores com 2 processadores Intel DualCore de 2.67 GHz de clock e 8.00 Gb de memória RAM. Para reduzir o tempo de processamento das simulações foi empregada a biblioteca de passagem de mensagens - MPI (do inglês: *Message Passing Interface*) disponibilizada pelo software FLUENT (FLUENT, 2006). O tempo de cada simulação do primeiro estudo foi de aproximadamente 18 horas.

A Teoria Construtal, tem sido usada para explicar deterministicamente a geração da forma de estruturas de fluxo na natureza, tais como: bacias hidrográficas, pulmões, circulação atmosférica, formas de animais, tecidos vascularizados, entre outros, com base em um princípio evolutivo de fluxo no tempo. Este princípio é a Lei Construtal do Design e Evolução: "Para um sistema de dimensões finitas, onde existe escoamento, persistir no tempo (sobreviver) ele deve evoluir de uma maneira que propicie o mais fácil acesso possível às correntes que escoam através dele" (Bejan e Lorente, 2004). Este princípio é utilizado para desenvolvimento de projetos novos em diversas áreas, entre outras, eletrônica e células de combustível (Bejan e Lorente, 2006). A lei Construtal é aplicada através do método Design Construtal. Neste trabalho, utilizou-se o Design Construtal associado à busca exaustiva, com o objetivo de otimizar a geometria da rampa de um dispositivo do tipo galgamento visando maximizar a vazão mássica de água que entra no reservatório

3. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

Este trabalho apresenta um estudo sobre o dispositivo do tipo de galgamento, utilizado para conversão da energia das ondas do mar em energia elétrica, com domínio computacional tridimensional em escala real. Domínio este que consiste em um dispositivo do tipo galgamento situado no centro de um tanque de ondas. Além disso, foi considerado que o escoamento é transiente e ocorre no regime laminar. O movimento da onda foi gerado através da imposição de um campo de velocidades na entrada do tanque de ondas através da utilização de uma Função Definida pelo Usuário (UDF – do inglês: *User Defined Function*), ou seja, as componentes da velocidade na direção x e z são condições de contorno definidas pelo usuário e a componente da velocidade na direção y é mantida constante.

Assim, as condições de contorno de velocidade impostas na superfície de entrada do tanque de ondas são descritas através da Teoria de Stokes de 2ª ordem e podem ser observadas nas Eqs. (7) e Eq. (8).

$$u = \frac{H}{2}gk\frac{\cosh\left(kh+kz\right)}{\omega\cosh\left(kh\right)}\cos\left(kx-\omega t\right) + \frac{3}{8}\left(\frac{H}{2}\right)^2\omega k\frac{\cosh 2k\left(h+z\right)}{senh^4\left(kh\right)}\cos 2\left(kx-\omega t\right) \tag{7}$$

$$w = \frac{H}{2} gk \frac{senh\left(kh + kz\right)}{\omega \cosh\left(kh\right)} sen\left(kx - \omega t\right) + \frac{3}{8}\left(\frac{H}{2}\right)^2 \omega k \frac{senh2k\left(h + z\right)}{senh^4\left(kh\right)} sen2\left(kx - \omega t\right) \quad (8)$$

A análise consiste em encontrar a solução do escoamento de uma mistura de ar e água para diversas geometrias de rampa. Como citado anteriormente, quanto às condições de contorno na entrada do tanque de ondas, tem-se uma velocidade de entrada gerada pela imposição de um campo de velocidades. Com relação às outras condições de contorno, a região superior da superfície esquerda do tanque de ondas, bem como a superfície superior deste, possuem pressão atmosférica (superfícies tracejadas na Fig. 2 (a)). Nas outras superfícies do tanque (superfície inferior e direita) e nas superfícies do dispositivo de galgamento, as velocidades são nulas, ou seja, foi adotada a condição de contorno de não deslizamento ou impermeabilidade. No que tange às condições iniciais, considera-se que o fluido está em repouso.

Para realização deste, foram utilizadas as seguintes recomendações de Goulart, 2014 (vide Fig 2(a)): características do tanque de ondas e do dispositivo de galgamento: comprimento do tanque de ondas L_T = 327 m, altura do tanque de ondas H_T = 20 m, H_T/ L_T = 0.0612, largura da rampa do dispositivo de galgamento L_1 = 21.6931 m, altura da rampa do dispositivo de galgamento H_1 = 3.3756 m, $(H_1/L_1)_o$ = 0.34, comprimento do reservatório do dispositivo de galgamento L_R = 20 m, submersão do dispositivo de galgamento S_o = 3.5 m. E, as características da onda: período T = 7.5 s, comprimento da onda λ = 65.4 m, altura da onda H = 1.0 m e profundidade do tanque h =10.0 m Para construção de um modelo numérico tridimensional, necessitamos trabalhar com a terceira dimensão *z*, perpendicular ao plano da figura. Para tal, recorreu-se então, ao estudo de Beels et al., 2010, para obtenção de uma recomendação quanto à largura (terceira dimensão) do dispositivo e, também, do tanque de ondas (vide Fig. 2 (b)): largura do tanque de ondas, L_t = 100 m e largura do dispositivo de galgamento, L_D = 27.7955 m.

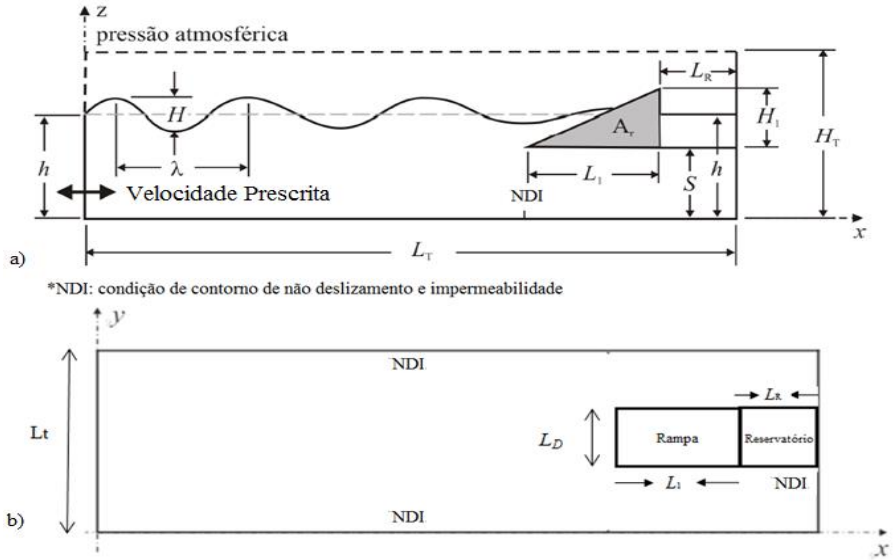


Figura 2. Domínio computacional de um dispositivo de galgamento em escala real: (a) vista lateral (adaptado de Goulart, 2014) e (b) vista superior.

No âmbito do Design Construtal a otimização do problema está sujeita a duas restrições, ou seja, a restrição da área total do tanque de ondas:

$$A = H_T L_T \quad (9)$$

e a restrição da área da rampa:

$$A_r = \frac{\left(B + b\right) L_r}{2} \quad (10)$$

onde *B* é a base inferior do trapézio formado pela rampa, *b* é a base superior do trapézio formado pela rampa e L_r é a altura ou distância entre as bases do trapézio (mantida constante).

Na Figura 3 é possível observar as formas que a geometria do dispositivo recebe conforme as variações de *b/B*. Vale destacar que as geometrias apresentadas elucidam a transformação sofrida pela geometria ao longo do processo de otimização geométrica. A rampa sofre variação no tamanho de suas bases, fazendo com que o restante do dispositivo sofra variações de modo a se adaptar ao tamanho das bases.

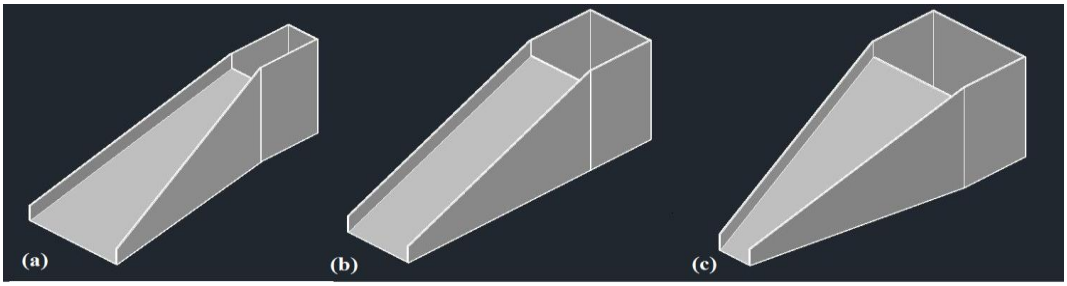


Figura 3. Ilustração das variações sofridas pela geometria do dispositivo de galgamento ao longo do processo de otimização geométrica: (a) $b/B < 1$; (b) $b/B = 1$, (c) $b/B > 1$.

Quanto ao domínio computacional, subdividiu-se em duas regiões. A primeira região é constituída por um volume localizado à montante e na parte superior do tanque de ondas, onde foi empregada uma malha regular constituída por hexaedros de dimensão $\Delta x = 1.00$ m. A segunda região é o volume onde se encontra o dispositivo de galgamento, onde empregou-se uma malha tetraédrica com a mesma dimensão empregada na outra região. Computando os volumes empregados em ambas as regiões do domínio computacional, empregou-se em torno de 1100000 elementos de malha. Esta divisão objetivou a obtenção de uma malha com maior refinamento na região do dispositivo, onde os gradientes de velocidades são mais intensos. Para a discretização temporal empregou-se um passo de tempo de $\Delta t = 0.05$ s. O tempo total de simulação foi de $t = 100.00$ s.

4. RESULTADOS

Conforme mencionado anteriormente, este problema também consiste em encontrar numericamente a solução para várias geometrias do dispositivo de galgamento (rampa e reservatório) inserido em um tanque de ondas regulares, em escala real. Vale destacar que uma verificação deste estudo é apresentada em Machado, 2012. O objetivo é encontrar o valor da geometria *b/B* (razão entre a base superior e a base inferior da rampa do dispositivo) que maximiza a massa de água no reservatório. Foram mantidos constantes os graus de liberdade estudados por Goulart, 2014: $(H_1/L_1)_o = 0.34$ e $S_o = 3.5$ m. A área total do tanque de ondas, Eq. 9, e a área da rampa do dispositivo de galgamento, Eq. 10, também foram mantidas constantes e são as restrições geométricas do problema. Em suma, o processo de otimização numérica consiste na simulação de diversas geometrias com diferentes razões de *b*/*B*.

A fim de comparar o desempenho dos doze casos simulados, realizou-se o somatório de toda a massa que entra no reservatório ao longo dos 100.00 s de simulação para cada caso. A Figura 4 apresenta o efeito da razão *b/B* sobre a quantidade total de massa de água que entra no reservatório ao longo do tempo. É de fácil observação que há uma razão, $(b/B)_o = 0.38$, que maximiza a massa de água que entra no reservatório ao longo do tempo. A quantidade de massa de água máxima para este caso foi de aproximadamente $m_m = 115915$ kg. Em todos os casos simulados ocorreu galgamento e o caso com menor quantidade de água galgada foi $b/B = 3.00$, onde a quantidade total de água encontrada no reservatório do dispositivo de galgamento ao final dos 100.00 s de simulação foi de aproximadamente $m = 2346$ kg. Observa-se também que, com exceção do caso ótimo $(b/B)_o = 0.38$, a massa total de água galgada é inversamente proporcional ao grau de liberdade estudado, ou seja, a razão *b/B*. Observa-se que a curva se acentua especialmente para os valores da razão *b/B* maiores que 1, casos em que a vazão mássica tem decrescimento de aproximadamente 50% entre cada caso. Veja o exemplo: para o caso onde $b/B = 1.00$, a massa total é aproximadamente 75102 kg, enquanto que, para a razão $b/B = 1.22$, a massa total é aproximadamente 37551 kg.

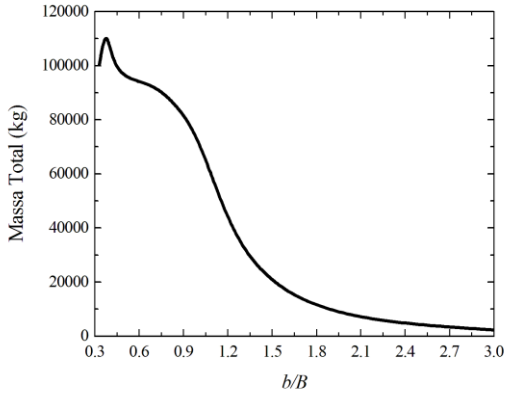


Figura 4: Vazão mássica total em função da razão *b/B*.

Observa-se, então, a vazão mássica (kg/s) que entra no reservatório do dispositivo de galgamento ao longo dos 100 s simulados para o caso com maior ocorrência do galgamento $(b/B)_o$ = 0.38, para o caso que ocorreu uma menor vazão mássica *b/B* = 3.00, ou seja, aquele que apresenta menor quantidade de água galgada e para *b/B* = 1.00, relação onde a rampa é considerada "reta", ou seja, o grau de liberdade onde não há influência do ângulo de abertura da rampa . Na Fig. 5 é possível avaliar o efeito da influência da razão *b/B* sobre a quantidade de água que galgou a rampa. Em todos os casos analisados, observa-se a ocorrência de galgamento. Na Fig. 5 também fica evidente que a razão *b/B* = 3.00 conduz aos piores resultados. Pode ser visualizado que, a partir de aproximadamente *t* = 45 s começa a ocorrer galgamento para o caso ótimo $(b/B)_o$ = 0.38, enquanto que, para os demais casos, a ocorrência de galgamento se dá a partir de aproximadamente *t* = 50 s. Após este instante de tempo, os casos apresentam um comportamento de descargas de galgamento periódico, comportamento este, também observado em Machado, 2012, Goulart, 2014, Dos Santos, 2014, entre outros. Estes casos apresentam uma periodicidade de *t* = 7.5 s, ou seja, ocorre o pico de galgamento a cada período de onda. Para o caso com menor descarga de galgamento, *b/B* = 3.00, esta visualização ficou comprometida devido ao pouco volume de água apresentado nas descargas de galgamento. É de fácil visualização que o caso ótimo, $(b/B)_o$ = 0.38, apresenta picos de galgamento mais elevados que os outros dois casos apresentados (*b/B* = 1.00 e *b/B* = 3.00). Porém, curiosamente, no instante de tempo de aproximadamente *t* = 97 s (sétimo pico de galgamento apresentado) o caso de razão *b/B* = 1.00 apresenta um pico de galgamento maior.

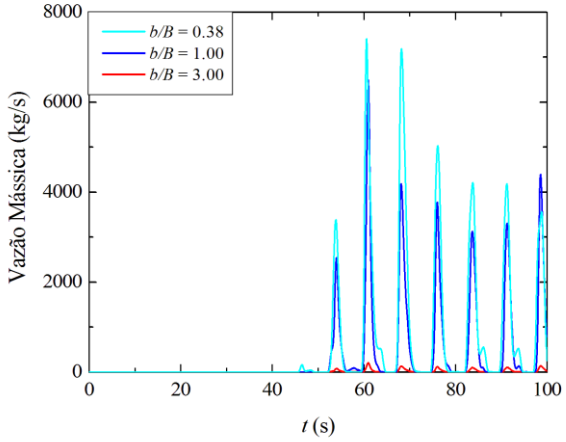


Figura 5: Vazão mássica instantânea em função do tempo para alguns casos simulados ($(b/B)_o$ = 0.38, *b/B* = 1.00 e *b/B* = 3.00).

Verifica-se, ainda, as topologias das fases para o caso ótimo e também, para o caso com pior desempenho, $(b/B)_o$ = 0.38 e *b/B* = 3.00, respectivamente. A Figura 6 apresenta o comportamento transiente de uma onda gerada numericamente em um tanque de ondas sobre a rampa de um dispositivo de galgamento para o caso de razão ótimo, $(b/B)_o$ = 0.38. Destaca-se que estas topologias do comportamento da onda foram obtidas considerando um plano x-z localizado na metade do tanque de ondas (*y* = 50 m). A água é representada pela cor vermelha, enquanto o ar representado pela cor azul. As topologias das fases em função do tempo foram obtidas para os instantes de tempo *t* = 10.00 s, 20.00 s, 30.00 s e 40.00 s, 50.00 s, 60.00 s, 70.00 s, 80.00 s, 90.00 s, 100.00 s representados,

respectivamente, pelas Fig. 6 (a) – 6 (j). Para os instantes de tempo iniciais, Fig. 6 (a) – 6 (c) há a formação das primeiras ondas devido à imposição do campo de velocidades na superfície de entrada do tanque de ondas, porém ainda não foi gerado um número suficiente de ondas para incidir no dispositivo de galgamento. No instante t = 40.00 s, observa-se que a onda ainda não conseguiu ultrapassar a rampa e permitir a entrada de água no reservatório. Em t = 50.00 s nota-se uma pequena quantidade de água descarregada no reservatório do dispositivo de galgamento, ou seja, a onda conseguiu superar a resistência imposta ao escoamento pela rampa. Além disso, pode ser vista a massa de água coletada no interior do reservatório, o que não havia sido observado nas topologias para os instantes de tempo anteriores (Fig. 6 (a) – (d)). Para t = 60.00 s e 70.00 s (Fig. 6 (f) – (g)) observa-se a ocorrência do fenômeno de galgamento e um aumento na massa de água presente no reservatório do dispositivo. Assim como nas Fig. 6 (h) – (i), onde a massa de água no reservatório do dispositivo aumenta a cada ocorrência do fenômeno de galgamento. No instante final de simulação, t = 100.00 s, observa-se uma ampla massa de água no reservatório do dispositivo de galgamento. Destaca-se que, diferentemente dos estudos realizados anteriormente, as topologias das fases não acusaram o fenômeno de reflexão, nem o fenômeno de quebra da onda causado pelo dispositivo de galgamento neste estudo, fenômenos estes que levavam a uma redução significativa da quantidade de água que entra no reservatório. Dessa forma, este estudo concorda com os resultados encontrados em Goulart (2014), onde a modificação do posicionamento do dispositivo no tanque de ondas conduz ao melhor desempenho do dispositivo, ou seja, a geometria da rampa se adapta ao afundamento do dispositivo.

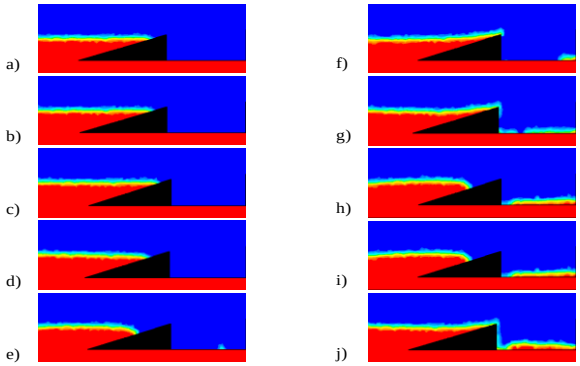


Figura 6: Comportamento transiente do escoamento de ondas sobre o dispositivo de galgamento do caso de razão $(b/B)_o$ = 0.38 para os seguintes instantes de tempo: a) t = 10.00 s; b) t = 20.00 s; c) t = 30.00 s; d) t = 40.00 s; e) t = 50.00 s; f) t = 60.00 s; g) t = 70.00 s; h) t = 80.00 s; i) t = 90.00 s; j) t = 100.00 s.

Na Figura 7 é apresentado o comportamento transiente das ondas sobre o dispositivo para o caso de razão b/B = 3.00, caso com menor ocorrência de galgamento. Neste caso, são avaliados os mesmos instantes de tempo do caso anterior, permitindo uma comparação qualitativa entre os dois casos apresentados até o presente momento. Para os primeiros três passos de tempo apresentados, t = 10.00 s, 20.00 s e 30.00 s (Fig. 7 (a) – (c)), da mesma forma que para o caso anterior, não houve galgamento. A diferença, para este caso, é que nos instantes seguintes t = 40.00 s e 50.00 s ainda não havia ocorrência de galgamento e também, nota-se uma menor quantidade de água na região da rampa, indicando que o galgamento que ocorrerá nos instantes seguintes conduzirá uma menor quantidade de água para dentro do reservatório em comparação com o caso de razão b/B = 0.38. Para este caso o galgamento ocorreu após t = 50.00 s, ou seja, é possível observar que o fenômeno de galgamento foi retardado devido à influência da geometria da rampa. Posteriormente, para t = 60.00 s (Fig. 7 (f)), a onda é capaz de vencer a resistência ao escoamento e consegue galgar a rampa. Porém, apresenta uma pequena quantidade de água no interior do reservatório, o que não foi observado para os casos anteriores. A ocorrência de galgamento é observada para os demais instantes de tempo (t = 70.00 s, 80.00 s, 90.00 s e 100.00 s) (Fig. 7 (g) – (j)) devido ao aumento da massa de água incidente no reservatório do dispositivo. Mas, especialmente para os instantes de tempo t = 70.00 s e 100.00 s, este fenômeno fica evidenciado através das imagens (Fig. 7 (g) e Fig. 7 (j)), comportamento este, semelhante ao ocorrido no caso ótimo e, devido ao fato das descargas de galgamento ocorrerem de maneira cíclica para os casos apresentados na Fig. 7.9. Com a análise da Fig. 7, é evidente que este caso apresenta menor ocorrência de galgamento quando comparado ao caso anterior ($(b/B)_o$ = 0.38).

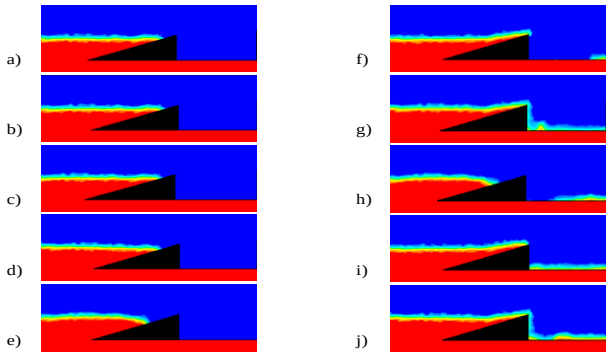


Figura 7: Comportamento transiente do escoamento de ondas sobre o dispositivo de galgamento do caso de razão b/B = 3.00 para os seguintes instantes de tempo: a) t = 10.00 s; b) t = 20.00 s; c) t = 30.00 s; d) t = 40.00 s; e) t = 50.00 s; f) t = 60.00 s; g) t = 70.00 s; h) t = 80.00 s; i) t = 90.00 s; j) t = 100.00 s.

A comparação entre as topologias das fases para os dois casos apresentados indica que a menor razão de b/B conduz a uma maior a quantidade de água que entra no reservatório do dispositivo de galgamento. Conclui-se, também, que o Design Construtal, aliado a busca exaustiva, permitiu a determinação da geometria que conduz a um aumento significativo no desempenho do dispositivo. Por exemplo, a quantidade de galgamento de água para a geometria ideal ($(b/B)_o$ = 0.38) é aproximadamente 49 vezes maior do que a observada para a relação b/B = 3.00, o caso com a quantidade mínima de vazão mássica entre os casos simulados neste estudo. Estes resultados enfatizam a importância da geometria no desempenho dos sistemas onde há escoamento.

5. CONCLUSÃO

No presente trabalho realizou-se um estudo numérico de análise e otimização objetivando avaliar as geometrias que conduzem a um melhor desempenho de um dispositivo de galgamento. Para tal estudo foi resolvido um escoamento transiente de uma mistura ar-água no regime laminar. A solução numérica das equações de conservação da massa e quantidade de movimento foi obtida através do Método de Volumes Finitos. O método *Volume of Fluid* (VOF) foi empregado para o tratamento da interação entre as fases ar e água, permitindo a geração de ondas regulares em um tanque de ondas e sua interação com o dispositivo de galgamento.

Neste estudo, avaliou-se, através de um modelo numérico tridimensional, a influência da forma da rampa do dispositivo de galgamento *onshore* em escala real. Para tal empregou-se o Método Design Construtal aliado a busca exaustiva. Os resultados mostraram que a geometria ótima foi obtida para $(b/B)_o$ = 0.38. Vale ainda destacar que os extremos superiores da relação b/B conduziram ao pior desempenho. A quantidade de galgamento de água para a geometria ideal ($(b/B)_o$ = 0.38) é aproximadamente 49 vezes maior do que a observada para a relação b/B = 3.00, o caso com a quantidade mínima de vazão mássica entre os doze casos simulados neste estudo.

Recomendações teóricas sobre formas geométricas ótimas, que permitem o melhor aproveitamento da energia contida na onda incidente ao dispositivo, foram obtidas com a utilização do Design Construtal aliado ao processo de busca exaustiva. Ou seja, comprovou-se a eficiência deste método para a otimização de dispositivos do tipo galgamento utilizados na conversão de energia contida nas ondas do mar em energia elétrica.

Destaca-se a contribuição do presente trabalho para o estado da arte de dispositivos de galgamento, tendo em vista que não foram encontradas bibliografias a respeito estudos tridimensionais do mesmo.Enfatiza-se também que este estudo contribui para bibliografia pelo fato do grau de liberdade investigado restringir-se a estudos de domínios computacionais complexos, ou seja, a razão b/B só pode ser avaliada em um estudo tridimensional. De uma forma geral, os resultados encontrados foram promissores e encorajam a realização de novas pesquisas nesta área.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Assis, L. E. “Avaliação e Aproveitamento da Energia de Ondas Oceânicas no Litoral do Rio Grande do Sul”, Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil, 2010.

Barbosa, D.; Dos Santos, D. ; Goulart, M. ; Souza, J. ; Carvalho, O.; Dos Santos, E.; Isoldi, L. “Numerical Simulation and Solution Verification of an Overtopping Wave Energy Converter.” In: XXXVI Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, Rio de Janeiro. v. 1, 2015.

Beels C., Troch, P., Visch, K. D., Kofoed, J. P. and Backer, G. D. "Application of time-dependent mild slope equations for the simulation of wake effects in the lee of a farm of Wave Dragon wave energy converters", Renew. Energ.35: 1644 ~1661. 2010.

Bejan, A. and Lorente, S., “The constructal law and the thermodynamics of flow systems with configuration”, Int. J. Heat Mass Transfer 47, 2004.

Bejan, A. and Lorente, S., “Theory of generation of configuration in nature and engineering”, J. Appl. Phys.100, 2006.

Bejan, A., Lorente and Lee, J.,“Unifying constructal theory of tree roots, canopies and florests”.J. Theor. Biol., 2008.

Cruz, J.; Sarmento, A. “Energia das Ondas – Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais.”Instituto do Ambiente, 2004.

Dos Santos, E. D. ; Machado, B. N. ; Zanella, M. M. ; Gomes, M. N. ; Souza, J. A. ; Isoldi, L. A. ; Rocha, L. A. O. "Numerical Study Of The Effect Of The Relative Depth On The Overtopping Wave Energy Converters According To Constructal Design". Defect And Diffusion Forum, v. 348, p. 232-244, 2014.

Falcão, A. F. O. “Wave energy utilization: A review of the technologies”, Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 14, p. 899-918, 2010.

Garcia, F.H. “Análise Experimental e Simulação de Sistemas Híbridos Eólico-fotovoltáico”. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2004.

Gomes, M. N. “Modelagem Computacional de um Dispositivo Coluna d’ água Oscilante para Conversão da Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica.” Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande – RS, 2010.

Goulart, M. M. “Estudo Numérico da Geometria de um Dispositivo de Galgamento O*nshore* em Escala Real Empregando *Constructal Design*”. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande, 2014.

Goulart, M. M.; Martins, J. C.; Acunha, I. C.; Gomes, M. N.; Souza, J. A.; Rocha, L. A. O.; Isoldi, L. A.; Dos Santos, E. D. “Constructal design of an onshore overtopping device in real scale for two different depths.” Marine Systems & Ocean Technology, v. 10, p. 120-129, 2015.

Iahnke, S. L. P. “Estado da Arte e Desenvolvimento de um Modelo de Simulação Numérica para o Princípio de Galgamento”, Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande – RS, 2010.

Ling, L.; Yongcan, C.; Yuliang, L. “Volume of Fluid (VOF) Method for Curved Free Surface Water Flow in Shallow Open Channel”. Department of Hydraulic Engineering, Tsinghua University, Beijing, China, 2001.

Lv, X., Zou, Q.; Reeve, D. “Numerical simulation of overflow at vertical weirs using a hybrid level set/VOF method”, Adv. Water Resour. 34: 1320~1334. 2011.

Machado, B.N., Zanella, M. M., Lopes, N. da R., Gomes, M. N., Isoldi, L. A., Dos Santos, E. D. “Simulação Numérica de um Dispositivo de Galgamento Tridimensional para Conversão de Energia das Ondas”. XIII ENPOS, Universidade Federal de Pelotas, 2011a.

Machado, B. N., Zanella, M. M., Gomes, M. N., Souza, J. A., Dos Santos, E. D., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O. “Numerical Analysis of the Ramp Shape Influence in an Overtopping Converter”, XXXII CILAMCE - Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, 2011b, Ouro Preto.

Machado, B. N., Zanella, M. M., Gomes, M. N., Teixeira, P. R. F., Isoldi, L. A., Dos Santos, E. D., Rocha, L. A. O. “Constructal Design of an Overtopping Wave Energy Converter”, Constructal Law Conference, Porto Alegre. 2011c.

Machado, B. N. "Modelagem Computacional e Otimização geométrica de um dispositivo de galgamento para a conversão da energia das ondas do mar em energia elétrica", Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande. 2012.

Martins, J. C.; Dante, V. E. B.; Goulart, M. M.; Souza, J. A.; Rocha, L. A. O.; Gomes, M. N.; Isoldi, L. A.; Dos Santos, E. D. “Constructal Design of an Onshore Overtopping Device in Real Scale for two Different Ocean Wave Periods and Different Areas of the Ramp.” In: XXXVI Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, Rio de Janeiro. v. 1, 2015(a).

Martins, J. C.; Goulart, M. M.; Souza, J. A.; Isoldi, L. A.; Dos Santos, E. D.; Gomes, M. N.; Rocha, L. A. O.. “Constructal Design of an Onshore Overtopping Device in Real Scale for Different Ramp Construction Areas”. In: 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering, Rio de Janeiro. v. 1. 2015(b).

Nørgaard, J. H.; Andersen, T. L. “Investigation of Wave Transmission from a Floating Wave Dragon”. In proceedings of the Twenty – second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference, 2012.

Relatório do WavEC. “Potencial e Estratégia de Desenvolvimento da Energia das Ondas em Portugal”. Wave Energy Centre, 2004.

Santos, A. L.; Weber, L. M.; Moreira, T. Z. T. “A Matriz Energética Brasileira a o Aproveitamento das Fontes Renováveis”, Análise Conjuntural, v. 28, n. 1-2, p. 18, 2006.

Schlichting, H. "Boundary Layer Theory 7th edn". Mc Graw-Hill, Nova York, Estados Unidos, 817 p., 1979.

Tedd, J. Kofoed, J. P. “Measurements of overtopping flow time series on the Wave Dragon”, Wave Energy Converter, Renewable Energy, v. 34, 2009.

Tolmasquim, M. “Fontes Renováveis de Energia no Brasil.” Rio de Janeiro: Interciência: CENERGIA, 2003.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

NUMERICAL ANALYSIS OF THE OSCILLATING WATER COLUMN (OWC) WAVE ENERGY CONVERTER (WEC) CONSIDERING DIFFERENT INCIDENT WAVE HEIGHT

Mateus das Neves Gomes[1], Eduardo Alves Amado[2], Elizaldo Domingues dos Santos[3], Liércio André Isoldi[4], Luiz Alberto Oliveira Rocha[5].

[1] Federal Institute of Paraná – IFPR
Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues 453, Porto Seguro, Paranaguá, PR, 83215-750, Brazil.
e-mail: mateus.gomes@ifpr.edu.br
[2,5] Federal University of Rio Grande do Sul - UFRGS
Department of Mechanical Engineering
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, 90.050-170, Brazil.
e-mail: [2]alvesamado@hotmail.com , [5]luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[3,4] Federal University of Rio Grande - FURG
Graduate Program in Ocean Engineering
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
*e-mail: [3]elizaldosantos@furg.br , [4]liercioisoldi@furg.br

ABSTRACT

The ocean wave energy conversion into electricity has been increasingly researched in the last years. There are several proposed converters, among them the Oscillating Water Column (OWC) device has been widely studied. The present paper presents a two-dimensional numerical investigation about the fluid dynamic behavior of an OWC Wave Energy Converter (WEC) into electrical energy. The main goal of this work was to numerically analyze the optimized geometric shape obtained in previous work under incident waves with different heights. To do so, the OWC geometric shape was kept constant while the incident wave height was varied. For the numerical solution it was used the Computational Fluid Dynamic (CFD) commercial code FLUENT®, based on the Finite Volume Method (FVM). The multiphasic Volume of Fluid (VOF) model was applied to tackle with the water-air interaction. The computational domain is represented by the OWC device coupled with the wave tank. This work allowed to check the influence of the incident wave height on the hydropneumatic power and the amplification factor of the OWC converter. It was possible to identify that the amplification factor increases as the wave period increases, thereby improving the OWC performance. It is worth to highlight that in the real phenomenon the incident waves on the OWC device have periods, lengths and height variables.

1. INTRODUCTION

Currently one of the greatest challenges is to supply the world energetic demand. In this context, there are several discussions about generation and consumption of electrical energy. One of the main variables to define the development indices of a country is the population's access facility to the infrastructure services, as basic sanitation, transport, telecommunications and energy (ANEEL, 2008).

The global energy consumption in 2011 was approximately 1.6×10^7 MW, which is about 60 % higher than the 1980 energy consumption (Zabihian and Fung, 2011). Moreover, the main source of energy to reach this demand is based on the consumption of fossil fuels.

Very large energy fluxes can occur in deep water sea waves. The power in the wave is proportional to the square of the amplitude and to the period of the motion. Therefore, the long period (~10 s) and large amplitude (~2 m) waves represent a considerable interest for power generation, with energy fluxes commonly averaging between 50 and 70 kW/m width of oncoming wave (Twidell and Weir, 2006).

Based on these aspects, recently the countries have been invested in the explanation of new energy sources, especially in so-called renewable energy sources. Among them, the conversion of ocean wave energy into electrical energy has been highlighted. The energy contained in oceans can have different origins, generating different classifications. No doubt, the most relevant are the ocean tidal energy (caused by interaction between the gravitational fields of sun and moon), the ocean thermal energy (direct consequence of solar radiation incidence), the ocean currents energy (originated in the gradients of temperature and salinity and tidal action) and, finally, the ocean wave energy (which is result of the wind effect over the ocean surface) (Cruz e Sarmento, 2004).

The criterion usually adopted to classify the Wave Energy Converter (WEC) devices is related with its installation distance from the coast. In accordance with this classification, the WECs are grouped in: onshore (integrated with coastal structures, facilitating the access), near-shore (devices located in depths of 8 to 20 m) and offshore (installation depths upper than 25 m) (Cruz e Sarmento, 2004).

Another possible classification is associated with the principle adopted to transform the wave energy into electricity, existing three principal groups: Oscillating Water Column (OWC), Wave Activated Bodies (WAB) and Overtopping Devices (OTD). This classification does not end the possibility of other operating principle to be able for convert the ocean wave energy, being an example the submerged plate device (Carter, 2005).

The present work presents a 2D numerical study about the operating principle of an OWC-WEC, being the main goal to analyze its fluid dynamic behavior under the incidence of ocean waves with different heights, while the period and the length of the waves were kept constants. To do so, the OWC shape was defined as the optimized geometry obtained from the study of Gomes et al. (2013).

The computational domain (OWC coupled to a wave tank) was created and discretized in GAMBIT® software, while the numerical simulations were carried out by means a computational modeling implemented in the Computational Fluid Dynamic (CFD) commercial software FLUENT®, which is based on the Finite Volume Method (FVM) (FLUENT, 2007; Versteeg and Malalasekera, 2007). The multiphase Volume of Fluid (VOF) model was employed for the treatment of water-air interaction, as already performed by: Gomes (2010), Horko (2007), Liu et al. (2008a), Liu et al. (2008b), Liu et al. (2011) and Ramalhais (2011). The wave generation was promoted by the imposition of the vertical and horizontal velocity wave components as boundary condition.

It is important to mention, that the OWC geometric optimization performed in Gomes et al. (2013) was conducted employing the Constructal Design method, which is based on the Constructal Theory developed by Adrian Bejan (Bejan, 2000; Bejan and Lorente, 2008; Bejan and Zane, 2012; Bejan and Lorente, 2013). The Constructal theory explain deterministically how the generation of shape in flow structures of nature (river basins, lungs, atmospheric circulation, animal shapes, vascularized tissues, etc) is based on an evolutionary principle of flow access in time. That principle is the Constructal law: for a flow system to persist in time (to survive), it must evolve in such way that it provides easier and easier access to the currents that flow through it (Bejan and Lorente, 2008).

2. OSCILLATING WATER COLUMN (OWC)

The OWC devices are, basically, hollow structures partially submerged, with an opening to the sea below the water free surface, as can be seen in Fig. 1. In accordance with Cruz and Sarmento (2004), the electricity generation process has two stages: when the wave reaches the structure, its internal air is forced to pass through a turbine placed in its chimney, as a direct consequence of the augmentation of pressure inside the hydropneumatic chamber; and when the wave returns to the ocean, the air again passes by the turbine, but now being sucked from the external atmosphere, due to the chamber internal pressure decreasing. So, to use these opposite air movements usually the Wells turbine is employed, which has the property of maintaining the rotation direction irrespective of the flow direction. The set turbine/generator is the responsible for the electrical energy production.

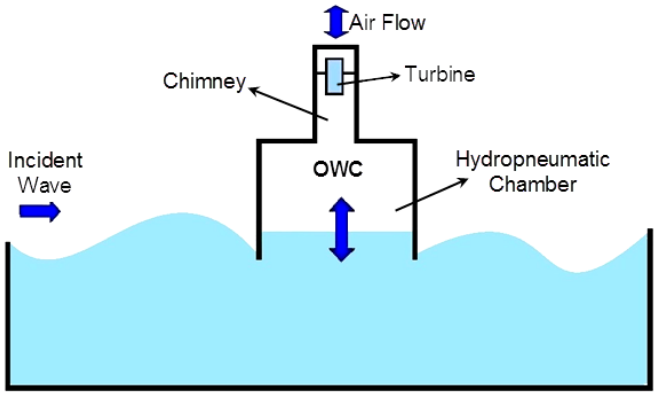


Figure 1. Oscillating Water Column (OWC) system.

3. COMPUTATIONAL DOMAIN

Based on the of the period (T), height (H) and propagation depth (h) of the wave, it is possible to define the length (L_T) and height (H_T) of the wave tank (Fig. 2). There is no a general rule to establish these dimensions, however some aspects must be taken into account. The wave propagation depth is adopted as the wave tank mean water level, i.e., the wave tank water depth (h). For the wave tank length it is necessary to consider the wave length, being recommended that the wave tank length has at least five times the wave length. Thereby, a numerical simulation without effects of wave reflection can be performed, during a satisfactory time interval and without an unnecessarily increase of the computational domain length (which would cause an increase in the computational effort and in the processing time). Regarding the wave tank height, the propagation depth and the height of the wave must be considered. So, it is possible to define the wave tank height as the propagation depth plus three times the wave height.

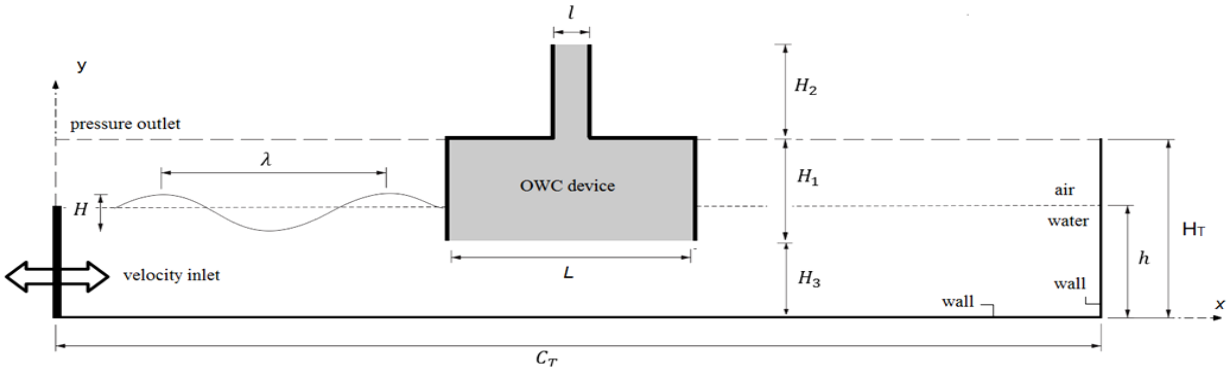


Figure 2. Schematic representation of the computational domain.

With respect to the tank height it is necessary take into account the water depth (h) and the wave height (H). It is suggested that the tank height must be equal to the value of water depth plus three times the value of wave height. Therefore all the characteristic dimensions of the problem are presented in Tab. 1.

Table 1. Characteristic dimensions of the incident waves and the wave tank.

Characteristic Dimensions	Values
Wave period (T)	5.0 s
Wave height (H)	variable
Wave length (λ)	37.6 m
Wave propagation depth (h)	10.0 m
Wave tank length (L_T)	188.0 m
Wave tank height (H_T)	13.0 m

Besides, as already mentioned, the hydropneumatic chamber length (L) and height (H_1), chimney outlet length (l) and its height (H_2), and the submergence depth (H_3) of the device were defined in agreement with the best OWC shape proposed by Gomes *et al*. (2013), being these values given by: L = 16.7097 m, H_1 = 2.2501 m, l = 2.3176 m, H_2 = 6.9529 m and H_3=9.5 m.

3.1. Boundary Conditions

As can be observed in Fig. 2, the wave maker is placed in the left side of the wave tank. For the regular wave generation it was employed the called Function Methodology (Gomes *et al*., 2009). This methodology consists of applying the horizontal (u) and vertical (w) components of wave velocity as boundary conditions (prescribed velocity inlet) of the computational model, by means an User Defined Function (UDF) in the FLUENT® software. These velocity components vary as functions of space and time and are based on the Stokes 2nd order theory. So these wave velocity components are given by (Dean and Dalrymple, 1991):

$$u = Agk\frac{\cosh(kz+kh)}{\omega\cosh(kh)}\cos(kx-\omega t)+A^2\omega k\frac{\cosh 2k(k+z)}{sen^4(kh)}\cos 2(kx-\omega t) \quad (1)$$

$$w = Agk\frac{senh\,(kz+kh)}{\omega senh\,(kh)}sen(kx-\omega t)+A^2\omega k\frac{senh\,2k(k+z)}{\cos^4(kh)}sen\,2(kx-\omega t) \quad (2)$$

where: H is the wave height (m); g is the gravitational acceleration (m/s^2); λ is the wave length (m); k is the wave number, given by $k = 2\,\pi/\lambda$ (m^{-1}); h is the depth (m); T is the wave period (s); ω is the frequency, given by $\omega = 2\pi/T$ (rad/s); x is the streamwise coordinate (m); t is the time (s); and z is the normal coordinate (m).

Concerning the other boundary conditions, in the upper surfaces of wave tank and chimney and above the wave maker (dashed line in Fig. 2) it was considered the atmospheric pressure (pressure outlet). In the bottom and right side of computational domain a no slip and impermeability conditions (wall) were adopted.

3.2 Mesh

In all numerical simulations the mesh follows a pattern where a special refinement is employed in some specific regions of the computational domain. As can be observed in Fig. 3, in the vertical direction the wave tank is divided in three regions nominated A, B and C. In the water free surface region (B region) it is adopted a refinement with 40 volumes in z direction (interval size equivalent to H/20) and with 250 volumes in the x direction (interval size equivalent to λ/50). Furthermore 10 and 90 volumes are used in z direction for the spatial discretization of A and C regions, respectively, in accordance with Barreiro (2009) and Gomes *et al*. (2012). To complete the computational domain mesh, squares with 0.1 m were used in the OWC discretization (region E).

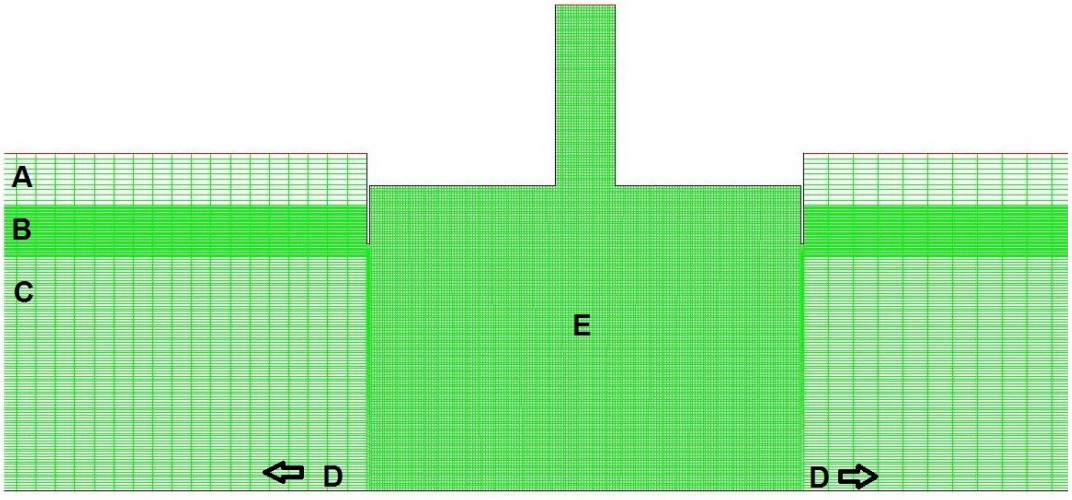


Figure 3. A, B ,C, D, and E regions used in the computational domain discretization.

4. MATHEMATICAL AND NUMERICAL MODELS

The analysis consists in finding the solution of a water-air mixture flow. For this, the conservation equations of mass, momentum and one equation for the transport of volumetric fraction are solved with the Finite Volume Method (FVM) (Patankar, 1980; Versteeg *et al*., 2007).

The conservation equation of mass for an isothermal, laminar and incompressible flow with two phases (air and water) is the following:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \tag{3}$$

where ρ is the mixture density (kg/m³) and $\vec{v}$ is the velocity vector of the flow (m/s).

The conservation equation of momentum is:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \left(\bar{\bar{\tau}} \right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{4}$$

where p is the pressure (N/m²), $\rho \vec{g}$ and $\vec{F}$ are buoyancy and external body forces (N/m³), respectively, and $\bar{\bar{\tau}}$ is the deformation rate tensor (N/m²), which, for a Newtonian fluid, is given by:

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{\,T} \right) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right] \tag{5}$$

where μ is the dynamic viscosity (kg/m·s), I is a unitary tensor and second right-hand-side term is concerned with the deviatoric tension (N/m²).

In order to deal with the air and water mixture flow and to evaluate its interaction with the device, the Volume of Fluid (VOF) method is employed. The VOF is a multiphase model used for fluid flows with two or more phases. In this model, the phases are immiscible, that is, the volume of one phase cannot be occupied by another phase (Hirt and Nichols, 1981; LV *et al*., 2011).

In the simulations of this study, two different phases are considered: air and water. Therefore, the volume fraction concept (α_q) is used to represent both phases inside one control volume. In this model, the volume fractions are assumed to be continuous in space and time and the sum of volume fractions, inside a control volume, is always unitary, i.e., $0 \leq \alpha_q \leq 1$. Consequently, if $\alpha_{water} = 0$ the cell is empty of water and full of air ($\alpha_{air} = 1$) and if the fluid has a mixture of air and water, one phase is the complement of the other, that is $\alpha_{air} = 1 - \alpha_{water}$. Thus, an additional transport equation for one of the volume fractions is required:

$$\frac{\partial (\rho \alpha_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \alpha_q \vec{v}) = 0 \tag{6}$$

It is worth mentioning that the conservation equations of mass and momentum are solved for the mixture. Therefore, it is necessary to obtain values of density and viscosity for the mixture, which can be written by:

$$\rho = \alpha_{water} \rho_{water} + \alpha_{air} \rho_{air} \tag{7}$$

$$\mu = \alpha_{water} \mu_{water} + \alpha_{air} \mu_{air} \tag{8}$$

Computational modeling using the VOF method has been largely employed to numerically simulate the WECs. Validations and verifications of these methodologies can be found in Horko (2007), Liu *et al*. (2008a), Liu *et al*. (2008b), Gomes *et al*. (2009), Gomes (2010), Ramalhais (2011), Liu *et al*. (2011) and Gomes *et al*. (2012).

In the present work, the solver is pressure-based and all simulations were performed by upwind and PRESTO for spatial discretizations of momentum and pressure, respectively. The velocity-pressure coupling is performed by the PISO method, while the GEO-RECONSTRUCTION method is employed to tackle with the volumetric fraction. Moreover, under-relaxation factors of 0.3 and 0.7 are imposed for the conservation equations of continuity and momentum, respectively. All numerical simulations were carried out in a computer AMD Athlon 2 Core with 3.0Gb of RAM. To reduce the simulation time the parallel processing technique was adopted (FLUENT, 2006).

5. RESULTS AND DISCUSSION

The computational model verification was performed comparing the transient water free surface elevation numerically obtained, in a specific position, with the respective analytical solution, which is defined by (Dean and Darlymple, 1991):

$$\eta = A\cos\left(kx-\omega t\right)+\frac{A^2k\,\cosh\left(kh\right)}{4\,senh^3\left(kh\right)}\left[2+\cosh\left(2kh\right)\right]\cos 2\left(kx-\omega t\right) \tag{9}$$

where: A is the wave amplitude (m), given by $H/2$.

In Fig. 4 one can observe the qualitative behavior of the wave propagation, showing a good agreement between the numerical and analytical solutions. During the interval time of 15 s ≤ t ≤ 30 s, after the stabilization of the numerical wave, the maximal difference encountered was 5.00 %, verifying the computational model for the wave generation.

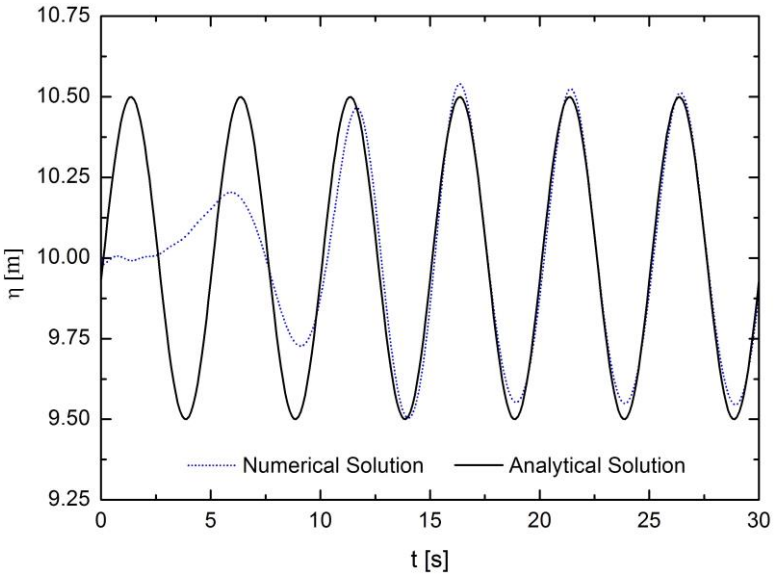


Figure 4. Water free surface elevation in x = 50 m with time step of $T/500$.

Two variables were evaluated in order to evaluate the fluid dynamic behavior of the OWC: the amplification factor and the hydropneumatic power. So, using the verified computational model eleven numerical simulations were developed aiming to analyze the influence of incident waves with different heights (H = 0.50, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50, 1.75, 2.00, 2.25, 2.50, 2.75, and 3.0 m) on these variables.

The amplification factor (Hm/H) is defined by the ratio between the average height of the water free surface inside the OWC hydropneumatic chamber (Hm) and the height of the incident wave (H). In a practical point of view, the amplification factor allows to quantify the piston effect caused by the incidence of the waves over the OWC WEC (Ramalhais, 2011).

In turn, the available hydropneumatic power in an OWC WEC can be defined as (Dizadji and Sajadian, 2011):

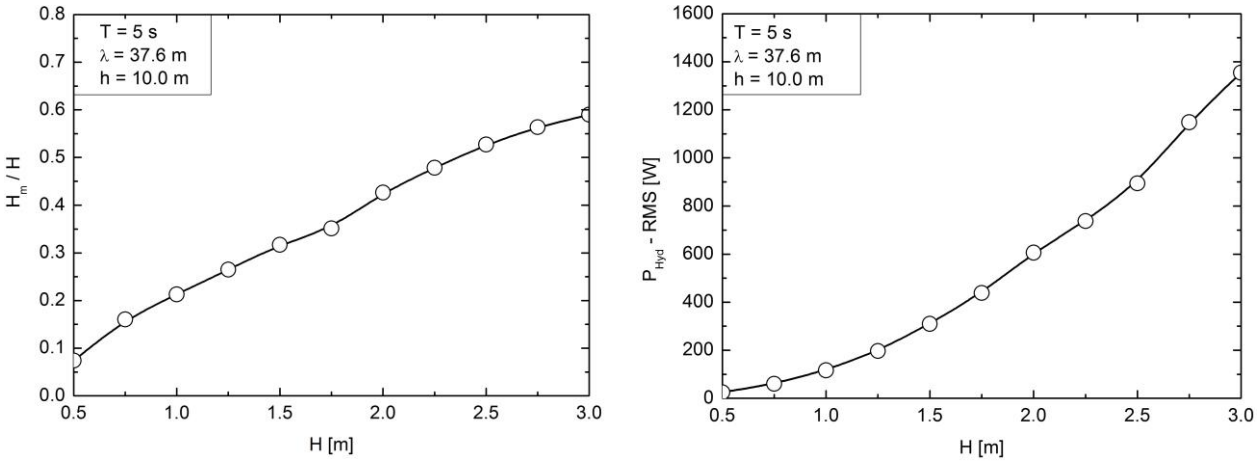
$$P_{Hyd} = \left(P_{air} + \frac{\rho_{air}\left(\dot{m}/A_c\rho_{air}\right)^2}{2} \right)\frac{\dot{m}}{\rho_{air}} \tag{10}$$

where: P_{air} is the static pressure in the OWC chimney (Pa), ρ_{air} is the air density (kg/m^3), $\dot{m}$ is the air mass flow rate crossing the chimney (kg/s), and A_c is the cross sectional area of the chimney.

It is important to highlight that the amplification factor and the available hydropneumatic power were calculated as average values. To do so, the Root Mean Square (RSM) statistical technique which is indicated for varying quantities was adopted, being given by (Marjani *et al*., 2006):

$$X = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T x^2\, dt} \tag{11}$$

In Fig. 5(a) it is possible to observe how the amplification factor is affected by the variation of the height of the incident waves, while in Fig. 5(b) it is showed the influence suffered by the available hydropneumatic power of the OWC in virtue of the different heights of simulated waves.



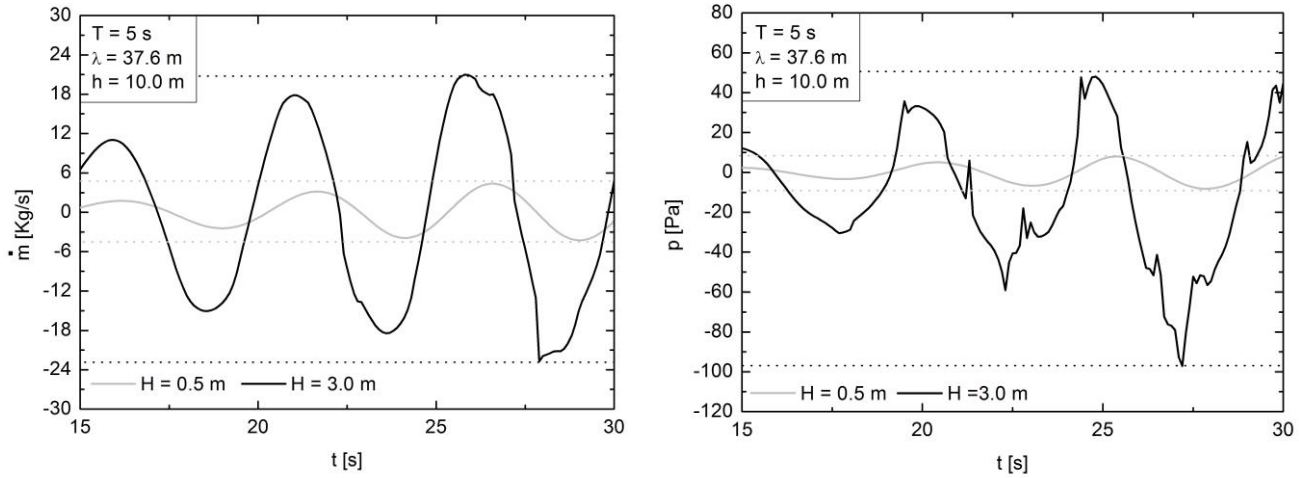
(a) (b)

Figure 5. Influence of the *H* variation on the: (a) amplification factor, and (b) RMS average hidropneumatic power.

From Fig. 5 one can note that the increase of the incident wave heights promotes an improvement of the amplification factor, as well as, of the hydropneumatic power. In addition, one can observe that there is an almost linear relationship between the wave height variation and the amplification factor (Fig.5(a)). The same trend it is observed between the wave height variation and the respective available OWC power (Fig. 5(b)).

It is possible to affirm that when the amplification factor increases the water oscillation of the column inside the hydropneumatic chamber of the OWC also increases, causing an augmentation of the pressure and of the mass flow rate of air. Hence, considering Eq. (10), is explained why the available power of the OWC is improved with the incident wave height increase.

This fact can be verified in Fig. 6(a), where the transient behavior of the air mass flow rate of the OWC is presented, and in Fig. 6(b), where the transient variation of the pressure inside the OWC hydropneumatic chamber is showed, for two specific incident waves: H = 0.50 m and H = 3.00 m.



(a) (b)

Figure 6. OWC transient behavior for: (a) air mass flow rate, and (b) hydropneumatic chamber pressure.

Figure 6 makes clear that the increase of the *H* value promotes a significant increase both in OWC air mass flow rate as in the pressure inside the OWC chamber. Therefore, these results are relevant for the optimized design of the turbine, which is a fundamental part of the process to convert the ocean wave energy into electrical energy.

6. CONCLUSIONS

In the present work it was performed a numerical study aiming to evaluate the influence of the height of the incident waves in the amplification factor and in the hydropneumatic chamber of an OWC WEC. To do so, numerical simulations were carried out considering the device coupled with a wave tank where waves in real scale with different height values were generated. The geometric configuration of the OWC device was defined based on the optimized shape obtained in Gomes *et al*. (2013).

The results indicates that the amplification factor and the available hydropneumatic power are directly proportional to the height of the incident waves on the OWC. In both cases an almost linear relationship was observed for both quantities due to the wave height variation.

As the waves in the ocean are not regulars, the results obtained in this work contribute to the better understand about the OWC behavior and can be used to design an optimized turbine for the this device.

7. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors E. D. dos Santos, L. A. Isoldi and L. A. O. Rocha thank CNPq for research grant and financial support. All authors tanks CNPq for financial support.

8. REFERENCES

Aneel, 2008, “Atlas de Energia Elétrica no Brasil”, Agência Nacional de Energia Elétrica. 3ª edição, Brasília.

Bejan, A., 2000, “Shape and Structure, from Engineering to Nature”. Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Bejan, A., Lorente, S., 2008, “Design with Constructal Theory”. Wiley, Hoboken.

Bejan, A., Zane J., 2012, “Design in nature”, Doubleday, USA.

Bejan, A., Lorente, S., 2013. “Constructal law of design and evolution: Physics, biology, technology, and society”, Journal of Applied Physics, Vol. 113, pp. 151301-1 – 151301-20.

Carter, R. W., 2005, Wave Energy Converters and a Submerged Horizontal Plate, Master Thesis, Master of Science in Ocean and Resources Engineering, University of Hawaii, Manoa, Honolulu.

Cruz, J.M.B.P., Sarmento, A.J.N.A., 2004. “Energia das Ondas: Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Económicos e Ambientais”, Ed. Instituto do Ambiente, Amadora, Portugal, 61 p.

Dean, R.G. and Dalrymple, R.A., 1991. “Water Wave Mechanics for Engineers & Scientists”. World Scientific Publishing.

Dizadji N.,Sajadian S. E., 2011, Modeling and optimization of the chamber of OWC system, Energy, Vol. 36, pp. 2360 – 2366.

FLUENT (version 6.3.16), ANSYS, Inc., 2006.

Gomes, M. das N. , Olinto, C. R. , Rocha, L. A. O., Souza, J. A. , Isoldi, L. A., 2009, Computational modeling of a regular wave tank, Engenharia Térmica, Vol. 8, pp. 44-50.

Gomes, M. das N., 2010, Modelagem Computacional de um Dispositivo Coluna d'Água Oscilante de Conversão de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica. Dissertação (Mestrado em Modelagem Computacional) - Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Gomes, M. N., Santos, E. D. Dos, Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2012. "Análise de malhas para geração numérica de ondas em tanques". In Proceedings VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM 2012. São Luiz, Brazil.

Gomes, M. N., Santos, E. D. Dos, Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2013. "Two-dimensional geometric optimization of na oscillating water column converter of real sacale". In Proceedings 22nd International Congress of Mechanical Engineering - COBEM 2013. Ribeirão Preto, Brazil.

Hirt, C.W.; Nichols, B.D.; 1981. “Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries”. Journal of Computational Physics, vol. 39, n. 1, pp. 201-225.

Horko, M., 2007, CFD Optimisation of an Oscillating Water Column Energy converter, Tese de Mestrado em Engenharia e Ciência, Escola de Engenharia Mecânica, Universidade de Western, Austrália, 145 p.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2008. “Application of Numerical Wave Tank to OWC Air Chamber for Wave Energy Conversion”. International Offshore and Polar Engineering Conference.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2011, "Numerical study of air chamber for oscillating water column wave energy convertor", China Ocean Eng., v.25 ,p.169-178.

LV, X.;Zou, Q.; Reeve, D., 2011."Numerical simulation of overflow at vertical weirs using a hybrid level set/VOF method". Advances in Water Resources, Vol. 34, N° 10, p.1320-1334.

Marjani, A. E. ,Castro, F., Bahaji, M., Filali, B., 2006, 3D unsteady flow simulation in an OWC wave converter plant, in: Proceedings International Conference on Renewable Energy and Power Quality, Mallorca, Espanha.

Patankar, Suhas, V., 1980. "Numerical heat transfer and fluid flow", McGraw-Hill, Estados Unidos, 196 p.

Ramalhais, R. dos S., 2011, Estudo numérico de um dispositivo de conversão da energia das ondas do tipo coluna de água oscilante (CAO)). Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal.

Twidell, J., and Weir, T., 2006. "Renewable Energy Resources", Taylor & Francis, London. Wavegen, 2011, in: http://www.wavegen.co.uk/what_we_offer_limpet_islay.htm.

Versteeg, H. K.; Malalasekera, W., 2007. "An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method, Pearson, England.

Zabihian, F. and Fung, A.S., 2011. Review of marine renewable energies: case study of Iran, Renew. Sust. Energ. Rev., 15: 2461-2474.

9. RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

NUMERICAL ANALYSES OF AN OVERTOPPING DEVICE USING OPENFOAM

Dante Vinícius E. Barbosa[1], Jeferson A. Souza[2], Elizaldo dos Santos[3], Liércio A. Isoldi[4], Jaifer Corrêa Martins[5]

[1] Federal University of Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, IMEF, sala 28. Rio Grande, RS, Brazil
e-mail: dante_barbosa@yahoo.com.br
[2] Federal University of Rio Grande - FURG
Graduate Program in Ocean Engineering
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
*e-mail: semengo2016@gmail.com
[3]Federal University of Rio Grande - FURG
e-mail: elizaldodossantos@gmail.com
[4]Federal University of Rio Grande - FURG
e-mail: liercioisoldi@gmail.com
[5]Federal University of Rio Grande do Sul - UFRGS
e-mail: jaifercm@gmail.com

ABSTRACT

Studies related to ocean energy are getting more important lately, once world claims for renewable energy usage. The Overtopping Device is a kind of Ocean Waves Energy Converter (OWEC), which main concept is storing water provided by incident waves above sea level to feed a set of low head turbines. In order to obtain the desired effect, this device contains a ramp which elevates the incident waves toward the reservoir. Present study aims to perform a numerical model of a 2D Overtopping Device by means of OpenFOAM simulations. OpenFOAM is a free open source code which has shown applicability in many areas of engineering. The adopted solver (InterFOAM) is Volume of Fluid based (VOF) according to Finite Volume Method (FVM), these methodologies has been largely used among researchers in propagating waves field. FLUENT (commercial code) is used to verify OpenFOAM's results. Once, the main point of this paper is to present OpenFOAM as a considerable tool for propagating waves studies, it firstly presents a numerical wave verification with analytical solutions (second order Stokes theory). The second section of results presents overtopping time series peaks in 100 s of simulation. Also, by mass flow rate integration, it presents total mas of water climbed to the reservoir. The integration of mass flow rate takes 94 s of simulation (not 100 s) because it is noticeable a pause between two peaks of overtopping at that time. Results show agreement between wave elevation and wave velocity profiles with straight convergence of periods between analytical and numerical waves. Most important differences are found near air/water interface, owed to faster air flow at that region. Generally OpenFOAM and FLUENT results are similar, with converged overtopping time series peaks and their magnitudes too. Similarly, the amount of water marked by both software are close with very similar trend lines.

Keywords: Overtopping Device, Ocean Waves Energy Converter, OpenFOAM, InterFOAM, Volume of Fluid.

1. INTRODUCTION

Recent studies have shown that ocean energy capability is extremely huge, with estimated potential between 2 TW to 3 TW - approximately 1/5 of current global energy demand (Pelc and Fujita, 2002). According Thorpe (1999), the current technology stage of Ocean Wave Energy Generators (OWECs, or only WECs) is able to supply 16% of world electrical energy demand. Therefore, scientific community and private investors have the duty of making this potential available for countries energy grids once people claim for efforts on renewable energy sources development. WECs have been focus of researches in many fields, by either numerical and experimental methods, in laboratory scale to full scale (Wave Dragon, 2016; Tedd and Kofoed, 2009). However, none of these technologies are completely established yet.

As consequence of this scenario, there are more than 1000 different patented proposals for wave energy devices, and several ones have demonstrated the potential for commercially electricity generation (Falnes and Lovseth, 1991). Amid these, three mechanisms deserve be mentioned, the Oscillating Water Column (OWC), Buoyant Bodies and the Overtopping Device (IEA-RETD organization, 2012). Those are examples of well succeeded technologies that may be pictured with commercial names, like LIMPET 500 (OWC), Pelamis (Buoyant Body) and Wave Dragon (Overtopping Device) (EMEC: European Marine Energy Centre, 2016). LIMPET 500 was the first commercial wave plant in the world, installed in the island of Islay, Scotland. Pelamis Wave Power is the first wave energy machine bought by a utility company, and the Wave Dragon, is the most developed overtopping technology, with similar potential of fossil fuel based plants. The overtopping device elevates incident waves above sea level toward a reservoir which contains a set of low head turbines. In order to accomplish this job, this device uses a ramp that forces the increase of incident waves crest, culminating in the wave break above it.

Another subject which is very supported by this text is the evolution of numerical techniques owed to the improvement of the entire computational area. Higuera, Lara, and Losada (2013) studied wave generation and wave absorption boundary conditions (BCs) on OpenFOAM, which is a free open source package for computational fluid dynamics (CFD), finding reliable wave generation and stability for coastal application. For that, it was necessary to implement those BCs. It features a piston-type wave maker BC, which allows comparisons with laboratory test replications. Furthermore, as sea states are random and three dimensional (3D), the study reveals capability of generating any frequency-direction wave spectrum in its components. The numerical technique used in his study is the Finite Volumes Method (FMV) (Versteeg and Malalasekera, 1999; Maliska, 2004), applying the Volume of Fluid (VOF) (Hirt and Nichols, 1981) to treat multiphase formulation (air and water). FVM is the discretization method that, in order to obtain the approximate partial differential equation, integrates it in the conservative form over finite control volumes and time-steps. VOF is a way of modeling multiphase systems by adding a conservation equation for a phase fraction (α) factor that quantifies the relative volumetric occupation of determined fluid inside each finite control volume.

The seek of product design improvement has promoted numerical analyses before manufacturing processes, once operating aspects may be previously observed. Accordingly, WECs design have been target of many studies in numerical field. Gomes, et al. (2012) studied and OWC in a 2D domain applying FVM and VOF. For that, the commercial software ANSYS FLUENT (Fluent), has been utilized to apply and solve governing equations. In order of generating numerical waves, Gomes compiles an User Defined BC which contains a wave profile velocity components in. This manner of generate numerical waves have shown accuracy, therefore, has been widely used amidst researchers. Teixeira et al. (2013) also studies the OWC, finding its optimal chamber geometry by crossing device's and turbine's operating behaviors. This study also presents a comparison between a Navier Stokes code based (Fluinco), with Fluent, showing good convergence of results. Yet, it is important to mention that Fluent simulation is performed applying MVF and VOF, with wave velocity profile components at wavemaker BC – furthermore, Goulart (2014) and Martins et al. (2015) also apply these methodologies to obtain results about the Overtopping Device.

Goulart (2014) carried out a 2D overtopping device in real scale, his study proposes the optimization of the device's ramp by applying constrains and degrees of freedom. The applied optimization method constrains ramp area and uses the ratio of ramp height and ramp width as degrees of freedom to determine comparable ramp configurations. This method need a objective function to be accomplished, which in Goulart's case is the amount of water climbed to the reservoir in 100 *s* of simulation. In this context, Martins et al. (2015) applied the same optimization method with additional parameters carried out, like wave period and others ramp construction areas. It finds that minor construction areas provides overtopping peaks advances, and also greater magnitudes of mass flow rate toward reservoir, improving significantly the objective function. Naturally wave period increase offers the objective function as well, once it carries more energy with it.

The present study objective is analyses OpenFOAM's solution of an Overtopping Device, considering that OpenFOAM is a free code which has demonstrated to be a powerful tool in many areas of science, including ocean area. First, the numerical wave is compared with mathematical model. Secondly, OpenFOAM's overtopping characteristics are compared with FLUENT's (ANSYS, 2009). All simulations adopts FVM for spatial and temporal discretization, and VOF for interface air/water tracking.

2. MATHEMATICAL AND NUMERICAL PROCEDURE

Open Field Operation and Manipulation (OpenFOAM) is used for this studies numerical procedure. It is a free open source CFD toolbox written in C++, develop using object oriented. Thus, its modular structure offers advantages to program new solvers. The solver used for laminar incompressible unsteady two-phase flow is interFOAM (OpenFOAM, 2011; Ramim, 2001), which is adopted to carry out this paper's results.

2.1 interFOAM

interFOAM is a solver for two-phase flows according to FVM and VOF. It solves three-dimensional governing equations, which are, continuity Eq. (1), momentum Eq. (2) and interface capturing Eq. (3). $\boldsymbol{U}_r$ in Eq. (3), follows as Eq (4).

$$\nabla \cdot \boldsymbol{U} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \rho \boldsymbol{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{U}\boldsymbol{U}) - \nabla \cdot (\mu \nabla \boldsymbol{U}) = -\nabla p' - \boldsymbol{g} \cdot \boldsymbol{X} \nabla \rho + \nabla \boldsymbol{U} \cdot \nabla \mu + \sigma \kappa \nabla \alpha \tag{2}$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot \boldsymbol{U}\alpha + \nabla \cdot \boldsymbol{U}_r \alpha(1-\alpha) = 0 \tag{3}$$

$$\boldsymbol{U}_r = min(calpha|\boldsymbol{U}|, max|\boldsymbol{U}|) \tag{4}$$

$\boldsymbol{U}$ is velocity vector (m/s); ρ is density (kg/m³); p' is pseudo-dynamic pressure (Pa); $\boldsymbol{g}$ is gravity acceleration (m/s²); $\boldsymbol{X}$ is the position vector (m); σ is surface tension coefficient; κ is the curvature of the interface; μ is dynamic viscosity (Pa.s); α represents volume fraction of determined fluid; $\boldsymbol{U}_r\,\alpha(1\text{-}\alpha)$ is called "compression flux", it takes nonzero values only at the interface. This term enhances interface sharpness, $\boldsymbol{U}_r$ is a relative velocity among the fluids, it is calculated as Eq. 4, where *calpha* is a user defined factor (*calpha* = 1, for this study). It is important to mention that fluids properties are balanced by α inside the finite volumes, Eqs. (5) and (6) provide ρ and μ:

$$\rho = \alpha \rho_1 + (1-\alpha)\rho_2 \tag{5}$$

$$\mu = \alpha \mu_1 + (1-\alpha)\mu_2 \tag{6}$$

where subscripts 1 and 2 define one or other fluid comprehended by the model.

Considering spatial discretization, this study presents a refinement grid test considering wave elevation profile. Temporal discretization follows Courant Number constrain (Co = 0.25), resulting in adaptive time-steps.

2.2 Pressure Velocity Coupling

The algorithm used by OpenFOAM is called PIMPLE, as it mixes the traditional PISO and SIMPLE algorithms. Its structure is inherited from the original PISO, although it allows equations under relaxation to ensure the equations convergence at each time-step.

2.3 Wave maker Boundary Condition

Wave maker BC is set applying component velocities profiles (*u* and *w*) equations defined by Second Order Stokes Theory (Dean and Dalrymple, 1991) following Eqs. (7) and (8), where *u* is **U** component in *x* direction and *w* is U component in *z* direction.

$$u=\frac{Hgk\cosh k(h+z)}{2\sigma\cosh(kh)}\cos(kx-\sigma t)+\frac{3H^2\sigma k\cosh 2k(h+z)}{16\sinh^4(kh)}\cos 2(kx-\sigma t) \quad (7)$$

$$w=\frac{Hgk\sinh k(h+z)}{2\sigma\cosh(kh)}\sin(kx-\sigma t)+\frac{3H^2\sigma k\sinh 2k(h+z)}{16\sinh^4(kh)}\sin 2(kx-\sigma t) \quad (8)$$

Where H is wave hight (m); k is wave number (1/m); z points to axis z position; σ is wave frequency (1/s), x points to axis x position and t points to time (s).

3. PROBLEM DESCRIPTION

Present simulations treat about an onshore overtopping device fixed on a coastal structure, what explain the reason why the device is positioned at domain's right border (Fig. 1). Because of that, there is no usage of active absorption at domain's BCs, what implies reflective waves bellow device's region. It is important to recall that this paper main intention is to analyses OpenFOAM results in comparison with analytical solutions and Fluent's solutions, so that, geometric issues like, channel's dimensions, device's area, water level (h), device's submersion (S), etc. are inspired by Goulart, M. M. (2014) Msc. thesis, which defines those parameters based on a real scale onshore Overtopping Device.

Figure 1 illustrates the numerical domain, which is a 327 m wave channel (Lt) with an Overtopping Device inside. It is 10 m depth (h = 10 m) and the device is located five meters up the floor (S = 5 m). Reservoir is positioned at water level (h) and covers 20 m (Lr). Tank's surfaces and device's surfaces are set as wall no-slip BC shown with continuous lines in Fig. 1. Left boundary wave-maker BC contains a second order wave velocity profile function, which describes a wave with following characteristics: h/λ = 0.15, λ = 65.4 m, H = 1 m, T = 7.5 s. Total height is twenty meters (Ht = 20 m), and the tank is under atmospheric pressure (Patm, dashed lines in Fig. 1). Furthermore, seven different ramp geometries are carried out with Ar and S constant. So, Ar (80 m^2) is maintained constant while H_1/L_1 gets following values H_1/L_1 = 0.22, 0.24, 0.26, 0.28, 0.30, 0.32 and 0.34 (Goulart, M. M. 2014).

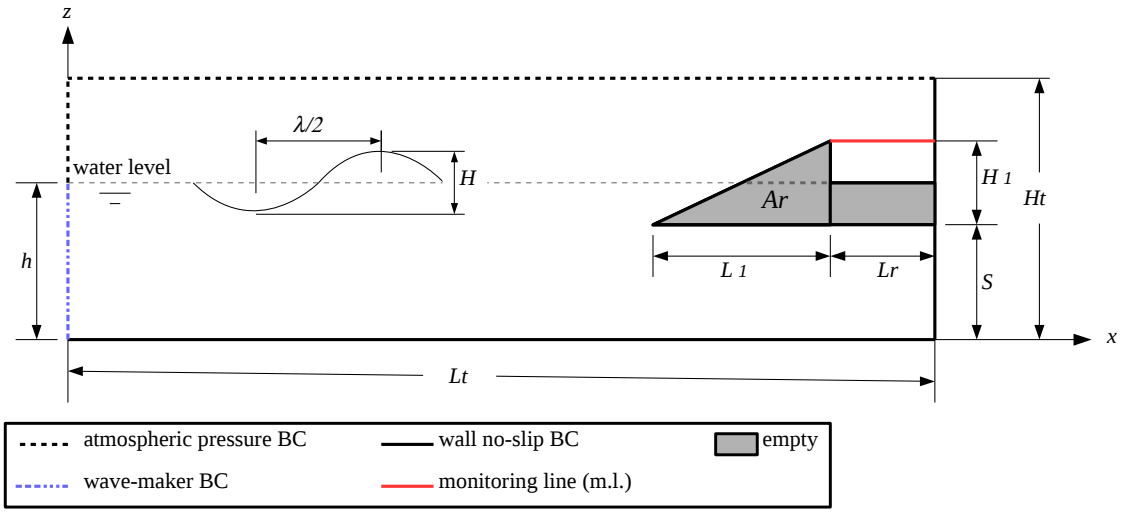


Figure 1. Generic domain and adopted boundary conditions (Bcs).

Figure 1 shows the monitoring line (m.l.) that covers the reservoir entrance. This is a schematic illustration of where mass flow rate ($\dot{m}$) is measured, its account occurs each time-step and is given by Eq. (9), where a is elementary volume faces covered by m.l..

$$\dot{m}=\sum_i^n(\alpha\rho u_z a)_i \quad (9)$$

4. RESULTS AND DISCUSSIONS

Current section investigates free surface elevation and velocities profiles of the numerical wave by comparing results with analytical ones. Also, it presents a grid refinement test of concern to free surface elevation for OpenFOAM cases.

Regarding the Overtopping Device, it firstly shows the general mechanism of overtopping obtained with OpenFOAM simulations. After, it goes to results obtained with OpenFOAM and FLUENT, where overtopping time series and amount of water climbed to reservoir comparisons between the two software are shown.

4.1. Refinement Grid Test and Numerical Wave

Regarding to appropriate computational effort, the grid test is performed with consecutive refinements in Δx volume dimensions, once Δy are set according to bibliography recommendation (Δy = 0.05 m) (Gomes, 2012; Teixeira et al., 2013). Therefore, four grids with different dimensions for Δx are presented (grid-1, grid-2, grid-3 and grid-4) in Tab 1. Those grids were generated with Gmsh (Geuzaine and Remacle, 2009) application, with tetrahedral volumes only.

Figure 2 shows the numerical free-surface prediction for each grid. The wave which intends to be modeled has H = 1 m (wave height), λ = 65.4 m (wave Length) and T = 7.5 s (wave period) (Based on Goulart, 2014). A time interval between 15 s and 35 s, shows that free surface profile converges with grid refinements. Differences between grid-3 and grid-4 do not achieve 0.1%, therefore grid-4 volumes dimensions were used for all presented simulation data. It is observed that wave trough is above 9.5 m and wave crest is above 10.5 m, this illustrates non-linear comportment according with second order Stokes waves.

Table 1. Summary of grids and their volume dimensions.

	grid-1	**grid-2**	**grid-3**	**grid-4**
$\Delta x - \Delta y$ (m)	1.425 - 0.05	1.0 - 0.05	0.94 - 0.05	0.7 - 0.05

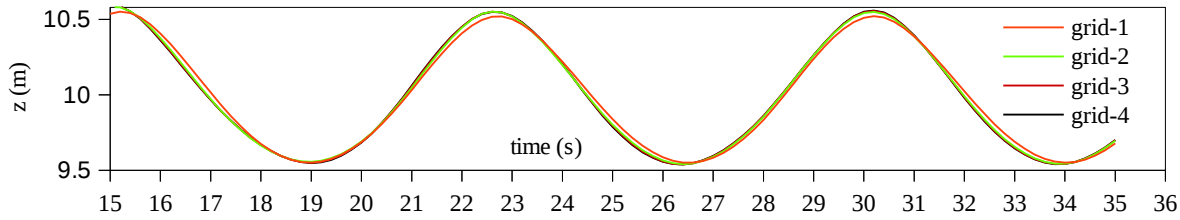


Figure 2. Refinement results.

Figure 3 compares the second order Stokes wave free surface elevation (analytical) with numerical wave obtained with grid-4 considering water level at z = 0 m (different than Fig. 2, which considers water level at z = 10 m in agreement with the domain shown in Fig 1). Most considerable differences achieve 10% at wave crests, what is compatible with numerical wave studies. Also, it is possible to visualize straight periods convergence between analytical and numerical waves.

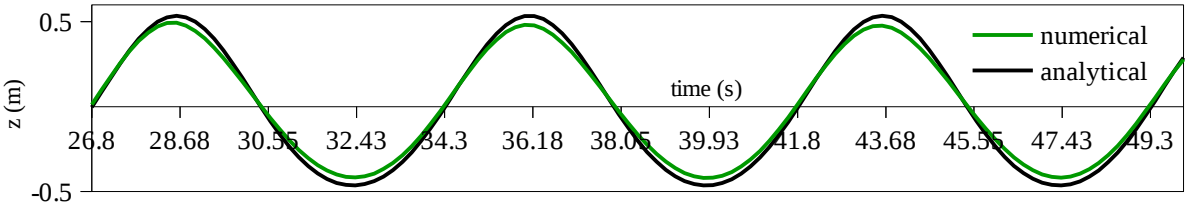


Figure 3. Numerical and Analytical free surface displacement.

Wave verification goes on with velocity profiles analyses under crest and trough. These profiles are compared with Stokes solutions in Fig. 4 and Fig. 5. Those figures plot *u* and *w* velocities in function of *z* position along the two-dimensional wave channel.

Fig. 4 indicates that *w* velocity under numeric wave crest (*t* = 43.6 s) is very close to the analytical one, with minor differences near from air/water interface (*z* = 0.5 m), while, *u* velocity presents 12% average difference between *z* = -9.2 m and z = -0.5 m. It is noticeable that no-slip boundary conditions creates a discordance between model and analytical results, once it forces velocity to be 0 m/s at *z* = -10 m. It is also found a discordance at wave interface (*z* = 0.5 m), caused by faster air flow at that region. This air velocity at wave interface may also be responsible for differences found at analytical and numerical free-surface profile.

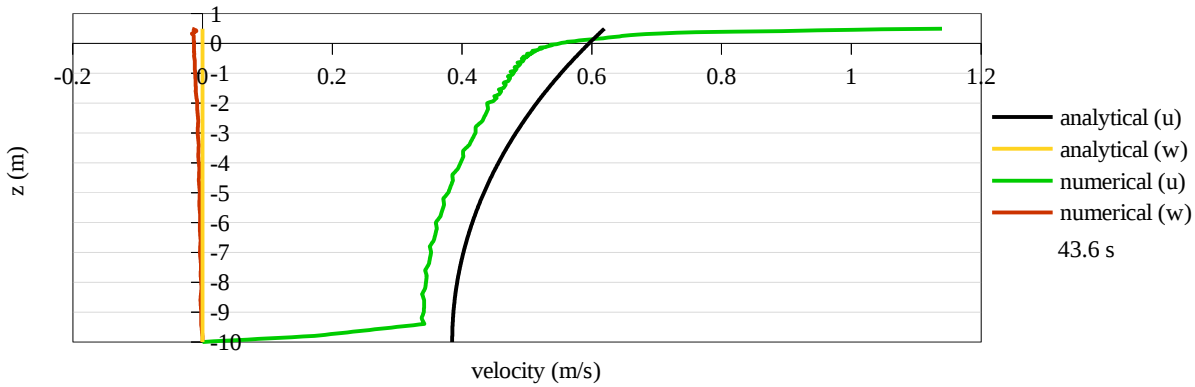


Figure 4. Wave velocity profile under a crest (t = 43.6 s).

Fig 5 indicates that w velocity under the numeric wave trough (*t* = 32.4 s) is very close to analytical one, with minor differences near from air/water interface (*z* = - 0.5 m), while, u velocity presents 12% average difference between *z* = -9,2 m and *z* = - 1 m. Once again no-slip boundary conditions creates discordances between numerical and mathematical models. It is found a disagreement at wave interface (*z* = - 0.5 m), caused by faster air flow in positive direction again. In general, either above wave crest or trough, numerical velocities profiles in both directions have the right comportment, presenting magnitude differences around 12%. Velocities profiles have major differences in *z* = -10 m (because of no-slip BC) and interface air /water because of faster airflow occurrence.

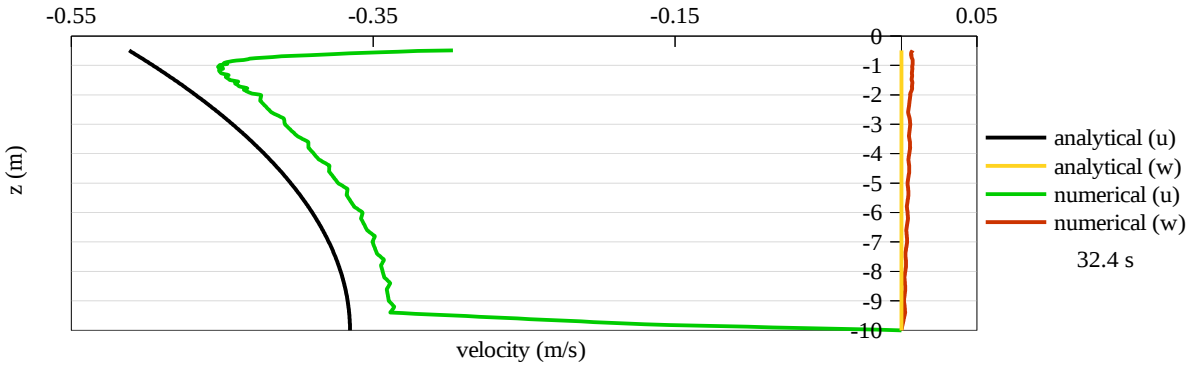


Figure 5. Wave velocity profile under a through (t = 32.4 *s*).

More volumes usage at tank's bottom should be considered from here in order to attempt velocity gradient minimization observed at Fig. 4 and Fig. 5, even though it does not seem to worth the computational effort.

4.2. Overtopping Characteristics

This section presents overtopping characteristics carried out with OpenFOAM and FLUENT simulations. Schematic domain (Fig. 1) receives H_1/L_1 = 0.22, 0.24, 0.26, 0.28, 0.30, 0.32 and 0.34, for a constant ramp area (*Ar* = 80 m²), and mass flow rate is measured through the monitoring line each time step simulation. So that, it is estimated total mass inside the reservoir after 94 s of simulation because there is a pause between two overtopping peaks at this time. Therefore, integration of mass flow rate considers six representative overtopping peaks. Figure 6

illustrates overtopping mechanism pictured of OpenFOAM simulation, it is possible to identify air ($\alpha = 0$) and water ($\alpha = 1$) phases been separated by a sharp interface in between, regarding *calpha* parameter equals to 1. Incident wave crest increases by interaction with the device's ramp (H_1/L_1 = 0.24), causing the wave break followed by wave overtopping toward the reservoir.

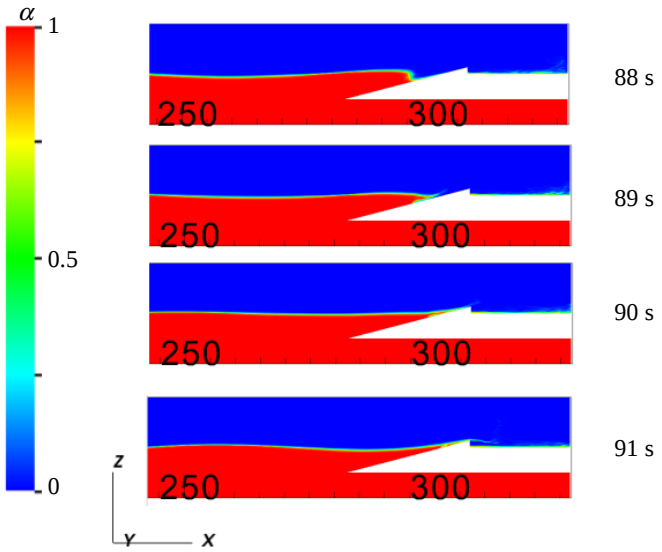


Figure 6. Overtopping mechanism (H1/L1 = 0.24).

Figure 7 plots mass flow rate through the monitoring line for same ramp inclination (H_1/L_1 = 0.24) measured with FLUENT and OpenFOAM simulations, using identical grids. Firstly, it is noticeable the simultaneity of overtopping time series between both piece of software. Although this is a good result, OpenFOAM measures seem to bee more instable, with fluctuations between overtopping peaks, what may be occasioned for interpolation functions particularities. It was observed that FLUENT presents similar fluctuations on mass flow rate measures depending on which interpolation function is set for advective therms, in general, advective high order schemes causes FLUENT's mass flow rate measures fluctuations too. However, none tries to eliminate OpenFOAM's fluctuations in response of advective schemes changing was successful. It points outs that interface tracking schemes may also be responsible for mentioned instability, once OpenFOAM adopts a compression flux to enhance sharpness between phases, while FLUENT uses an interface reconstruction algorithm. Also, these fluctuations can be occasioned due to Eq. (9) (written by user), which may accounts reverse air flow through the monitoring line if there is any nonzero value of α being counted by m.l.. FLUENT does not count mass flow rate with Eq. (9) though, it adopts an own method of mass flow rate measurement, what may avoid this occurrence.

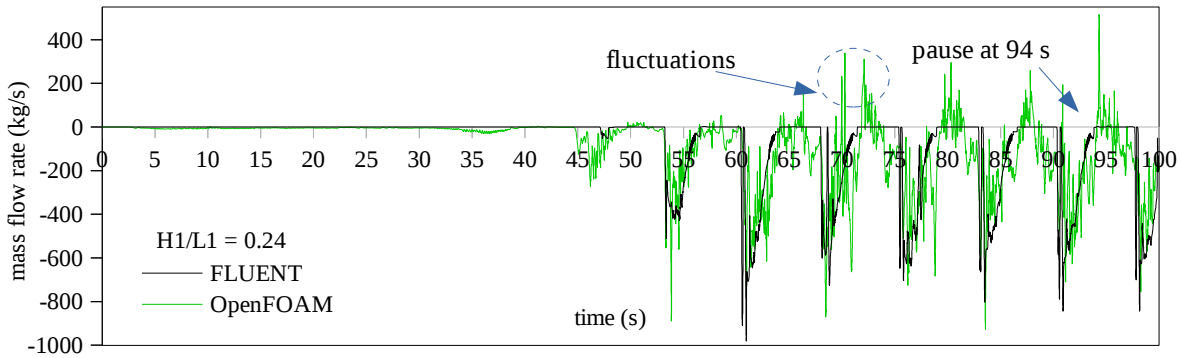


Figure 7. Overtopping time series, H_1/L_1 = 0.24.

With the exception of the first overtopping peak, between 45 s and 50 s, not only time series peaks between both software converges, but also their magnitudes. Fig. 7 also highlights the overtopping pause at 94 s peak, what explains why mass flow rate integration considers a simulation time interval between 0 s to 94 s. All seven geometries resulted in similar graphs, as example of Fig. 8, which illustrate same plots for H_1/L_1 = 0.26.

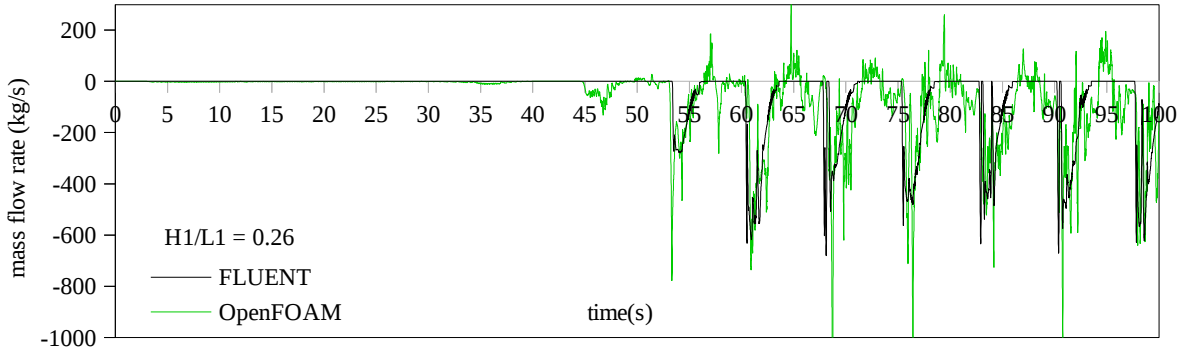


Figure 8. Overtopping time series, H_1/L_1 = 0.26.

Figure 9 shows total mass inside the reservoir of each studied ramp geometry. These results were obtained integrating mass flow rate. In agreement with Goulart (2014) checks that mass of water inside of the reservoir decreases when ramp's ratio H_1/L_1 increases. It is noticeable that trend lines of mass are similar between both software, what again show that OpenFOAM methodology fits to propagating waves studies area. Differences are found in H_1/L_1 = 0.34 where FLUENT does not present any water in the reservoir, but OpenFOAM predicts 877 kg. That is because OpenFOAM always counts more mass or water than FLUENT (average of 1258 kg).

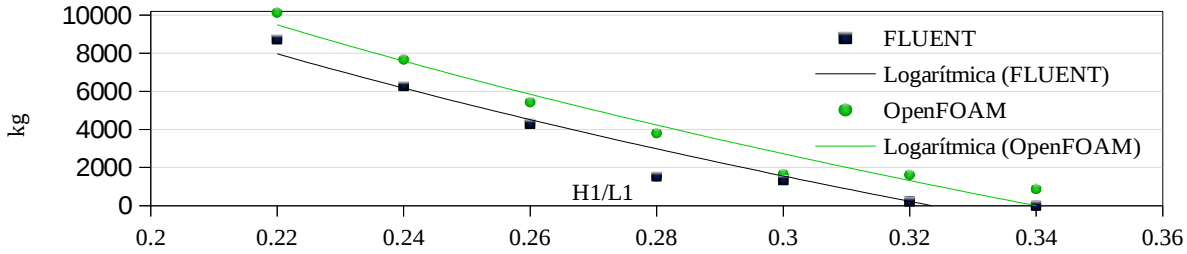


Figure 9. Mass of water inside the reservoir for each H_1/L_1.

As it is seen that results between software are similar, and OpenFOAM numerical waves characteristics agree with mathematical model. This study supports OpenFOAM usage to related studies, once it is a free code available for scientific community. So, it provides a solid bases for new numerical techniques development, allowing discussions and knowledge spreading. Also, it must be mentioned that FLUENT is one of best FVM codes. Therefore this paper's does not point one software to be better than other one, but shows their general agreement at propagating waves modeling, applied to a coastal device.

5. CONCLUSIONS

Present study aims to present OpenFOAM as a considerable tool in wave propagating studies by modeling an Overtopping Device, which is a kind of Ocean Waves Energy Converter. First of all, mathematical equations are described, those are discretized according Finite Volume Method, by means of Volume of Fluid treatment for two-phase flow by means of InterFOAM solver. In order to verify results, this study also presents results of simulations performed with commercial code ANSYS FLUENT.

First results section brings a grid refinement test, which points a characteristic volume dimension capable of capturing air/water interface. It was seen that gird-4 wave elevation profile does not differs significantly from grid-3 wave profile. Therefore, grid-4 characteristics dimensions is indicated for OpenFOAM two-dimensional propagating

waves modeling. Fig 3 illustrates its good agreement between numerical free-surface displacement with analytical one, with acceptable difference of 10% at wave crest, and straight convergence of wave period. Also velocities profile between mathematical and numerical models are compared, showing general agreement. Although, it was observed that no-slip boundary condition at channel's floor creates a velocity gradient at the bottom, what is a model condition. However, model's limitation is owed to air flow near from air/water interface, which is faster than wave velocity, affecting velocity wave profile and, probably, free-surface profile as well. Overall results show that OpenFOAM is applicable for wave propagating waves studies, with agreement with analytical wave model(12% average difference), and good agreement with bibliography results.

Subsequent results section treats about overtopping series characterization. It is shown wave crest elevation followed by wave break captured in OpenFOAM's simulation. Both phases are distinguishable and sharpness between phases are observed. Once water passes through the monitoring line positioned at reservoir entrance, its mass flow rate is took into account generating graphs like Figs. 7 and 8. These figures also plot measures obtained with FLUENT, where simultaneity of overtopping time series between both software simulations is noticeable. Also similar magnitudes of overtopping peaks are observed. Simulations were performed with seven ramp geometries, finding similar comportment presented in Figs. 7 and 8. By doing all studied geometries mass flow rate integrals, it was obtained the total mass climbed to the reservoir (Fig. 9), which again show similarities between FLUENT and OpenFOAM. OpenFOAM's measures present a systematic difference from FLUENT's, with higher values of water climbed to reservoir (average of 1258 *kg*), although those trend lines are very similar. Also, these results agree with Goulart (2014), pointing total water increase by H_1/L_1 decrease, while the ramp area and ramp submersion (S) is maintained constant.

Some modeling aspects have to be more deeply studied in the future, like the minimization of air velocity at air/water interface, and OpenFOAM's overtopping peaks fluctuations occurrence. Also, the future development of a turbulent model is important to observe differences from the laminar model. Despite of that, this paper's purpose succeed.

6. REFERENCES

ANSYS. 2009. ANSYS FLUENT 12 Theory Guide. Fluent Inc.

"EMEC: European Marine Energy Centre." 2016. Accessed September 5. http://www.emec.org.uk/.

Geuzaine, C. and Remacle, J. F., 2009. "Gmsh: a three-dimensional finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities." International Journal for Numerical Methods in Engineering 79(11), pp. 1309-1331, 2009.

Falnes, J., and Lovseth, J., 1991. "Ocean wave energy." Energy Policy.

Gomes, M. N., Nascimento, C. D., Bonafini, B. L., Santos, E. D., Isoldi, L. A., and Rocha, L. A. O., 2012. "Otimização geométrica 2D com constructal design de um dispositivo do tipo coluna de água oscilante em escala de laboratório." In Proceedings of the V Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica. Rio Grande, Rio Grande do Sul, Brazil.

Gomes, M. N., Santos, E. D., Isoldi, L. A., and Rocha, L. A. O. 2012. "Análise de Malhas Para Geração Numérica de Ondas Em Tanques." In Proceedings of the VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz, Maranhão, Brazil.

Goulart, M. M.. 2014. Estudo Numérico Da Geometria de Um Dispositivo de Galgamente Onshore Em Escala Real Empregando Constructal Design. Msc. Thesis, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Higuera, P., Javier, L. L., and Inigo, J. L., 2013. "Realistic wave generation and active wave absorption for Navier–Stokes models." Coastal Engineering 71 (January): 102–18. doi:10.1016/j.coastaleng.2012.07.002.

Hirt, C.W, and Nichols, B. D., 1981. "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries." Journal of Computational Physics 39 (1): 201–25. doi:10.1016/0021-9991(81)90145-5.

IEA-RETD (Organization), ed. 2012. Offshore Renewable Energy: Accelerating the Deployment of Offshore Wind, Tidal, and Wave Technologies. 1st ed. Abingdon, Oxon ; New York, NY: Earthscan.

Maliska, C. R., 2004. Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional. Rio de Janeiro: Livros Tecnicos e Cientificos.

Martins, J. C., Barbosa, D. V. E., Goulart, M. M., Rocha, L. A. O., Souza, J. A., Gomes, M. N., Isoldi, L. A., And Santos, E. D. 2015. "Constructal design of an onshore overtopping device in real scale for two different ocean wave periods and different areas of the ramp." In Proceedings of the XXXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering 2015. Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil.

OpenFOAM. 2011. OpenFOAM User's Guide.

Ramim, P., Petit, O., And Nilsson, U. 2001. "Project work: InterSettingFoam".

Pelc, R. and Fujita, R. M., 2002. “Renewable energy from the ocean.” Elsevier Science Ltd.
Dean, R. G. and Dalrymple R. A., 1991. Water Wave Mechanic for Engineers and Scientists. Vol. 2. Advanced Series on Ocean Engineering. World Scientific Co. Pte. Ltd.
Tedd, J. and Kofoed, J. P., 2009. “Measurements of overtopping flow time series on the wave dragon, wave wnergy converter.” Renewable Energy 34 (3): 711–17. doi:10.1016/j.renene.2008.04.036.
Teixeira, P. R. F., Djavan P. D., Didier, E. and Ramalhais, R., 2013. “Numerical Simulation of an Oscillating Water Column Device Using a Code Based on Navier–Stokes Equations.” Energy 61 (November): 513–30. doi:10.1016/j.energy.2013.08.062.
Thorpe, T. W., 1999. “An overview of wave energy technologies: status, performance and costs.” In proceedings of the 4° European Wave Energy Conference. Alborg, Denmark.
Versteeg, H. K., and Malalasekera, W., 1999. An Introduction to Computational Fluid Dynamics. malaysia: Longman.
Wave Dragon – Home, 2016. Accessed September 5. http://www.wavedragon.net/.

7. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

DESIGN CONSTRUTAL APLICADO A UM CANAL COM ALETAS RETANGULARES SUBMETIDO A CONVECÇÃO FORÇADA E DIFERENTES NÚMEROS DE BEJAN

Bruno Costa Feijó[1], Martim dos Santos Pereira[1], Filipe Branco Teixeira[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Jhon Nero Vaz Goulart[3], Liércio André Isoldi[1], Elizaldo Domingues dos Santos[1]

[1] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande, Av. Itália, km 8, Carreiros, 96203-900 – Rio Grande, RS, Brasil.
e-mail: bruno.feijo1989@gmail.com
e-mail: martimpereyra@gmail.com
e-mail: fbrancoteixeira@gmail.com
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[2] Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rua Sarmento Leite, 425, 90050-170 - Porto Alegre, RS, Brasil.
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[3] Grupo de Mecânica Experimental e Computacional, Universidade de Brasília, Gama, DF, 72.405-610, PO box 8114, Brasil.
e-mail: jvaz@unb.br

RESUMO

O propósito deste trabalho é apresentar um estudo numérico de um canal bidimensional com duas aletas retangulares submetido a um escoamento no regime laminar com transferência de calor por convecção forçada e uma diferença de pressões entre a entrada e a saída do canal imposta avaliando a geometria da primeira aleta através do método Design Construtal. Este problema é uma representação ideal de diversas aplicações práticas como trocadores de calor, resfriamento de componentes eletrônicos, entre outros. O objetivo principal é maximizar a taxa de transferência de calor para diferentes dimensões da primeira aleta do canal e diferentes Números de Bejan (Be), considerando o mesmo número de Prandtl (Pr = 0,71). O problema é submetido a três restrições dadas pelas áreas do canal, das aletas e área máxima de ocupação de cada aleta. O sistema ainda possui três graus de liberdade dados pela razão entre altura e comprimento do canal, que é mantida fixa, H/L = 0,0625, a razão entre altura e o comprimento da aleta frontal (H_3/L_3) situada na superfície inferior do canal e a razão entre altura e o comprimento da aleta posterior (H_4/L_4) localizada na superfície superior do canal, que também é mantida fixa, H_4/L_4 = 2,0. O problema é simulado para três valores diferentes do Número de Bejan (Be = 0,182, 1,828 e 18,28). Para a abordagem numérica do problema, as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia são resolvidas com o método dos volumes finitos. Foi possível obter para um mesmo número de Bejan um desempenho térmico até 5,05 vezes superior comparando o melhor e o pior caso, mostrando a importância da avaliação geométrica neste tipo de problema.

Palavras-chave: *Simulação numérica, Design Construtal, Canal com aletas, Convecção forçada. Número de Bejan.*

1. INTRODUÇÃO

O estudo da convecção em canais com aletas é uma área de interesse devido aos vários fenômenos de transferência de calor e mecânica dos fluídos que ocorrem. Como muitos problemas na engenharia, a otimização

de um sistema é o objetivo, sendo neste caso o aumento da eficiência térmica, através da otimização da geometria. O estudo de canais aletados serve para o desenvolvimento de vários tipos de componentes utilizados por todo o mundo como trocadores de calor, máquinas térmicas, microchips, entre outros. É uma forma idealizada destas aplicações com a finalidade de se buscar uma melhor compreensão dos fenômenos.

Tal tipo de problema é bem adaptável as atuais ferramentas de solução numérica e computacional e assim vem sendo feita boa parte de suas pesquisas e desenvolvimento. A utilização de ferramentas numéricas e computacionais permite que um problema seja simulado várias vezes evitando-se os custos de experimentos com modelos físicos. Utilizando tais ferramentas, este trabalho utilizará o princípio da Teoria Construtal que estabelece que para um sistema de fluxo com volume finito persistir no tempo sua configuração deve evoluir de forma que promova o acesso mais fácil para seus fluxos (Bejan, 2000; Bejan e Lorente, 2008, Bejan e Zane, 2012). O método Design Construtal tem origem nesta teoria e serve para buscar configurações de sistemas fluidos que melhor facilitem o fluxo, que vem sendo utilizado em problemas de mecânica dos fluídos e transferência de calor na otimização de cavidades e canais com aletas (Rocha et al. 2005).

Entre os trabalhos que utilizaram métodos numéricos para a solução de problemas de escoamentos em canais aletados, Kim e Cho (2004) estudaram a convecção mista e forçada ao redor de um arranjo de cilindros. Molki (1995) estudou a transferência de calor em um duto retangular com uma série de blocos retangulares aquecidos na entrada entre Re_D de 150 e 1500. Ramos (1998) investigou numericamente a convecção natural, laminar, sobre o escoamento e a transferência de calor em superfícies adiabáticas contendo fontes de calor pretuberantes, analisando uma placa, um canal e uma cavidade. Bazdidi-Tehrani e Naderi-Abadi (2004) também investigaram a transferência de calor em um escoamento laminar em um canal horizontal bidimensional. Alves (2010) estudou a convecção forçada em um canal bidimensional com blocos aquecedores montados na parte inferior. Pishkar e Ghasemi (2012) estudaram a transferência de calor na convecção mista em um canal bidimensional contendo duas aletas montadas na parte inferior, onde o fluído é a água e a parede inferior e mantida a uma temperatura constante.

No âmbito do Design Construtal, existem trabalhos de simulação numérica de transferência de calor feitos em sistemas em formato de cavidade e aletas, por exemplo, em forma de C (Biserni et al, 2004; Rocha et al, 2010), T e em forma de Y (Rocha et al., 2005; Kundu e Bhanja, 2010; Lorenzini et al. 2011a), bem como, arranjos complexos de cavidades e aletas (Lorenzini et al, 2011b; Lorenzini et al, 2012). Bejan (2016) mostrou que a geometria é um importante fator para o desempenho de trocadores de calor.

As aplicações da Teoria Construtal foram amplamente revisadas mais recentemente por Bejan e Lorente (2008 e 2013). O desenvolvimento de trocadores de calor e a otimização geométrica utilizando a Teoria Construtal foram revisadas por Reis (2006) e por Fan e Luo (2008). Azad e Amidpour (2011) demonstraram que a utilização do método pode reduzir os custos totais de trocadores de calor casco-tubo em mais de 50%, comparando a métodos tradicionais de dimensionamento e fabricação destes trocadores de calor. Isto é um ganho extraordinário e mostra que o Design Construtal tem uma aplicação prática que pode trazer enormes benefícios para a sociedade, ainda mais por esta ser uma teoria nova e com muito potencial.

No presente trabalho, o principal objetivo é maximizar a transferência de calor das aletas para o escoamento circundante, analisando os vários arranjos de geometrias da aleta frontal através do método Design Construtal (para definição do espaço de busca) e da busca para a otimização do problema. Para todas simulações realizadas, o número de Prandtl é mantido fixo (Pr = 0,71). A geometria é submetida a três restrições: 1) área total das aletas, 2) área de ocupação das aletas, 3) área total do canal. O sistema ainda possui três graus de liberdade dados pela razão entre altura e comprimento do canal, que é mantida fixa, H/L = 0,0625, a razão entre altura e o comprimento da aleta frontal (H_3/L_3) situada na superfície inferior do canal e a razão entre altura e o comprimento da aleta posterior (H_4/L_4) localizada na superfície superior do canal, que também é mantida fixa, H_4/L_4 = 2,0. O problema é simulado para três valores do número de Bejan (Be = 0,182, 1,82 e 18,28). As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia são resolvidas para todos os casos estudados, utilizando o código comercial FLUENT® com base no método de volumes finitos (FVM) (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007; Fluent, 2007).

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA E MODELAGEM MATEMÁTICA

2.1 Design Construtal Aplicado ao Canal com Aletas

O problema físico analisado consiste de um canal bidimensional com aletas, conforme representado na Fig. 1. O fluido utilizado no estudo é o ar e seu movimento é gerado pela imposição de uma pressão na entrada do canal, à esquerda, e também na saída do canal, à direita. Neste estudo será mantida fixa a relação entre a área do canal ($A_1 = H_1.L_1$ = 2500 mm^2) e a razão entre a área das aletas sobre sua área de ocupação máxima (ϕ_2 e ϕ_3 = 0,2). A razão entre a altura e o comprimento da aleta frontal (H_3/L_3) será variada. Foi considerado um canal com um comprimento de L = 800 mm e altura H = 50 mm. Os graus de liberdade são otimizados para um escoamento laminar com número de Prandtl, Pr = 0,71 e uma temperatura prescrita (T_∞ = 300 K) na entrada do canal. Não há fluxo de calor através das paredes, e as aletas estão a uma temperatura prescrita T_w = 330 K. Com relação as condições de contorno do problema, é considerado que na região lateral direita tem-se uma pressão manométrica (p_{man} = 0 Pa) e as superfícies superior e inferior do canal possuem a condição de não-deslizamento e impermeabilidade (u = v = 0 m/s). O problema é simulado para três valores diferentes do número de Bejan (Be =

0,182, 1,82 e 18,28), que implicam em três valores diferentes para a pressão imposta (p = 0,001, 0,01 e 0,1 Pa) na entrada do canal (lateral esquerda). O objetivo da análise é a determinação da geometria ideal (H_3/L_3) que maximiza a taxa de transferência de calor (q) entre as aletas e o escoamento do fluido, ou seja, um problema térmico.

No âmbito do Design Construtal, a otimização do problema estudado está sujeita a três restrições, a área do canal (A), a área de ocupação de cada aleta (A_1) e a área das aletas (A_2):

$$A = H \times L \tag{1}$$

$$A_1 = H \times L_1 = H \times L_2 \tag{2}$$

$$A_2 = H_3 \times L_3 = H_4 \times L_4 \tag{3}$$

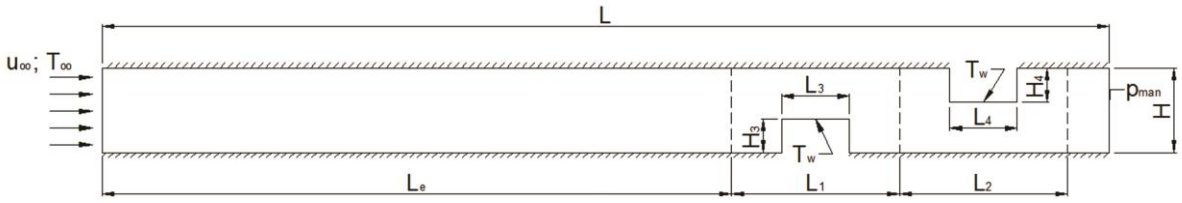


Figura 1. Domínio computacional de um canal com aletas

O número de Bejan é usado em transferência de calor para representar a queda de pressão adimensional ao longo de um canal de comprimento L. É uma forma útil para comparar diferentes escoamentos onde um gradiente de pressões é a força dominante. É dado por:

$$Be = \frac{\Delta P L^2}{\mu \alpha} \tag{4}$$

Onde ΔP é a diferença de pressão entre a entrada e saída do canal (Pa), L é o comprimento do canal (m), μ é a viscosidade dinâmica do fluído (g/(cm.s)) e α é difusividade térmica do fluído (m²/s).

O processo de otimização foi realizado conforme ilustrado na Fig. 2. Primeiramente, a geometria é otimizada pela variação da razão H_3/L_3 entre os valores de 0,25 à 4,0, mantendo-se fixo o parâmetro Be = 1,82. O valor máximo encontrado para a taxa de transferência de calor nas aletas foi denominada de taxa uma vez maximizada, q_m, e a correspondente razão H_3/L_3 foi denominada razão uma vez otimizada, $(H_3/L_3)_o$. Em um segundo passo, o processo é repetido novamente para outros valores da razão Be, 0,182 e 18,28, possibilitando avaliar o efeito do número de Bejan sobre a taxa de transferência de calor uma vez maximizada (q_m) e as respectivas geometrias ótimas, $(H_1/L_1)_o$. Para este estudo específico foi realizado um total de 48 simulações.

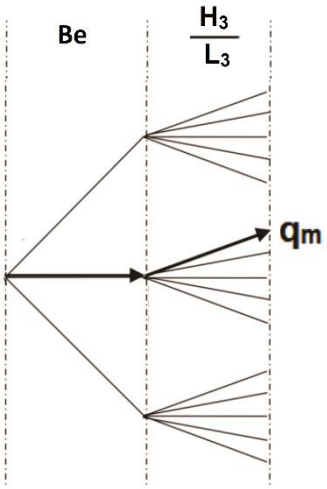


Figura 2. Ilustração do processo de otimização aplicado ao canal com aletas.

2.2 Modelagem Matemática

A solução das equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia para um escoamento em regime permanente, incompressível, laminar convectivo forçado, juntamente com as condições de contorno e as condições iniciais, é dada respectivamente por (Bejan, 2014):

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0\,. \tag{5}$$

$$x:\quad u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial \rho}{\partial x}+\nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right). \tag{6}$$

$$y:\quad u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial \rho}{\partial y}+\nu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right). \tag{7}$$

$$u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}=\frac{k}{\rho c_p}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right). \tag{8}$$

Onde u e v são as velocidades do escoamento (m/s) nas direções x e y, respectivamente; p é a pressão (N/m2), ν é a viscosidade cinemática (m^2/s), ρ é a massa específica do ar (kg/m^3), T é a temperatura (K), c_p é o calor específico a pressão constante (kJ/(kg.K)) e k é a condutividade térmica (W/(m.K)).

3. PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS

O solver empregado foi baseado na pressão e todas as simulações foram realizadas com esquema *Upwind* de segunda ordem para a equação da conservação da quantidade de movimento e energia para as discretizações espaciais do termo advectivo, já para a pressão foi utilizado o esquema padrão denominado *Standard*.

O acoplamento pressão-velocidade foi realizado pelo método SIMPLEC (Versteeg e Malalasekera, 2007). Além disso, fatores de subrelaxação de 1,0, 0,6 e 0,8 foram impostos para as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia, respectivamente.

As soluções obtidas aqui foram consideradas convergidas quando os resíduos para as equações de conservação de massa e quantidade de movimento nas direções x e y foram inferiores a 10^{-6} e 10^{-8} para a equação de conservação de energia.

Todas as simulações foram realizadas usando um computador com processador de Intel i5 com clock de 3.10 GHz e 8 GB de memória ram. Emprega-se uma Biblioteca de Passagem de Mensagem (MPI – do inglês: *Message Passing Interface*) para paralelização. O tempo de processamento de cada simulação foi de aproximadamente entre 5 e 15 minutos.

A discretização do domínio foi realizada, primeiramente, empregando o software comercial GAMBIT, sendo gerados aproximadamente 26.000 volumes finitos triangulares. A Fig. 3 ilustra a malha empregada no presente trabalho e também as condições de contorno empregadas no domínio.

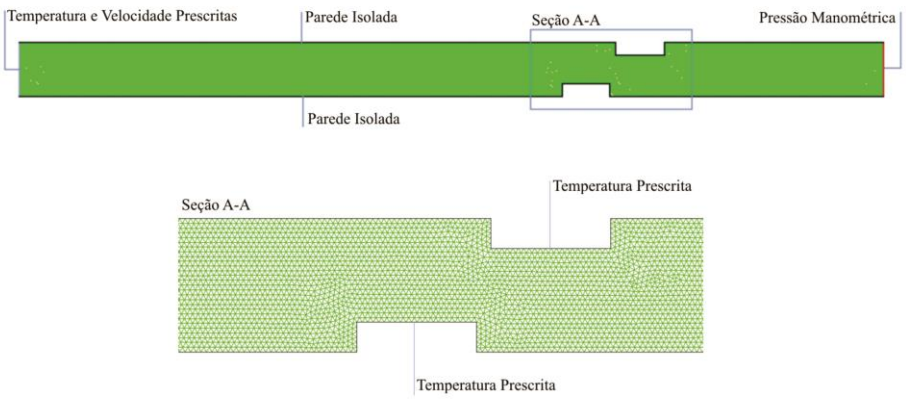


Figura 3. Discretização espacial aplicada ao canal com aletas.

Para verificar a qualidade do refinamento de malha foi realizado um teste de independência de malha. Como valor de comparação foi escolhido a taxa de transferência de calor total (q) das duas aletas. Foi considerado que uma malha com 25.826 volumes finitos atende satisfatoriamente as necessidades deste trabalho. De acordo com os resultados obtidos obteve-se como critério de aceitação o seguinte valor:

$$\left|\frac{(q^j - q^{j+1})}{q^j}\right| < 1{,}1\ x\ 10^{-6} \qquad (9)$$

4. RESULTADOS

Conforme mencionado anteriormente, neste trabalho foram simulados, para cada um dos três números de Bejan em estudo, 16 casos variando a razão H_3/L_3 entre o intervalo de 0,25 até 4,0, com o objetivo de determinar o melhor desempenho térmico. Os resultados obtidos podem ser vistos na Fig. 4. Os maiores valores para a taxa de transferência de calor (q) foram obtidos para *Be* = 18,28 enquanto que os menores valores de (q) foram obtidos para *Be* = 0,182, conforme esperado, visto que o aumento do número de Bejan representa um aumento da força motriz do escoamento. Na Figura 5 pode-se observar os campos de temperatura para as geometrias ótimas, $(H_3/L_3)_o$, para os três valores de (*Be*). Um maior valor para (*Be*) significa uma diferença de pressão entre a entrada e a saída do canal maior, o que provoca uma velocidade maior do fluído no canal e consequentemente uma maior troca térmica entre as paredes aquecidas e o fluído. A Figura 6 mostra os campos de velocidade para as geometrias ótimas e ajuda em uma compreensão melhor do fenômeno.

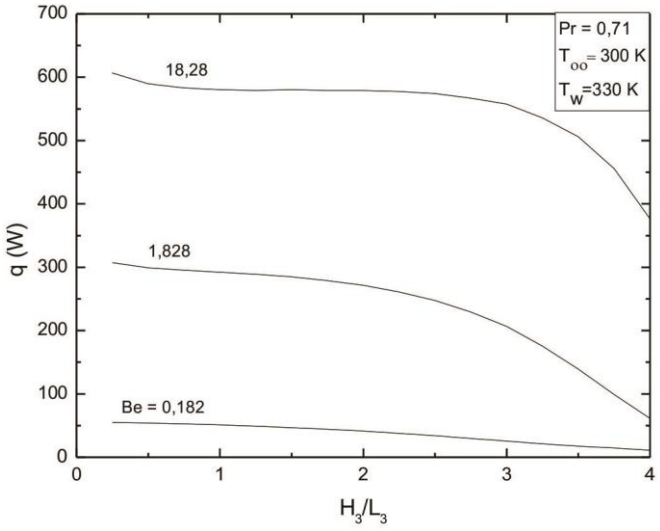
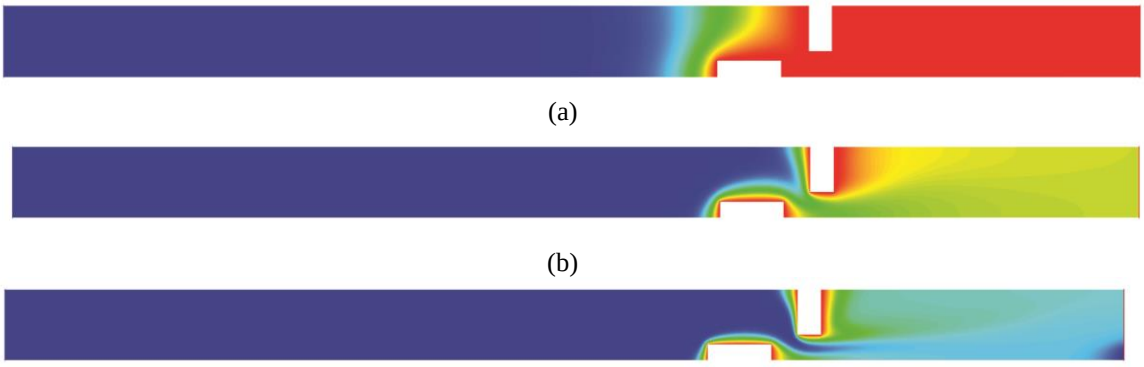


Figura 4. Efeito de H_3/L_3 sobre a taxa de transferência de calor (q) para diferentes números de Bejan (Be).

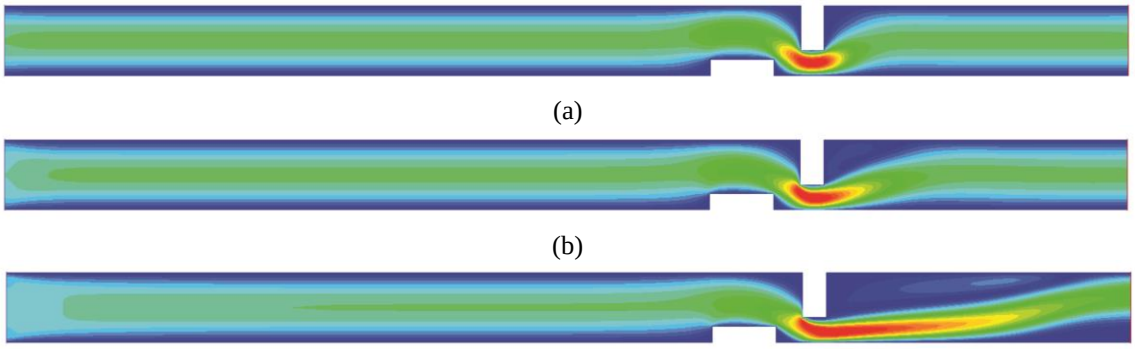


(a)

(b)

(c)

Figura 5. Campo de temperaturas para as geometrias com melhor desempenho térmico: a) Be = 0,182, b) Be = 1,828, c) Be = 18,28.



(a)

(b)

(c)

Figura 6. Campo de velocidades para as geometrias com melhor desempenho térmico: a) Be = 0,182, b) Be = 1,828, c) Be = 18,28.

A Figura 7 mostra o quanto cada aleta (aleta 1 para a primeira aleta e aleta 2 para a segunda aleta) contribui para a troca térmica, ao longo da faixa de H_3/L_3 em estudo. Nota-se que para o menor valor (*Be* = 0,182) a contribuição da segunda aleta (a aleta que mantem a razão constante e igual a 2) é muito pequena. O motivo para tal acontecimento é que para este número de Bejan, a velocidade é muito pequena comparada com os outros dois valores de (*Be*), o que faz com que o fluído, mais frio, passe pela primeira aleta e se aqueça praticamente por completo a partir deste ponto, como pode ser visto na Fig. 5 (a). Este fato não ocorre para os valores maiores de (*Be*) pois a maior velocidade do fluído faz com que ele não consiga se aquecer completamente ao passar pela primeira aleta até a temperatura da parede das aletas.

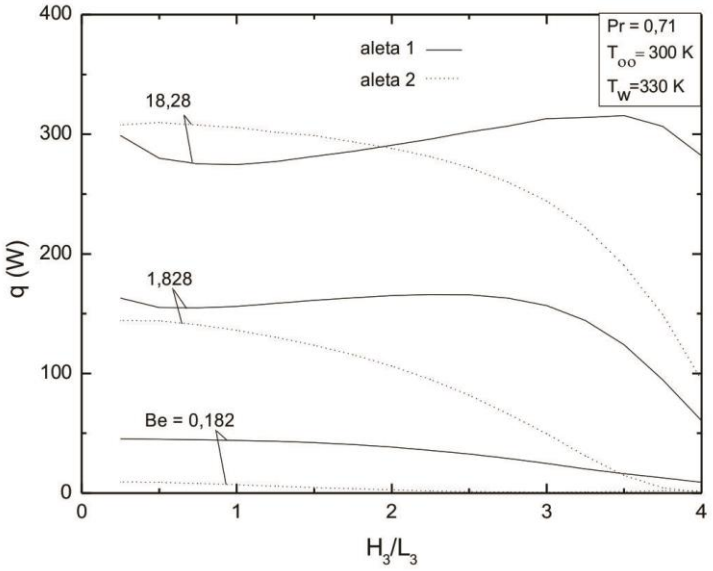


Figura 7. Efeito de H_3/L_3 sobre a taxa de transferência de calor (q) por aleta para diferentes números de Bejan (Be).

A Figura 8 apresenta o efeito do número de Bejan sobre a taxa de transferência de calor uma vez maximizada $(q)_m$, que mantem uma relação de aumento com o aumento de (*Be*). A Figura 9 mostra o efeito de (*Be*) sobre a razão $(H_3/L_3)_o$. As melhores geometrias se mostraram para todos os valores de (*Be*) as de menor razão entre a altura e comprimento da primeira aleta.

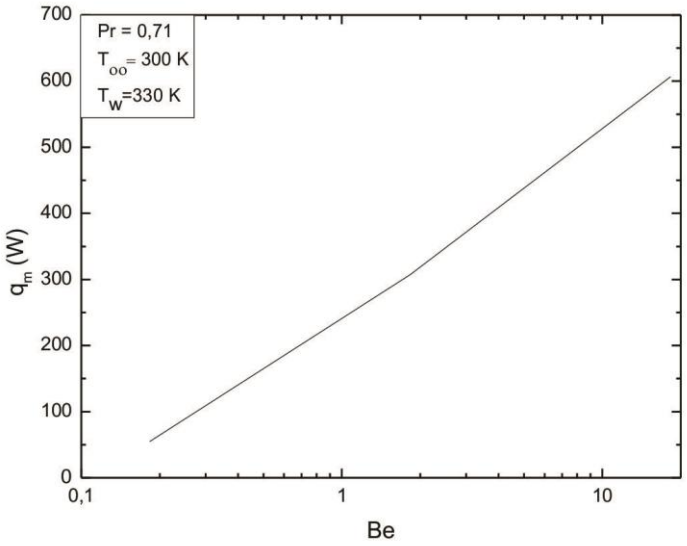


Figura 8. Efeito do número de Bejan (Be) sobre a taxa de transferência de calor uma vez maximizada $(q)_m$.

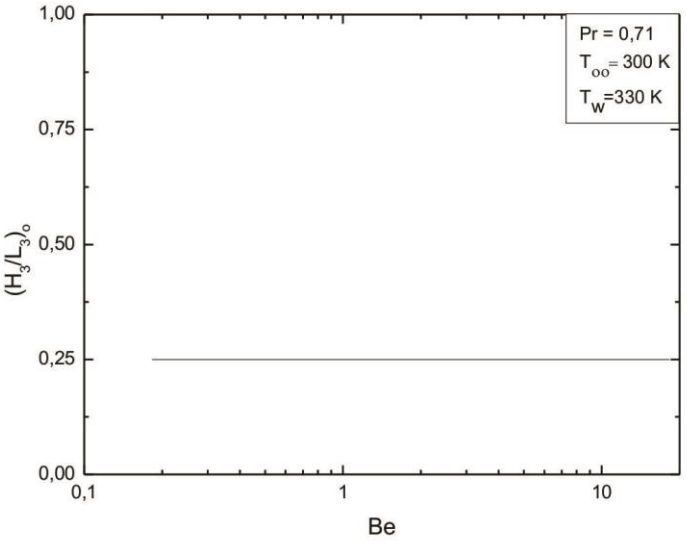


Figura 9. Efeito do número de Bejan (Be) sobre a razão $(H_3/L_3)_o$.

Este trabalho foi feito com uma diferença de pressão imposta entre a entrada e a saída do canal. A Fig. 10 mostra o mesmo problema porém com um campo de velocidade imposto na entrada do canal com número de Reynolds Re_H = 100. É possível notar que a principal diferença no comportamento de (q) é a medida que aumenta-se a razão H_3/L_3. Para este caso, ao contrário do anterior onde uma diferença de pressão era imposta, há uma tendência de aumento da troca térmica com o aumento de H_3/L_3. Este fato pode ser compreendido voltando a analisar o caso com uma diferença de pressão imposta com o auxílio da Fig. 11 que mostra o campo de temperaturas e de velocidades para a geometria com pior desempenho térmico para *Be* = 1,828. Comparando a Fig. 11 com a Fig. 6, nota-se que o aumento da altura da primeira aleta causa uma grande diminuição da velocidade do fluído ao passar pela primeira aleta devido a maior obstrução ao fluxo, diminuindo muito a troca térmica da segunda aleta (a primeira aleta também tem uma queda na troca térmica com o aumento da altura porem menor, conforme mostra a Fig. 7). Isto não ocorre quando impõe-se uma velocidade na entrada do canal, onde o fluído consegue manter uma velocidade maior ao passar entre as aletas, mesmo para o caso em que a altura das aletas é próxima da máxima, como pode ser visto na Fig. 12. Assim, no caso onde o Re_H é imposto é necessário avaliar o problema considerando-se dois objetivos (taxa de transferência de calor e a perda de carga do canal).

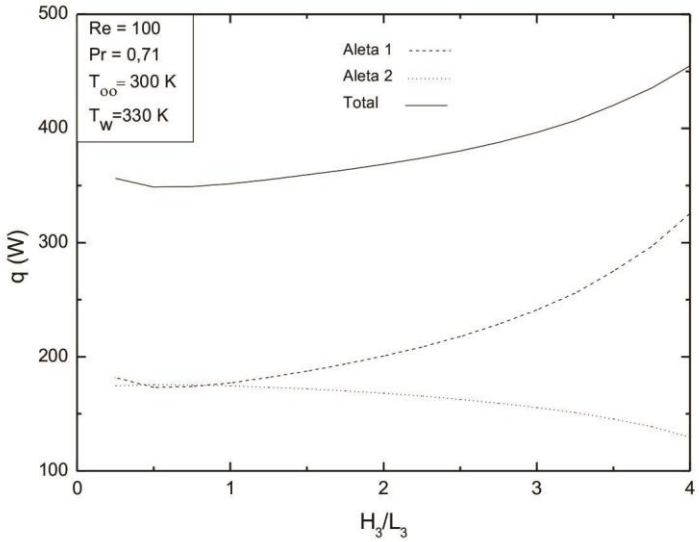
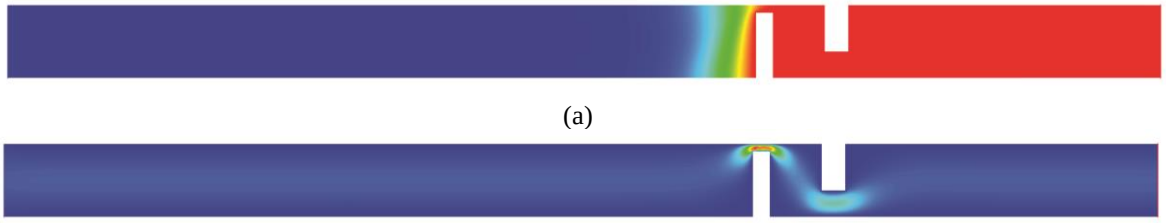


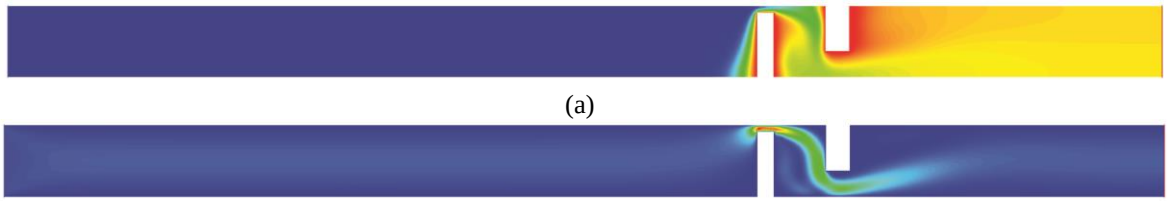
Figura 10. Efeito de H_3/L_3 sobre a taxa de transferência de calor (q) para número de Reynolds Re = 100.



(a)

(b)

Figura 11. a) Campo de temperaturas para Be = 1.828 e H_3/L_3 = 4,0, b) Campo de velocidades para Be = 1,828 e H_3/L_3 = 4,0.



(a)

(b)

Figura 12. a) Campo de temperaturas para Re_H = 100 e H_3/L_3 = 4,0, b) Campo de velocidades para Re_H = 100 e H_3/L_3 = 4,0.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi estudado numericamente a otimização geométrica de um canal com aletas retangulares, submetido a convecção forçada onde o movimento do fluido é gerado pela imposição de uma diferença de pressão entre a entrada e a saída do canal em regime permanente, laminar, bidimensional, com número de Prandtl de *Pr* = 0,71, utilizando o Design Construtal. Foram mantidas fixas a área total do canal e a área ocupada pela aleta. O problema teve como objetivo a maximização da troca térmica entre as aletas e o fluído. A razão de altura e comprimento da aleta frontal, H_3/L_3, foi variada para buscar a geometria que melhor atendesse ao objetivo, na faixa $0{,}25 \leq H_3/L_3 \leq 4{,}0$. Para esta faixa de H_3/L_3 analisada foram simulados três valores diferentes do número de Bejan (*Be* = 0,182, 1,828 e 18,28).

Foi verificado que a imposição de um campo de pressão resulta em um efeito da razão H_3/L_3 sobre (*q*) contrário ao observado quando há um campo de velocidades imposto. O que pôde ser observado é que com o aumento do Bejan, o escoamento tem mais intensidade para transportar a energia em direção a saída do escoamento. Para o menor número de Bejan, o escoamento tem baixa intensidade e quase não há troca térmica na aleta a jusante do escoamento.

Observou-se que para todos os valores de número de Bejan simulados, sempre existe uma tendência de queda da taxa de transferência de calor com o aumento da razão altura/comprimento da primeira aleta, sendo esta queda

de (*q*) especialmente maior para os valores da altura da primeira aleta próximos ao máximo possível. Em relação ao desempenho térmico, os resultados mostraram que para estes casos simulados, um número de Bejan mais alto é o ideal. Comparando as geometrias que propiciaram as melhores taxas de transferência de calor (*q*), um número de Bejan igual à 18,28 tem uma troca térmica 11,09 vezes maior do que utilizando o valor mais baixo de (*Be*) simulado. Entre as geometrias com o mesmo número de Bejan, para *Be* = 0,182, 1,828 e 18,28, foi possível obter um desempenho térmico até 5,05, 5,02 e 1,61 melhor respectivamente, comparando os melhores e os piores resultados.

Este trabalhou mostrou que a metodologia empregada pelo Design Construtal é bastante útil para a compreensão e análise de problemas de escoamentos internos com transferência de calor. Em futuros trabalhos serão avaliados outros números de Bejan e outras razões geométricas para a aleta à jusante no escoamento.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores B. C. Feijó e M. dos S. Pereira agradecem a CAPES pela bolsa de estudos. Os autores L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pela bolsa de produtividade em pesquisa e suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, T. A., 2010, Resfriamento conjugado de aquecedores discretos em canais, Campinas, SP, [s.n.].

Azad, A. V., Amidpour, 2011, M. Economic optimization of shell and tube heat excharger based on constructal theory. Energy. v. 36, p. 1087-1096.

Bazdidi-Tehrami, F., Naderi-Abadi, M., 2004, Numerical analysis of laminar heat transfer in entrance region of a horizontal channel with transverse fins, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, v.31, n.2, p. 211-220.

Bejan A and Lorente, S., 2011, The constructal law and the evolution of design in nature. Physics Life Reviews, Vol. 8, pp. 209–240

Bejan, A., 2000, Shape and Structure, from Engineering to Nature, Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Bejan, A., Lorente, S., 2008, Design with Constructal Theory, Wiley, Hoboken.

Bejan, A., Zane, J. P., 2012, Design in Nature. New York, Doubleday.

Bejan, A., Merkx, G. W., editors, 2007, Constructal theory of social dynamics, New York, Springer.

Bejan, A., Lorente, S., Lee, J., 2008, Unifying Constructal Theory of tree roots, canopies and forests, Journal of Theoretical Biology, Vol. 254, pp. 529-540.

Bejan, A., Lorente, S., 2013, Constructal law of design and evolution: Physics, biology, technology, and society. Journal of Applied Physics. v. 113, n. 151301.

Bejan, A., 2014, Convection Heat Transfer, John Wiley, Durham, USA.

Bejan, A., Almerbati, A., Lorente, S., Sabau, A.S., Klett, J.W., 2016, Arrays of flow channels with heat transfer embedded in conducting walls, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 99, pp. 504–511.

Biserni, C., Rocha, L. A. O., Bejan, A., 2004, Inverted fins: geometric optimization of the intrusion into a conducting wall, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 47, pp. 2577-2586.

Fan, Y., Luo, L., 2008, Recent applications of advances in microchannel heat exchangers and multi-scale design optimisation, Heat Transfer Eng. v. 29, p. 461–474.

Fluent (version 6.3.16), ANSYS, Inc., 2007.

Kim, J., Cho, H., 2004, An immersed-boundary finite-volume method for simulation of heat trans-fer in complex geometries. *Journal of mechanical science and technology*. v.18, p. 1026-1035.

Kundu, B. and Bhanja, D., 2010, Performance and optimization analysis of a constructal T-shaped fin subject to variable thermal conductivity and convective heat transfer coefficient, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 53, pp. 254– 267.

Lorenzini, G. and Rocha, L. A. O., 2006, Constructal design of Y-shaped assembly of fins, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 49, pp. 4552-4557.

Lorenzini, G., Biserni, C., Isoldi, L. A., Dos Santos, E. D. and Rocha, L. A. O., 2011a, Constructal Design Applied to the Geometric Optimization of Y shaped Cavities Embedded in a Conducting Medium, 9 Journal of Electronic Packaging, Vol. 133, pp. 041008-1 – 041008-8.

Lorenzini, G., Corrêa, R. L., Dos Santos, E. D. and Rocha, L. A. O., 2011b, Constructal design of complex assembly of fins, ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 133, pp. 081902.

Lorenzini, G., Garcia, F. L., Dos Santos, E. D., Biserni, C. and Rocha, L. A. O., 2012, Constructal Design Applied to the Optimization of Complex Geometries: T-Y-Shaped Cavities with Two Additional Lateral Intrusions Cooled by Convection, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 55, pp. 1505 – 1512.

Molki, M., Faghri, M., Ozbay, O., 1995, A correlation for heat transfer and Wake effect in the entrance region of an in-line array of retangular blocks simulation electronic componentes, *Journal of Heat Transfer*, v. 117, n.1, p. 40-46.

Patankar, S. V., 1980. Numerical heat transfer and fluid flow. McGraw Hill, New York, USA.

Pishkar, I., Ghasemi, B., 2012, Cooling enhancement of two fins in a horizontal channel by nanofluid mixed convection, *International Journal Thermal Science*, v.59, p. 141-151.

Ramos, R. A. V., 1998, Análise da convecção natural em superficies com fontes de calor, FEM, Uni-camp. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas.
Reis, A. H., 2006, Constructal theory: from engineering to physics and how flow systems develop shape and structure, Appl. Mech. Rev. 59, p. 269–282.
Rocha, L. A. O., Lorente, S. and Bejan, A., editors, 2013, Constructal Law and the unifying principle of design, Springer-Verlag.
Rocha, L. A. O., Lorenzini, E. and Biserni, C., 2005, Geometric optimization of shapes on the basis of Bejan's Constructal theory, International Communications in Heat and Mass Transfer, Vol. 32, pp. 1281 -1288.
Rocha, L. A. O., Lorenzini, G., Biserni, C. and Cho, Y., 2010, Constructal design of a cavity cooled by convection, International Journal of Design & Nature and Ecodynamics, Vol. 5, pp. 212 – 220.
Versteeg, H. K. and Malalasekera, W., 2007, An introduction to computational fluid dynamics – the finite volume method, Pearson, England. Xie, Z., Chen, L. and Sun, F., 2010, Geometry optimization of T-shaped cavities according to constructal theory, Mathematical and Computer Modelling, Vol. 52, Nº 9-10, pp. 1538-1546

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores deste trabalho são os únicos responsáveis pelo seu conteúdo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 a 25 de Novembro de 2016

SEDIMENTOLOGIA DO LITORAL NORTE DO RIO GRANDE DO SUL, BRASIL

Vianna, H.D.[1], Calliari, L.J.[2]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Pós Graduação em Oceanografia Fís. Qui. e Geológica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: hvianna@furg.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Pós Graduação em Oceanografia Fís. Qui. e Geológica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: lcalliari@log.furg.br

RESUMO

O litoral norte do Rio Grande do Sul possui balneários oceânicos distribuídos ao longo de 135 quilômetros nos municípios de Palmares do Sul, Balneário Pinhal, Cidreira, Tramandaí, Imbé, Osório, Xangri-lá, Capão da Canoa, Terra de Areia, Arroio do Sal e Torres. O conhecimento da sedimentologia da região entre a face da praia e duna frontal é essencial para a compreensão dos processos costeiros atuantes. Esse trabalho tem por objetivo caracterizar a sedimentologia do litoral norte do Rio Grande do sul e, para isso, amostras de sedimentos georreferenciadas foram coletadas entre 2015 e 2016 em todos os balneários oceânicos dessa região. Três ambientes foram amostrados: crista da duna frontal, praia subaérea e face da praia. As amostras foram submetidas à análises laboratoriais onde se determinou o tamanho médio do grão e percentuais de areia média, fina e muito fina. As planilhas de laboratório foram transcritas e analisadas com o auxílio do software Gradistat. Ao longo desses balneários foram coletadas 303 amostras. As análises mostraram que é possível diferenciar os três ambientes pelas características sedimentológicas. Os balneários estudados são constituídos por areias finas unimodais e bem classificadas, com tamanho médio de 2,42 ϕ. Os percentuais médios são:10,24% (areia média) 86,27% (areia fina), 3,35% (areia muito fina). Há um aumento no tamanho médio do grão e percentual de areia média das dunas frontais em direção à face da praia. Os maiores percentuais de areia média e tamanho médio do grão ocorreram na face da praia. As amostras coletadas nas dunas apresentaram maiores quantidades de areias finas e menores tamanhos médio do grão. Uma anomalia foi observada em Terra de Areia, onde o maior percentual de areia média e tamanho médio do grão ocorreu na praia subaérea. Quanto aos percentuais de areia muito fina, há um aumento das dunas frontais para a face da praia no trecho de praia entre Cidreira e Tramandaí, repetindo-se de Capão da Canoa a Terra de Areia. Comportamento inverso foi observado de Osório a Xangri-lá. Entre Arroio do Sal e Torres, o maior percentual de areia muito fina ocorreu na praia subaérea, assim como em Palmares do Sul. Balneário Pinhal tem uma distribuição particular, visto que há menos areia muito fina na praia subaérea. Analisando-se isoladamente as amostras, ocorreram altos percentuais de areia média e baixos de areia fina nas dunas frontais de balneário Pinhal Sede (Balneário Pinhal) e Arroio Teixeira Gleba B (Capão da Canoa). Nos balneários Nordeste (Imbé) e Torres Tur (Torres) esse comportamento foi observado na praia subaérea, já em Frade (Palmares do Sul) na face da praia. A partir das análises concluiu-se que há dois trechos com qualidades sedimentares semelhantes. Tais segmentos são: Palmares do Sul a Imbé e Arroio do Sal a Torres. Os demais municípios possuem atributos sedimentares particulares que os diferenciam.

Palavras chave: granulometria praial, sistema praia duna, variabilidade sedimentológica, Wentworth.

1. NOMENCLATURA

Φ: Escala logarítmica de classificação granulométrica (Wentworth, 1922).

2. INTRODUÇÃO

O litoral norte do Rio Grande do Sul (RS) é constituído pelos municípios de Palmares do Sul, Balneário Pinhal, Cidreira, Tramandaí, Imbé, Osório, Xangri-lá, Capão da Canoa, Terra de Areia, Arroio do Sal e Torres, (Fig.1). Esses municípios possuem diversos balneários oceânicos distribuídos ao longo de, aproximadamente, 135 km de linha de costa retilinizada com orientação sudoeste nordeste. A linha de costa é interrompida por duas desembocaduras, ao sul pelo rio Tramandaí (divisa entre os municípios de Tramandaí e Imbé) e ao norte pelo rio Mampituba (divisa entre os estados do RS e Santa Catarina), ambas fixadas por estruturas oceânicas do tipo molhes.

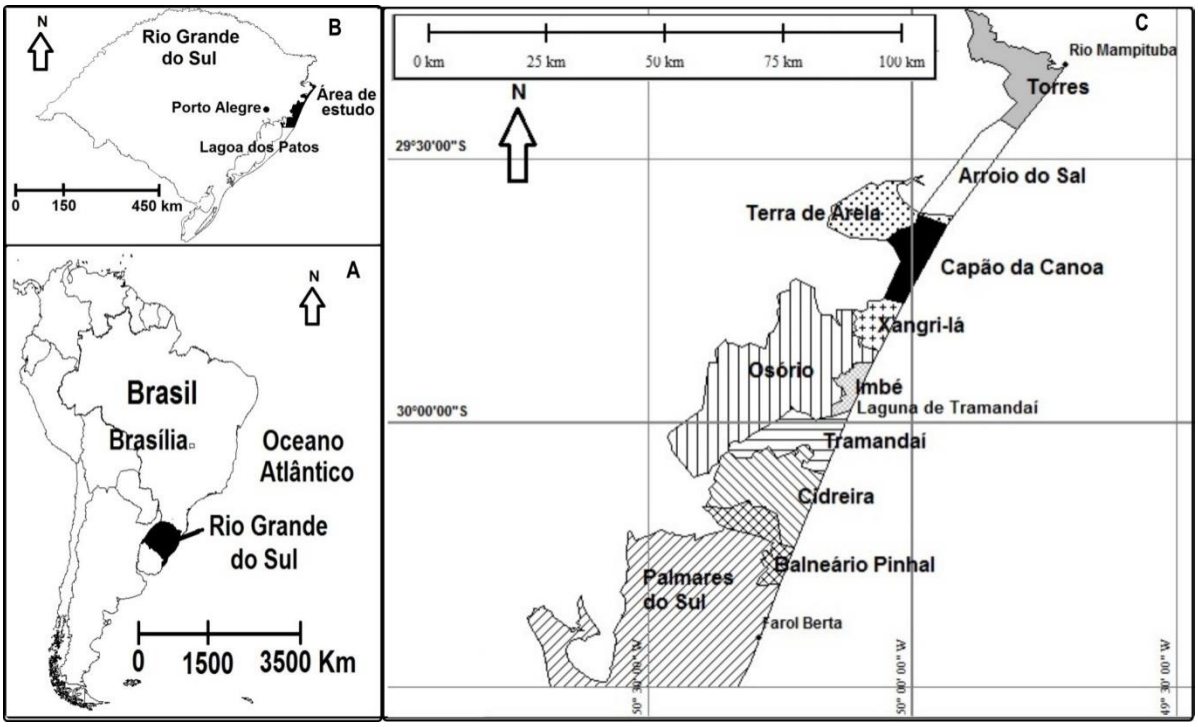


Figura 1. Área de estudo no território brasileiro (A), no estado do Rio Grande do Sul (B), e os municípios constituintes (C).

A região de estudo insere-se no sistema deposicional IV, do tipo laguna barreira, desenvolvida durante o Holoceno, como consequência da última transgressão pós-glacial (Tomazelli e Villwock, 2005). É formada por depósitos sedimentares Quaternários inconsolidados e não recebe contribuição de sedimentos modernos, visto que as areias transportadas pelos rios são retidas pelos amplos sistemas de lagoas costeiras (Tomazelli e Villwock, 1992). Os sedimentos praiais são constituídos de sedimentos arenosos unimodais, tamanho fino, com 95 % de composição quartzosa (Martins, 1967). O tamanho médio do grão é de 0,2 mm (Nicolodi et al. 2002).

Os processos sedimentares que ocorrem no sistema praia duna estão relacionados às características granulométricas dos sedimentos (Bittencourt et al., 1987). Praias com características dissipativas são formadas por sedimentos finos, já praias reflectivas constituídas por sedimentos mais grossos (Short e Hesp, 1982). O tamanho dos sistemas dunares também é função da sedimentologia da região, sedimentos finos são facilmente transportados pelos processos eólicos, diferentemente dos mais grossos. Um fator importante que favorece a formação de dunas com grande volume é a alta energia de ondas com período longo, uma vez que promove condições para a transferência de sedimentos da antepraia para a zona de arrebentação e daí para a praia (Short & Hesp, 1982).

O litoral norte do RS é constituído por praias de estágios dissipativos a intermediários, a altura das dunas frontais aumenta gradativamente de norte para sul, sendo as maiores ocorrendo no balneário de Dunas Altas (Palmares do Sul), (Calliari et. al., 2005). Em Dunas Altas ocorrem formações dunares únicas na região, com dunas frontais

contínuas e de grande volume, com alturas superiores a 10 m (Vianna e Calliari, 2015). A diferenciação desse sistema dunar, quando comparado aos demais existentes na região, pode ser atribuída à convergência da deriva litorânea, devido a uma inflexão na linha de costa, que contribui para o maior volume de areia na antepraia, que se constitui em fonte de sedimentos para o desenvolvimento da mesma e do campo de dunas (Toldo et al., 2006).

Estudos detalhados sobre a sedimentologia, em todos os balneários, são fundamentais para a compreensão dos processos costeiros atuantes no litoral norte do RS. Trabalhos anteriores são pontuais e de baixa resolução espacial, impossibilitando a compreensão da diversidade sedimentológica e geomorfológica do sistema praia dunas frontal observada na região.

Esse trabalho tem por objetivo caracterizar a sedimentologia de todos os balnearios oceânicos do litoral norte do RS, mais especificamente conhecer os tamanhos médios dos grãos (TMG ϕ), percentuais de areia média (%AM), fina (%AF) e muito fina (%AMF) de três ambientes sedimentares, face da praia, praia subaérea e duna frontal. Tambem se objetiva conhecer a diversidade sedimentológica da região e diferenciar sedimentologicamente os três ambientes estudados.

3. METODOLOGIA

Coletas de sedimentos superficiais foram realizadas entre janeiro de 2015 a maio de 2016 em todos os balneários oceânicos da região de estudo. Os limites entre municípios e balneários foram extraídos das bases cartográficas oficiais. Três ambientes praiais foram amostrados: face da praia, praia subaérea e crista da duna frontal (Fig. 2). Em cada ambiente coletou-se, em sacos plásticos devidamente identificados, volumes de sedimentos maiores que 40 gramas. O ponto de coleta foi demarcado com um GNSS de navegação Garmin Oregon 550.

Figura 2. Processo de coleta de sedimentos em campo, à esquerda coleta sobre a crista da duna frontal, ao centro na praia subaérea e à direita na face da praia.

O material coletado foi transportado ao Laboratório de Oceanografia Geológica da Universidade Federal do Rio Grande (LOG-FURG) para o processamento. Primeiramente o material foi lavado em bacias metálicas para a retirada dos sais marinhos para, posteriormente, ser seco em estufa a temperatura aproximada de 40° pelo período de oito horas. O material seco foi peneirado em um conjunto de peneiras no intervalo de -2 a 4 ϕ com variação de ¼ de ϕ (Folk e Ward, 1957), (Fig. 3).

Figura 3. Conjunto de peneiras (A), material retido na peneira 2,5 ϕ (B), removido da peneira (C) e pesado em balança analítica (D).

As planilhas de laboratório foram digitalizadas com o uso de planilha eletrônica, posteriormente foram analisadas no software GRADISTAT (Blott e Pye, 2001). Os parâmetros sedimentológicos determinados foram TMG ϕ, na escala logarítmica de Wentworth (1922), %AM, %AF e %AMF. Médias foram calculadas para cada município a partir das amostras coletadas nos balneários.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na área de estudo foram coletadas 303 amostras, 18 em Palmares do Sul, 18 em Balneário Pinhal, 18 em Cidreira, 39 em Tramandaí, 51 em Imbé, 6 em Osório, 12 em Xangri-lá, 42 em Capão da Canoa, 3 em Terra de Areia, 24 em Arroio do Sal, e 72 em Torres. Os resultados das análises podem ser visualizados na Tab. 1.

Tabela 1. Sedimentologia do litoral norte do RS.

Municípios	Duna Frontal				Praia Subaérea				Face da Praia			
	% AM	% AF	%AMF	TMG ϕ	% AM	% AF	%AMF	TMG ϕ	% AM	% AF	% AMF	TMG ϕ
Palmares do Sul	5,42	91,58	3,00	2,44	6,64	89,74	3,62	2,45	15,77	80,04	3,01	2,34
Balneário Pinhal	11,88	85,39	2,72	2,37	12,96	85,29	1,75	2,35	22,81	74,45	2,70	2,28
Cidreira	4,27	91,96	3,71	2,48	7,30	88,72	3,95	2,47	12,13	83,09	4,14	2,42
Tramandaí	5,57	90,74	3,66	2,46	6,26	89,71	3,93	2,48	8,80	86,63	4,36	2,45
Imbé	7,55	90,24	2,08	2,39	12,06	85,15	2,82	2,37	18,15	80,12	1,73	2,31
Osório	1,67	94,37	3,95	2,51	6,40	90,40	3,19	2,46	18,18	80,57	1,23	2,29
Xangri-lá	5,72	90,90	3,38	2,48	8,59	88,41	2,99	2,42	23,71	74,35	1,13	2,23
Capão da Canoa	8,20	89,03	2,75	2,43	7,94	88,64	3,41	2,45	12,99	82,30	4,70	2,41
Terra de Areia	4,45	92,81	2,71	2,46	12,89	84,01	3,10	2,39	11,76	83,37	4,86	2,44
Arroio do Sal	5,80	90,39	3,80	2,48	4,31	90,27	5,42	2,53	16,73	79,07	4,17	2,37
Torres	7,10	89,93	2,96	2,43	6,64	89,08	4,27	2,48	16,04	80,13	3,78	2,36

Nos balneários da região há uma predominância de areias finas bem classificadas e unimodais nos três ambientes, com tamanho médio de 2,42 ϕ. Os percentuais médios são:10,24% (%AM), 86,27% (%AF), 3,35% (%AMF). O maior %AF ocorre nas dunas frontais, devido a maior seleção de sedimentos. Sedimentos mais finos são facilmente transportados pelos processos eólicos de saltação, suspensão e arrasto. Os maiores %AM, e menores %AF, ocorrem

na face da praia, visto que ainda não foram selecionados por meios eólicos. Nesse ambiente os sedimentos estão sujeitos aos processos aquosos promovidos pela ação das ondas e deriva litorânea.

Nas dunas frontais, do município de Osório, ocorrem os maiores %AF e menores %AM. O maior %AM, e menor %AF, ocorre na face da praia de Xangri-lá. Na praia subaérea de Arroio do Sal foi encontrado o maior %AMF.

Na região de estudo ocorre uma nítida a diferenciação dos três ambientes amostrados, perceptível na análise isolada do %AM (Fig. 4).

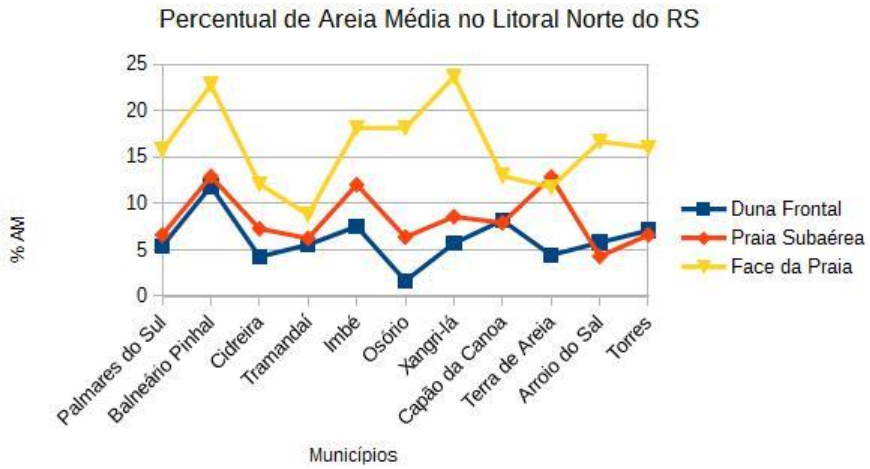


Figura 4. Percentual de areia média nos balneários do litoral norte do RS.

Na Fig 4. é possível visualizar a diferenciação entre os três ambientes estudados, corroborando o apresentado na Tab 1 onde se observa um aumento nos %AM em direção à face da praia. Esse Comportamento não ocorre em Capão da Canoa, Terra de Areia, Arroio do Sal e Torres, visto que o %AM na praia subaérea é maior que na face da praia em Terra de Areia e, nos demais, o %AM das dunas é maior que na praia subaérea. Entre Palmares do Sul e Imbé, a diferença entre %AM entre os três ambientes mantém-se estável. O comportamento gráfico do %AM registrado consiste no aumento a partir de Palmares do Sul a Balneário Pinhal, redução de Cidreira a Tramandaí e aumento em Imbé. Em Osório há uma redução no %AM nas dunas frontais e praia subaérea, porém o %AM da face da praia mantém-se praticamente o mesmo de Imbé. Em Xangri-lá há um aumento brusco nos %AM na face da praia, atingindo o valor mais alto observado na região.

A variação nos %AF são semelhantes aos observados nos %AM e podem ser visualizados na Fig. 5.

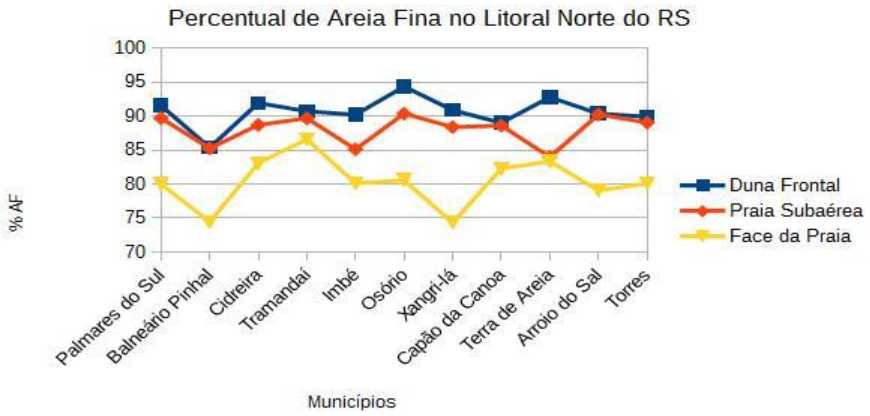


Figura 5. Percentual de areia fina nos balneários do litoral norte do RS.

A separação entre ambientes baseada nos %AM observada na Fig 4. também é visualizada na Fig. 5, há maiores %AF nas dunas frontais e consequente redução à medida que se aproxima da face da praia. A partir de Palmares do Sul há uma redução no %AF em Balneário Pinhal, nesse município os %AF da praia subaérea e crista da duna frontal

são muito próximos. A partir de Balneário Pinhal há aumento nos %AF até Tramandaí onde, novamente, ocorre uma redução até Imbé. Em Osório, o %AF nas dunas frontais é o maior encontrado na região, 90,40%. O %AF da face da praia desse município possui um comportamento análogo ao %AM, mantendo-se o mesmo de Imbé. Na face da praia em Xangri-lá existe o menor %AF encontrado na região. Novamente em Terra de Areia há uma anomalia ocasionada pelo baixo %AF na praia subaérea, que não acompanha a tendência de aumento nos %AF observado a partir de Capão da Canoa.

Os %AMF apresentam comportamentos distintos dos demais (Fig. 6).

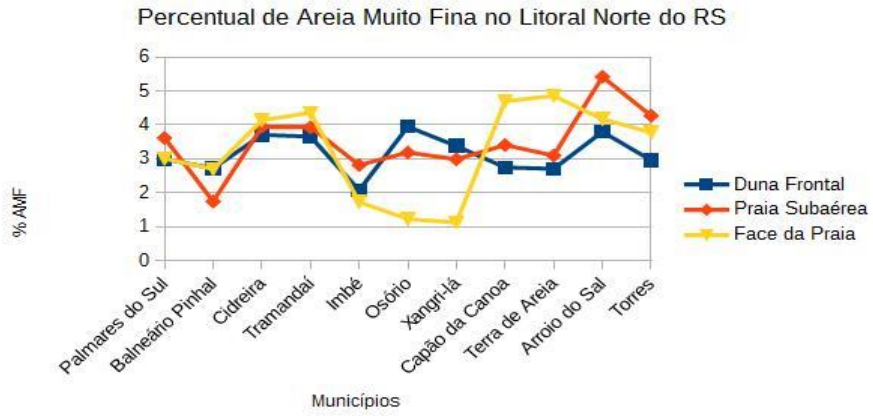


Figura 6. Percentual de areia muito fina nos balneários do litoral norte do RS.

Na Fig 6. percebe-se que não existe o mesmo padrão observado nos outros percentuais, com exceção nos trechos entre Cidreira e Tramandaí e entre Capão da Canoa e Terra de Areia. Nesses segmentos ocorre um aumento no %AMF a partir da duna frontal em direção à face da praia, onde há os maiores percentuais. Em Palmares do Sul e Balneário Pinhal, o %AMF da face da praia é praticamente igual ao das dunas frontais, havendo maior %AMF na praia subaérea de Palmares do Sul e menos nesse ambiente em Balneário Pinhal. Em Imbé ocorre uma inversão na tendência apresentada entre Cidreira e Tramandaí, ocorrendo um aumento nos %AMF a partir da face da praia em direção à duna frontal. Um comportamento particular ocorre entre Arroio do Sal e Torres, visto que o maior %AMF nesses municípios ocorre na praia subaérea. A maior média de %AMF na região foi encontrada nesse ambiente em Arroio do Sal, igual a 5,42 %.

Assim como apresentado nas Fig. 4 e Fig. 5, o gráfico do TMG ϕ (Fig. 7) possibilita, também, a diferenciação dos três ambientes amostrados.

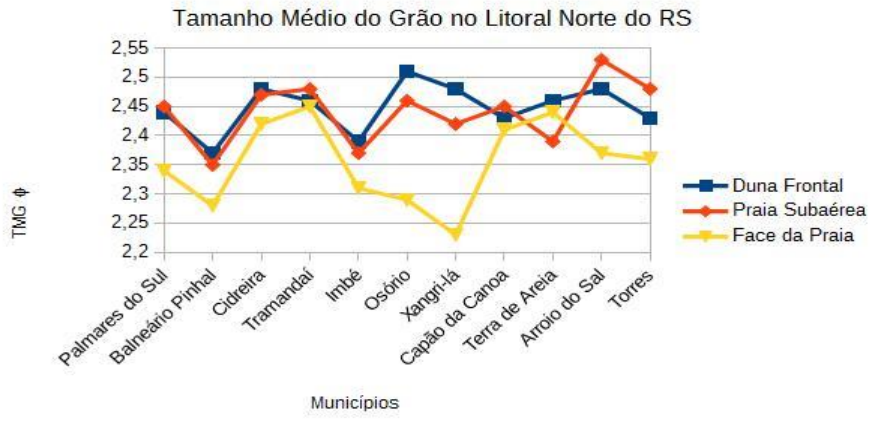


Figura 7. TMG ϕ nos balneários do litoral norte do RS.

O TMG ϕ é maior na face da praia, os sedimentos mais finos ocorrem nas dunas frontais, visto que são facilmente transportados eolicamente. O TMG ϕ segue a tendência do %AM e %AF já descrito na região, de modo que a granulometria dos sedimentos aumenta em direção à face da praia. O TMG ϕ aumenta de Palmares do Sul para

Balneário Pinhal, diminuindo novamente entre Cidreira e Tramandaí, aumentando novamente entre Imbé e Xangri-lá, onde ocorrem os sedimentos mais grossos na face da praia, igual a 2,23 ϕ. Entre Capão da Canoa e Torres há uma inversão no TMG ϕ, os sedimentos das dunas desses municípios são mais grossos quando comparados aos da face da praia. Novamente uma anomalia é observada em Terra de Areia, onde o sedimento mais grosso ocorre na praia subaérea. Os valores TMG ϕ nas dunas frontais e praia subaérea de Palmares do Sul são praticamente iguais, valores muito próximos também ocorrem nas dunas frontais e praia subaérea de Cidreira e nos três ambientes em Tramandaí.

Analisando-se isoladamente as amostras, os %AM encontrados nas dunas frontais apresentam valores próximos à média municipal, porém altos %AM foram observados nas amostras coletadas em balneário Pinhal Sede (Balneário Pinhal), igual a 33,85 %, e Arroio Teixeira Gleba B (Capão da Canoa), igual a 28,60 %. Nesses balneários ocorrem os mais baixos %AF em dunas frontais no litoral norte do RS, 64,20 % em Pinhal Sede e 69,40% em Arroio Teixeira Gleba B. Nos citados balneários, as dunas sofreram grandes intervenções antrópicas, em Balneário Pinhal Sede existem apenas fragmentos de dunas frontais, de modo que os sedimentos analisados podem corresponder a depósitos pretéritos.

Na praia subaérea não há um padrão de aumento ou diminuição nos %AM, porém há uma maior variação nos percentuais quando comparado aos sedimentos dunares. Valores extremos altos foram encontrados no balneário Nordeste (Imbé), igual a 33,22%, e em Torres Tur (Torres), igual a 31,10 %. Evidentemente o mesmo padrão se repete quanto aos extremos de areia fina, com valores baixos iguais a 66,10 % no Nordeste e 66,80 % em Torres Tur. Nesse ambiente também ocorre o maior %AMF amostrado, igual a 9,76 em Estrela do Mar (Torres).

Um alto percentual de areia média ocorre no balneário Frade (Palmares do Sul), igual a 42,25%, assim como um baixo %AF, igual a 55,31 %. Nesse ambiente há uma maior variação entre os percentuais de areia média e fina. Esses valores podem estar relacionados à intrusão de sedimentos continentais transportados até a face da praia através de sangradouros.

5. CONCLUSÕES

No litoral norte do RS há uma predominância de areias finas em todos os ambientes praiais. É possível diferenciar os ambientes estudados a partir de análises dos %AM, %AF e TMG ϕ. A partir da análise gráfica, é possível concluir que o trecho entre Palmares do Sul e Imbé possui características sedimentares semelhantes. Osório, Xangri-lá, Capão da Canoa e Terra de Areia tem qualidades sedimentares diferenciadas no litoral norte do RS. As praias subaéreas de Arroio do Sal e Torres possuem características particulares, devido ao maior %AMF e TMG ϕ e menor %AM dentre os três ambientes estudados, ambos municípios podem ser considerados, também, de atributos sedimentares semelhantes. As variações sedimentares observadas nesses trechos podem estar relacionadas ao transporte de sedimentos pela deriva litorânea, às áreas fontes, assim como pela orientação da linha de costa em relação ao vento predominante.

Analisando-se isoladamente as amostras, ocorrem picos nos percentuais em alguns balneários, tais valores podem estar relacionados a processos meteorológicos atuantes nas regiões costeiras, como tempestades responsáveis por ventos extremos e pela elevação no nível do mar.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bittencourt, A.C.S.P., Farias, F.F. and Zanini, A. JR., 1987. "Reflexos das variações morfo-dinâmicas praiais nas características texturais dos sedimentos da praia de Armação. Salvador, Bahia". Revista Brasileira de Geociências, Vol 17, pp. 276-282.

Blott, S.J. and Pye, K., 2001. "GRADISTAT: a grain size distribution and statistics package for the analysis of unconsolidated sediments". Earth Surface Processes and Landforms, Vol. 26, No. 1, pp. 1237-1248.

Calliari, L., Pereira, P.S., de Oliveira, A.O. and Figueiredo, S.A., 2005. "Variabilidade das dunas frontais no litoral norte e médio do Rio Grande do Sul". Gravel, Vol. 3, No. 1, pp. 15-30.

Folk, R., L. and Ward. W., C., 1957. "Brazos river bar: A study in the significance os grain size parameters". Journal of Sedimentary Petrology, Vol. 27, No. 1, pp. 3-26.

Martins, L.R., 1967. "Aspectos deposicionais e texturais dos sedimentos praiais e eólicos da Planície Costeira do Rio Grande do Sul". Publicação Especial da Escola de Geologia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Vol. 13, pp. 1-102.

Nicolodi, J.L., Siegle, E., Rechden FO. R. and Corrêa, I.C.S., 2002. "Análise sedimentológica do pós-praia no Rio Grande do Sul". In: Martins, L.R., Toldo Jr., E.E. and Dillenburg, S.R. Erosão Costeira: Causas, análise de risco e sua relação com a gênese de depósitos minerais. Porto Alegre, Rio Grande do Sul, Brasil.

Short, A, D. and Hesp, P., A., 1982. "Wave, beach and dune interactions in southeastern Australia". Marine Geology, Vol.48, pp. 259-284.

Toldo, E.E., Almeida, L.E.S.B., Nicolodi, J.L., Absalonsen, L. and Gruber, N.L.S., 2006. “O Controle da Deriva Litorânea no Desenvolvimento do Campo de Dunas e da Antepraia no Litoral Médio do Rio Grande do Sul”. Pesquisas em Geociência, Vol. 33, No.2, pp. 35 – 42

Tomazelli, L. J. and Villwock, J. A., 1992. “Considerações sobre o ambiente praial e a deriva litorânea de sedimentos ao longo do litoral norte do Rio Grande do Sul, Brasil”. Pesquisas, Vol. 19, No. 1, pp. 3-12.

Tomazelli. L., J. and Villwock, J., A., 2005. “Mapeamento geológico da planície costeira: O exemplo da costa do Rio Grande do Sul”. Gravel, Vol. 3, No.1, pp.109-115.

Vianna, H.D. and Calliari, L.J., 2015 “Variabilidade do sistema praia-dunas frontais para o litoral norte do Rio Grande do Sul (Palmares do Sul a Torres, Brasil) com o auxílio do Light Detection and Ranging – Lidar”. Pesquisa em Geociências, Vol. 42. No. 2, pp. 141-158.

Wentworth, K., C., 1922. “A scale of grade and class terms for clastic sediments”. The Journal of Geology, Vol. 30. No.5, pp. 377-392.

6. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ESTUDO NUMÉRICO DO EFEITO DE UM ESPECTRO DE ONDAS COMPARADO A UMA ONDA MONOCROMÁTICA SOBRE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO *ONSHORE* EMPREGANDO DESIGN CONSTRUTAL

Jaifer Corrêa Martins[1], Marcelo Moraes Goulart[2], Dante Vinícius Eloy Barbosa[1], Mateus das Neves Gomes[3], Jeferson Avila Souza[1,2], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Liércio André Isoldi[1,2], Elizaldo Domingues dos Santos[1,2]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: jaifercm@gmail.com
e-mail: elizaldosantos@furg.br
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: dante_barbosa@yahoo.com.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: moraesgoulart@yahoo.com.br
[3] Instituto Federal do Paraná, Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, Paranaguá, PR, Brasil
e-mail: mateus.gomes@ifpr.edu.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

O presente estudo apresenta um estudo numérico sobre um dispositivo conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica do tipo galgamento, aplicando o Design Construtal. O objetivo é avaliar a influência entre uma onda monocromática e um espectro de ondas (com período significante e altura significante do espectro de ondas dadas por T_S = 7,5 s e H_S = 1,5 m) sobre comportamento da geometria da rampa e a potência disponível (P_d) em um caso específico de um dispositivo de galgamento encontrado na literatura. É empregado o Design Construtal para a análise geométrica. O caso estudado apresenta as características: diversas razões entre altura e comprimento da rampa (H_1/L_1), relação entre as áreas da rampa e do tanque de ondas constante ($\phi = A_r/A_T$ = 0,012) e a distância entre o fundo do dispositivo e o fundo do tanque (S = 3,5 m). Para a solução numérica é empregado um código de dinâmica dos fluidos computacional, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF). O modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) é aplicado no tratamento da interação água-ar. Os resultados mostram que o comportamento de H_1/L_1 é o mesmo, tanto com o emprego da onda monocromática, quanto para o espectro de ondas. Além disso, a potência disponível obtida com o emprego do espectro de ondas foi menor em comparação com uma onda monocromática, resultado esperado visto as características mais próximas do real (ou seja, altura e período de ondas variáveis) quando utilizamos um espectro de ondas Pierson-Moskowitz.

Palavras-chave: *Galgamento, VOF, Design Construtal, Espectro de Ondas, WEC*

1. INTRODUÇÃO

O aumentado da demanda energética mundial vem aumentando consideravelmente com o passar dos anos, assim a busca por alternativas para suprir tal demanda é essencial. Uma forma interessante de complementar a matriz energética de uma região é o aproveitamento da energia proveniente das ondas do mar para geração de energia elétrica. De acordo com Cruz e Sarmento (2004), a exploração da energia das ondas representa um domínio de inovação, onde há muito ainda por fazer. Por exemplo, o potencial de energia das ondas estimado no sul do Brasil é de aproximadamente 30 kW/m, o que justifica a pesquisa sobre o comportamento de dispositivos que explorem este tipo de energia na região. Entre os diversos tipos de equipamentos encontrados na literatura, um em especial chama atenção por seu princípio de funcionamento relativamente simples: o dispositivo de galgamento. Este dispositivo é constituído por uma rampa a qual é galgada pelas ondas do mar, a água então é acumulada no interior de um reservatório. O escoamento da água através de uma turbina de baixa queda gera energia elétrica (Fleming, 2012). Um esquema simples é ilustrado na Fig. 1.

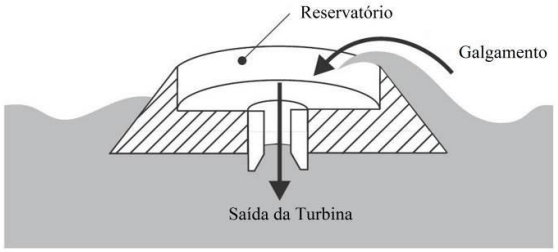


Figura 1. Ilustração do princípio de funcionamento do dispositivo de galgamento.

O número de estudos encontrados na literatura utilizado os métodos numéricos abordando o princípio de funcionamento de dispositivos conversores de energia das ondas do mar (WEC) em energia elétrica, vem aumentando significativamente nos últimos anos. Entre estes estudos, são apresentados a seguir alguns dos principais sobre o dispositivo de galgamento:

Em Liu *et al*. (2008) é apresentada a modelagem computacional de um dispositivo do tipo de galgamento utilizando a metodologia VOF (*Volume of Fluid*). As equações de conservação foram resolvidas com o *software* FLUENT baseado no Método de Volumes Finitos (MVF) e para geração da onda foi utilizada uma teoria linear. Para isso, geometrias diferentes para o conversor foram analisadas empregando modelos computacionais 2D (bidimensional). Várias condições das ondas incidentes e geometrias do dispositivo foram analisadas, resultando em recomendações sobre a inclinação da rampa do dispositivo.

Nam *et al.* (2008) realizam um estudo numérico de um dispositivo de galgamento circular, onde foram inseridas aletas igualmente espaçadas na área da rampa para guiar a água incidente, com o objetivo de determinar os parâmetros geométricos ótimos que maximizam a quantidade de água galgada. Neste estudo foi utilizado o *software* FLOW3D, sendo simulados casos 2D e 3D, empregando ondas regulares.

Margheritini *et al*. (2012), realizam uma análise de viabilidade de implementação do SSG (*Sea-wave Slot-cone Generator*) no porto de *Hanstholm* na Dinamarca. Desta forma, um estudo numérico de otimização geométrica do SSG foi realizado por meio do *software* WOPSim, o qual foi desenvolvido pela Universidade de Aalborg especificamente para a determinação de parâmetros do SSG. Além disso, foi utilizado o espectro de ondas JONSWAP.

Beels *et al*. (2010) utilizaram o modelo *MILDwave*, o qual emprega as equações de declividade (*mild-slope equations*) e descreve a transformação de ondas irregulares (espectro JONSWAP). Desta forma, o modelo numérico desenvolvido foi implementado em um único *Wave Dragon* e em diferentes formações do conjunto de dispositivos. Como resultado, os autores concluíram que uma fazenda de cinco conversores *Wave Dragon* instalados com um arranjo desalinhado, torna-se mais eficiente para o aproveitamento do espaço.

Jin *et al*., (2012) estudaram um dispositivo semelhante ao Nam *et al.* (2008), porém somente o efeito do número de aletas foi analisado. Neste estudo foi empregado o *software* comercial FLUENT para as simulações em 3D. As equações governantes empregam o RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) e o padrão *k-ε* aplicado como modelagem da turbulência e a mistura água-ar, foi abordada com o emprego *Volume of Fluid* (VOF). Os resultados mostraram que com um número maior de aletas há um aumento no volume de água galgado, entretanto não foi definido um número ótimo de aletas.

Em Goulart *et al.* (2015) foi realizado um estudo numérico relacionado ao efeito da geometria da rampa sobre o desempenho de um dispositivo de galgamento *onshore* em escala real, empregando o Design Construtal. O objetivo principal foi avaliar a razão entre altura e comprimento da rampa (H_1/L_1) que maximiza a quantidade de água (m) que

entra no reservatório do dispositivo para distâncias entre o fundo do dispositivo e o fundo do tanque de S = 5,0 m e S = 6,0 m, empregando uma onda monocromática com período T = 7,5 s. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte da fração volumétrica (*Volume of Fluid* (VOF)) foram resolvidas com o *software* FLUENT. Os resultados mostraram que as melhores geometrias foram obtidas para as menores razões de H_1/L_1 e com a diminuição de S.

Em Martins (2016) foi realizado um estudo empregando duas ondas monocromáticas diferentes e três diferentes áreas construtivas (ϕ) para a rampa do dispositivo, empregando o Design Construtal e a Busca Exaustiva. Desta forma, foi avaliada a influência da razão entre altura e comprimento da rampa (H_1/L_1) que maximiza a potência disponível (P_d) para diferentes frações de área (ϕ), várias distâncias entre o fundo do dispositivo e o fundo do tanque (S) e diferentes ondas monocromáticas (T), com a finalidade de se determinar a geometria ótima do dispositivo. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte da fração volumétrica (*Volume of Fluid* (VOF)) foram resolvidas com o *software* FLUENT. Os resultados mostraram que as melhores geometrias são obtidas para as menores razões de H_1/L_1 para todas as profundidades. Estes indicaram ainda que o efeito da razão H_1/L_1 sobre P_d foi semelhante para dois diferentes períodos de onda T. Além disso, conforme esperado, a diminuição do período (T) conduziu a uma diminuição da potência disponível (P_d).

No presente trabalho é realizado um estudo numérico empregando o espectro *Pierson-Moskovitz* (PM) em um dos casos estudados por Martins (2016), no qual foram utilizadas ondas monocromáticas. Mais especificamente, pretende-se analisar se o comportamento da geometria da rampa (razão H_1/L_1) se mantém o mesmo quando utilizado ondas irregulares (espectro PM), além de investigar a influência na potência disponível (P_d) obtida. Para o estudo foi utilizado o caso de submersão S = 3,5 m, período de onda T = 7,5 s, altura da onda H = 1,0 m, frações de área ($\phi = A_r/A_T$ = 0,012) e diversas razões entre altura e comprimento da rampa H_1/L_1 0,31 ≤ H_1/L_1 ≤ 0,44.

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA E MODELAGEM MATEMÁTICA

O problema físico analisado consiste em um dispositivo de galgamento bidimensional colocado em um tanque de ondas, conforme representado na Fig. 2. O movimento da onda é gerado pela imposição de um campo de velocidades na superfície esquerda do tanque.

O objetivo do estudo é analisar a influência do espectro de *Pierson-Moskowitz* no comportamento da geometria da rampa (razão H_1/L_1), além de investigar a influência na potência disponível (P_d) obtida, no caso estudado por Martins (2016) descrito anteriormente. As dimensões do tanque são as mesmas utilizadas por Martins (2016), ou seja, a altura do tanque (H_T) é igual a 20,0m, comprimento do mesmo, L_T = 327,0 m e o comprimento do reservatório, L_R = 20,0 m.

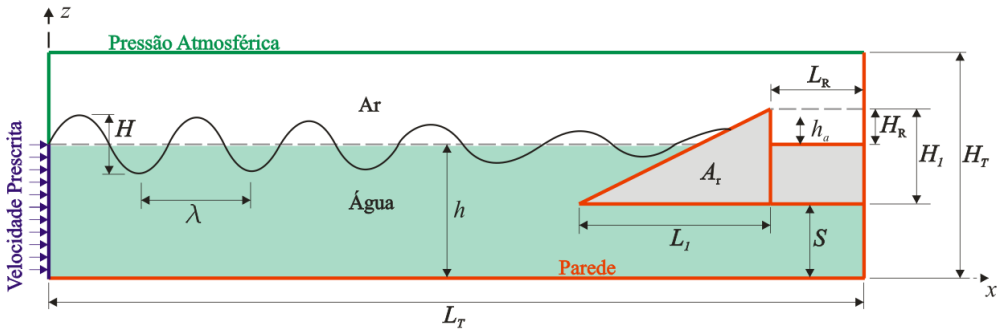


Figura 2. Domínio computacional de um dispositivo de galgamento em escala real com dois graus de liberdades.

2.1 Design Construtal Aplicado ao Dispositivo de Galgamento

No âmbito do Design Construtal (Bejan, 2000; Bejan, 2008), a avaliação geométrica do problema estudado está sujeita a duas restrições, ou seja, a área total de restrição de tanque a onda:

$$A_T = H_T L_T \tag{1}$$

e a área de restrição a rampa:

$$A_r = \frac{H_1 L_1}{2} \tag{2}$$

A Eq. (2) pode ser reescrita como a fração de área do dispositivo:

$$\phi = \frac{A_r}{A_T} \tag{3}$$

Também está sendo considerado como uma restrição do problema que ($S + H_1$) > ($h + H/2$) de forma que a crista da onda não seja superior à máxima altura do dispositivo.

A equação utilizada para determinação da potência disponível por metro de frente de onda foi:

$$P_d = \frac{g h_a(t_f)}{t_f} \int_{t_i}^{t_f} \dot{m} dt \tag{4}$$

onde g é a aceleração da gravidade (m/s²), t_i é o instante de tempo inicial (s), t_f é o instante de tempo final (s) (t_f = 100,0 s para o presente estudo), $h_a(t_f)$ é a altura de água acumulada no reservatório em $t = t_f$, e $\dot{m}$ é a vazão mássica da água acumulada no reservatório (kg/s).

2.2 O modelo Multifásico *Volume of Fluid* (VOF)

Para lidar com o escoamento da mistura de ar e água e avaliar a sua interação com o dispositivo, é empregado o método *Volume of fluid* (VOF) (Hirt e Nichols, 1981). O VOF é um modelo multifásico usado para escoamentos de fluido com duas ou mais fases. Neste modelo, as fases são imiscíveis, ou seja, o volume de uma fase não pode ser ocupado por outra fase.

A equação de conservação da massa para a mistura ar e água em um escoamento isotérmico, laminar e incompressível, Eq. (5):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \tag{5}$$

onde ρ é a massa específica da mistura (kg/m³) e é $\vec{v}$ o vetor de velocidade do escoamento (m/s).

A equação de conservação da quantidade de movimento para a mistura, Eq. (6):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\bar{\bar{\tau}}\right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{6}$$

onde p é a pressão (N/m ²), $\rho \vec{v}$ e $\vec{F}$ são as forças de campo e forças externas ao corpo (N/m³), respectivamente. Neste trabalho, a única força de campo que atua sobre o escoamento é a força de empuxo, consequentemente o vetor de forças externas será desconsiderado. O termo $\bar{\bar{\tau}}$ é o tensor taxa de deformação (N/m²), que para um fluido Newtoniano, Eq. (7):

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[\left(\nabla \cdot \vec{v} + \nabla \cdot \vec{v}^T \right) \right] \tag{7}$$

onde μ é a viscosidade dinâmica (kg/(ms)).

Nas simulações deste estudo, são consideradas duas diferentes fases: ar e água. Portanto, o conceito de fração de volume (α_q) é usado para representar as duas fases dentro de um volume de controle. Neste modelo, a soma das frações de volume, dentro de um volume de controle, devem ser unitária ($0 \leq \alpha_q \leq 1$). Consequentemente, se $\alpha_{água}$ = 0, o volume de controle está vazio de água e cheio de ar ($\alpha_{ar} = 1$). Se o fluido tem uma mistura de ar e água, uma fase é o complemento da outra, ou seja, $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$. Assim, uma equação de transporte adicional para uma das frações de volume é necessária:

$$\frac{\partial (\rho \alpha_{água})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \alpha_{água} \vec{v}) = 0 \tag{8}$$

Vale ressaltar que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura. Portanto, é necessário obter os valores de massa específica e viscosidade para a mistura, que podem ser escritas por (Srinivasan *et al.*, 2011):

$$\rho = \alpha_{agua}\rho_{agua} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{9}$$

$$\mu = \alpha_{agua}\mu_{agua} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{10}$$

2.3 Geração da onda – Espectro de Ondas

O espectro de *Pierson-Moskowitz*, adotado no presente estudo, é válido para um mar totalmente desenvolvido e assume que as ondas estão em equilíbrio com o vento (Chakrabarti, 2005). Um fluxograma do processo de geração e análise de ondas irregulares é apresentado na Fig. 3. A densidade espectral ($S(\omega)$) é dada por:

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16}\,\frac{H_S\,\omega_P{}^4}{\omega^5}\,e^{-\left(\frac{5\omega_P{}^4}{4\omega^4}\right)} \tag{11}$$

onde: H_S é a altura significativa (m), neste trabalho H_S = 1,5 m, ω é a frequência da onda (rad/s), e ω_P é a frequência de pico da onda (rad/s) e pode ser determinada por:

$$\omega_P = \frac{2\pi}{T_S} \tag{12}$$

onde: T_S é o período significante do espectro (s), neste trabalho T_S = 7,5 s.

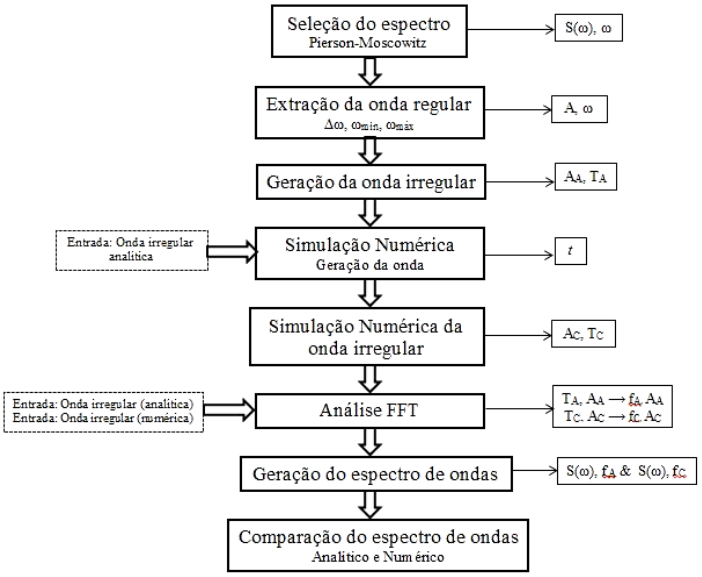


Figura 3. Metodologia de análise da geração de ondas irregulares (Adaptado de Elangovan, 2011).

De acordo com ANSYS (2016) é possível determinar o intervalo de frequências de modo que o mesmo compreenda a região de maior energia da onda, sendo o recomendável dado por:

$$\omega_{\min} = 0{,}5\,\omega_P \tag{13}$$

$$\omega_{máx} = 2{,}5\,\omega_P \tag{14}$$

No presente estudo o espectro é formado por 15 ondas com frequências dentro do intervalo determinado pelas Eqs. (13) e (14). É possível distribuir de forma igual às frequências a serem consideradas através da seguinte relação:

$$d\omega = \frac{\omega_{máx} - \omega_{\min}}{n_o} \tag{15}$$

onde: n_o é o número de ondas consideradas no espectro e $d\omega$ é o diferencial de frequência.

É possível extrair cada uma das 15 ondas regulares que compõem o espectro de ondas considerado. Para tanto deve ser considerada a seguinte relação entre densidade espectral e amplitude (Elangovan, 2011; Journée, 2001):

$$S(\omega_n)d\omega = \frac{1}{2}\zeta_{a_n}^2 \tag{16}$$

onde: ζ_{a_n} é a amplitude da componente do espectro (m), ou seja, a amplitude de uma das 15 ondas que formam o espectro deste estudo.

Mantendo o ângulo de fase diferente para cada onda regular, a onda irregular pode ser gerada analiticamente pela adição de toda a onda regular. Conforme apresentado a seguir (Elangovan, 2011):

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^{n_o} \zeta_{a_n} \cos(k_n x - \omega_n t + \varepsilon_n) \tag{17}$$

onde: k_n é o número de onda da componente (rad/m), x a posição espacial (m), ω_n a frequência da componente (rad/s), t o tempo (s) e ε_n o ângulo de fase randômico da componente (rad). O número de onda (k_n) pode ser determinado pela relação de dispersão, dada por (Dean e Dalrymple, 1991):

$$\omega^2 = g\,k\tanh(k\,h) \tag{18}$$

A geração numérica da onda irregular levará em conta as componentes do espectro extraídas a partir da Eq. (17). Posteriormente, a onda irregular gerada numericamente pode ser comparada com a onda analítica. Além da comparação da onda irregular, a análise através da Transformada Rápida de Fourier (FFT) será empregada para a comparação da densidade espectral analítica e numérica.

2.4 Condições de Contorno

Como é possível observar na Fig. 2, o gerador de ondas numérico é posicionado no lado esquerdo do tanque de ondas, com a condição de contorno de velocidade prescrita. Para a geração de ondas irregulares é considerada a Eq. (17) e suas respectivas componentes, horizontal (u) e vertical (w), da velocidade da onda como condição de contorno (velocidade de entrada prescrita). Essas componentes da velocidade variam em função do espaço e do tempo e são impostas na superfície de entrada e dadas por (Chakrabarti, 2005; Dean e Dalrymple, 1991; McCormick, 1976):

$$u = \zeta_{a_n} g k_n \frac{\cosh(k_n z + k_n h)}{\omega_n \cosh(k_n h)} \cos(k_n x - \omega\, t) \tag{19}$$

$$w = \zeta_{a_n} g k_n \frac{senh(k_n z + k_n h)}{\omega_n\, senh(k_n h)} sen(k_n x - \omega_n t) \tag{20}$$

onde: g a aceleração da gravidade (m/s²); ω_n é a frequência da componente, e $\underline{z}$ é a variação da posição entre a superfície livre da água e o fundo do mar (m).

Para as outras condições de contorno, a região superior da superfície lateral esquerda, bem como, a superfície superior impõe-se uma pressão atmosférica P_{abs} = 101,3 kPa. Nas superfícies inferior, lateral direita, bem como, na superfície do dispositivo de galgamento é imposta uma condição de impermeabilidade e não-deslizamento com velocidade nula ($u = w = 0$ m/s).

Com relação às condições iniciais, foi considerado que o fluido está em repouso e que a lâmina de água possui uma superfície livre com altura h = 10,0 m.

3. PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS

O solver empregado é baseado na pressão e as simulações foram realizadas com esquema de advecção *Upwind* de primeira ordem e PRESTO (*Pressure Staggering Option*) para as discretizações espaciais do termo advectivo da equação da conservação da quantidade de movimento e pressão, respectivamente. O acoplamento pressão-velocidade é realizado pelo método PISO (Versteeg e Malalasekera, 2007). Para a determinação da superfície ocupada pela água é empregado o método *Geo-reconstruction*. Além disso, fatores de sub-relaxação de 0,3 e 0,7 foram impostos para as equações de conservação de massa e quantidade de movimento, respectivamente. As soluções obtidas aqui foram

consideradas convergidas quando os resíduos para as equações de conservação de massa e quantidade de movimento nas direções *x* e *y* foram inferiores a 10^{-6}.

Todas as simulações foram realizadas usando um computador com processador Intel Core i7-5820K com clock de 3.3 GHz de 6 núcleos e 16 GB de memória RAM. Emprega-se uma Biblioteca de Passagem de Mensagem (MPI – do inglês: *Message Passing Interface*) para paralelização. O tempo de processamento de cada simulação foi de aproximadamente $1{,}08 \times 10^5$ s (30 h).

A Figura 4 ilustra a malha empregada no presente trabalho, a mesma utilizada em Martins (2016), e também as condições de contorno empregadas no domínio.

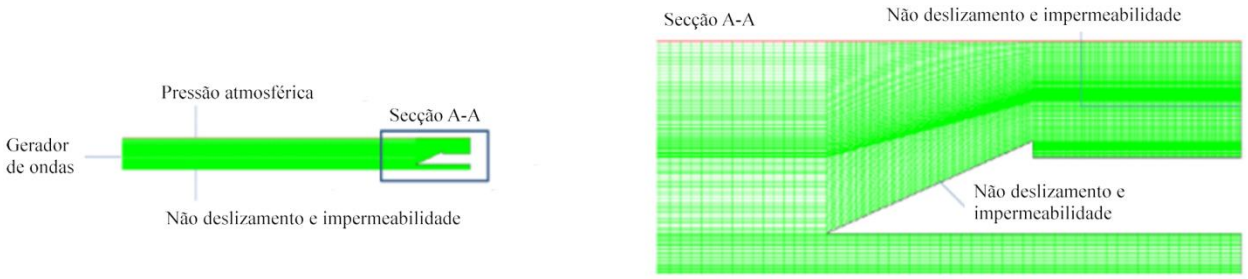


Figura 4. Discretização espacial aplicada ao dispositivo de galgamento onshore em escala real.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Figura 5 é apresentada uma comparação entre a elevação da superfície livre obtida analiticamente e numericamente para onda regular da Teoria de Stokes de 2ª Ordem na Fig. 5a, espectro *Pierson-Moskowitz* na Fig 5b e a densidade espectral na Fig 5c. É importante ressaltar que a equação analítica para a onda regular de Stokes de 2ª Ordem (Chakrabarti, 2005) é obtida a partir da Eq. (22) a seguir:

$$\eta = \frac{H}{2}\cos(kx - \sigma t) + \frac{H^2 k}{16}\frac{\cosh(kh)}{sinh^3 kh}\left(2 + cosh2(kh)\right)cos2(kx - \sigma t) \tag{22}$$

De uma maneira qualitativa é possível notar uma boa concordância entre as duas soluções apresentadas na Fig. 5a.

Já a equação analítica para o espectro *Pierson-Moskowitz* é obtida a partir da Eq. (7) e da soma das amplitudes instantânea para as 15 ondas componentes do espectro em consideração. E também de uma maneira qualitativa é possível notar uma razoável concordância entre as duas soluções apresentadas na Fig. 5b.

Para comparar as alturas significativas, da solução analítica e numérica, pode-se utilizar a norma l_∞, dada por (Kreyszig, 2011):

$$\|x\|_\infty = \max_j |x_j| \tag{23}$$

onde x_j representa a variável em consideração instantânea.

Em termos quantitativos é possível verificar, no intervalo onde a onda encontra-se estabilizada, que a diferença obtida analiticamente e numericamente para onda regular de Stokes de 2ª Ordem, apresentou uma diferença de aproximadamente 12,0 % com relação à variação de altura da superfície livre. Enquanto que para a solução analítica, utilizando a norma l_∞, do espectro *Pierson-Moskowitz* obteve-se uma magnitude de 1,0621 e para a solução numérica a norma foi igual a 0,7041. Assim, nos picos de elevação as alturas significativas possuem uma diferença de aproximadamente 0,3580 m. Esta diferença ocorre devido a influência da profundidade de propagação da onda.

Considerando à densidade espectral, conforme apresentado na Fig. 5c, é evidente o efeito do fundo do tanque de ondas na propagação da onda. Calculando a norma l_∞, Eq. (23), é encontrado para a densidade espectral obtida analiticamente um valor igual a 0,2237 e para a solução numérica: quando h = 10 m um valor igual a 0,14022 e quando h = 40 m um valor igual a 0,20587. Sendo assim é possível destacar que o modelo computacional adotado neste trabalho reproduz o fenômeno real de maneira adequada. Ainda é importante ressaltar que o avanço no tempo utilizado foi de 0,02 s, ou seja, T_S / 375. Na análise por Transformada Rápida de Fourier foram utilizados 2048 pontos.

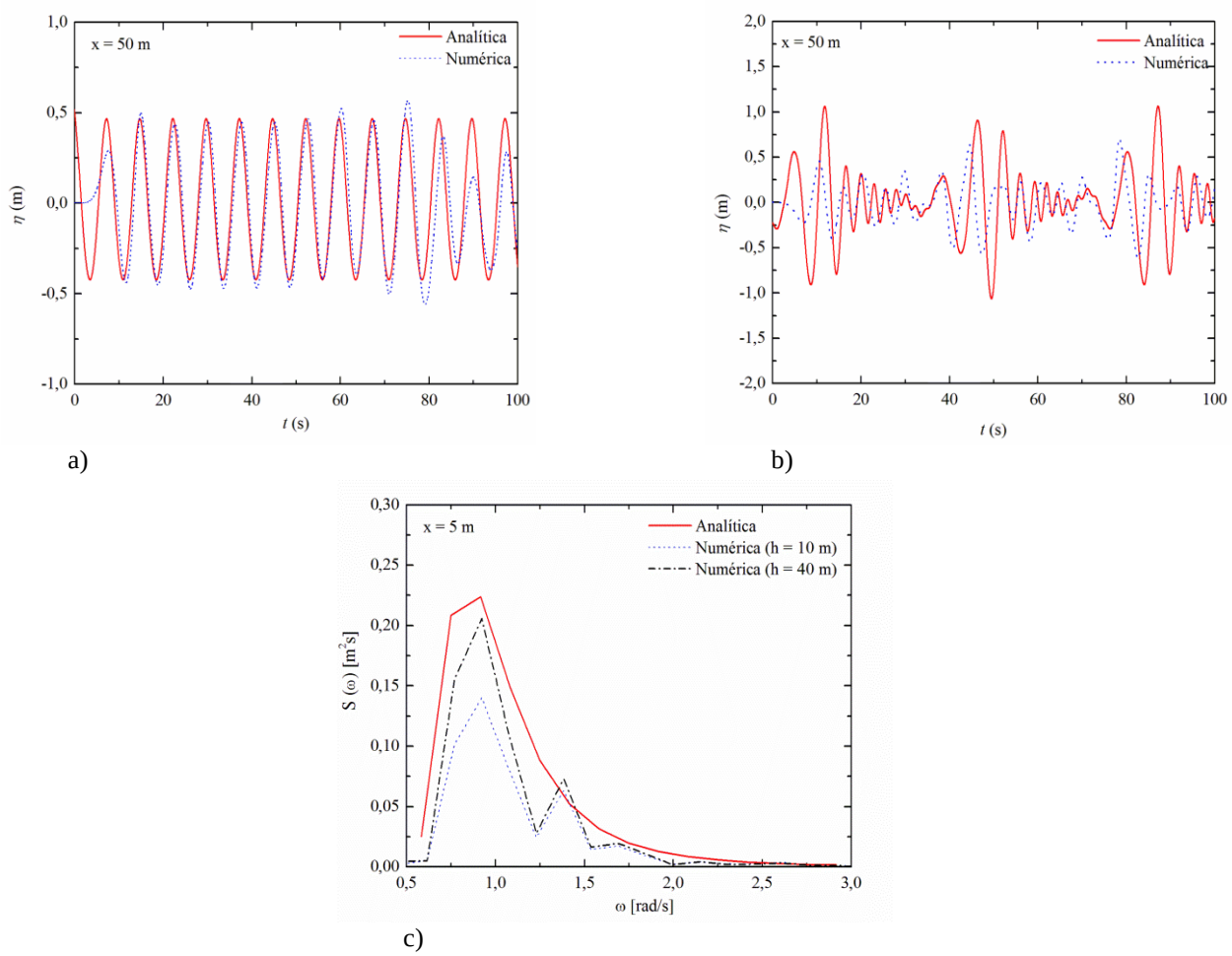


Figura 5. Comparação da solução analítica com a numérica da: (a) elevação da superfície livre em x = 50 m para Stokes de 2ª Ordem; (b) elevação da superfície livre em x = 50 m para Pierson-Moskowitz e (c) da densidade espectral.

A Figura 6 apresenta o comportamento instantâneo da água no dispositivo de galgamento para a razão H_1/L_1 = 0,33 para o espectro de ondas e para a onda monocromática, sobre a vazão mássica ($\dot{m}$) e a altura da água acumulada no interior do reservatório (h_a), para ϕ = 0,012, S = 3,5 m.

Na Figura 6a é possível observar que para a onda monocromática os picos de vazão mássica começaram a ocorrer no instante de tempo de aproximadamente t ~ 53,0 s e a maior magnitude foi observada em t ~ 99,4 s e seu valor foi $\dot{m}$ = 1094,32 kg/s. Para o espectro PM, o galgamento inicial ocorreu em um instante de tempo posterior (t ~ 82,0 s) e a maior magnitude foi observada em t ~ 85,8 s e seu valor foi $\dot{m}$ = 451,26 kg/s. Para a onda monocromática, os intervalos de galgamento ocorreram com periodicidade próxima a do período da onda (T = 7,5 s) com uma defasagem muito pequena entre os picos de cada caso. Enquanto isso, para o espectro os intervalos de galgamento em geral, os picos de galgamento ocorrem na frequência de incidência da onda sobre o dispositivo. Contudo, como há variação das ondas em cada incidência sobre o dispositivo, em alguns intervalos o galgamento não ocorre. Quando há galgamento, as ocorrências são observadas para instantes muito próximos aos instantes em que o fenômeno é observado na onda monocromática.

Na Figura 6b se observa a altura da água acumulada no interior do reservatório (h_a) depois de t = 100 s, quando o modelo considera uma onda regular de Stokes de 2ª ordem os resultados indicam que h_a = 0,7662 m e para o espectro PM h_a = 0,2025 m.

A Figura 7 apresenta o comportamento de H_1/L_1 sobre a potência disponível (P_d) para uma onda monocromática e para o espectro de onda ao longo do intervalo de tempo analisado (0,0 s ≤ t ≤ 100,0 s) para ϕ = 0.012. A potência disponível máxima obtida para a razão H_1/L_1 = 0,33 com a onda monocromática foi igual a 1149,85 W/m e para o espectro de onda P_d = 80,33 W/m. Ou seja, P_d da onda regular foi aproximadamente 14,31 vezes maior do que a P_d alcançada com o espectro PM. Este é um resultado também esperado, pois a utilização do espectro de ondas simula uma condição mais próxima do real, ou seja, há uma variação do período (T) e altura (H) da onda, resultando em

uma menor energia global da onda em comparação com a onda regular, na qual são mantidos constantes período e altura da onda.

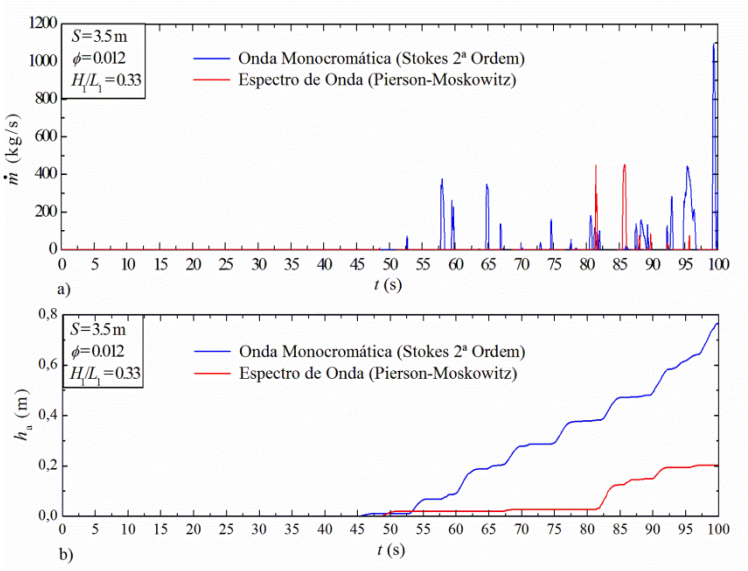


Figura 6. Comportamento instantâneo da água no dispositivo de galgamento: a)Vazão mássica, b) Altura da água acumulada no interior do reservatório.

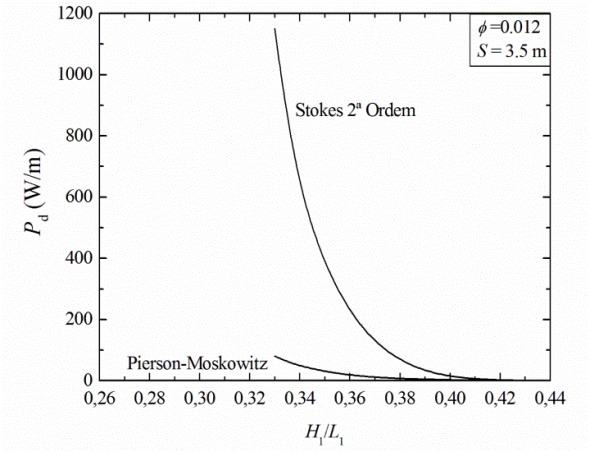


Figura 7. Comportamento de H_1/L_1 sobre a potência disponível (P_d) para uma onda monocromática e para o espectro de onda.

5. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo numérico com o objetivo de analisar a influência de um espectro de ondas em comparação com uma onda monocromática sobre o comportamento da geometria da rampa de um dispositivo de galgamento obtida em estudo anterior encontrado na literatura. Foi considerado um espectro de ondas real com altura significante H_S = 1,5 m, período significante T_S = 7,5 s e com 15 componentes de onda. Assim, o principal objetivo foi determinar qual a influência do espectro de ondas sobre a razão H_1/L_1 da rampa e a potência disponível obtida a partir do acúmulo de água no reservatório do dispositivo de galgamento. Para a avaliação geométrica, o método Design Construtal foi usado para definir as variações das geometrias, permitindo definir qual arranjo geométrico que possibilita um melhor desempenho do dispositivo de galgamento.

Desta forma, foi possível observar que o comportamento de H_1/L_1 sobre a potência disponível (P_d) foi semelhante, tanto para a onda monocromática de Stokes de 2ª ordem como para o espectro de ondas de *Pierson-Moskowitz*. Porém, os valores obtidos para a potência disponível foram menores quando utilizado o espectro de ondas em comparação com a onda monocromática. Resultado este esperado visto o espectro de ondas representar condições mais próxima do real, resultando em uma menor energia global da onda quando comparada a onda regular.

Já os casos ótimos foram obtidos para a razão H_1/L_1 = 0,33, assim, a potência disponível máxima obtida com a onda monocromática foi igual a 1149,85 W/m e h_a = 0,7662 m; e para o espectro de onda P_d = 80,33 W/m e h_a = 0,2025 m.

Em suma, os resultados obtidos para os arranjos geométricos estudados, comparando o espectro de ondas de *Pierson-Moskowitz* com a onda monocromática de Stokes de 2ª ordem, fornecem uma recomendação teórica sobre a geometria ideal do dispositivo de galgamento para condições de mar utilizadas.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores J. C. Martins e D. V. E. Barbosa agradecem a CAPES pelas bolsas de estudos. Os autores J. A. Souza, L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ansys, 2016. "Theory Guide FLUENT 2016".

Beels, C.; Troch, P.; De Visch, K.; Kofoed, J. P.; De Backer, G. Application of the time-dependent mild-slope equations for the simulation of wake effects in the lee of a farm of Wave Dragon wave energy converters. Renewable Energy, v. 35, p. 1644–1661, 2010.

Bejan A. Shape and structure, from engineering to nature. New York: Cambridge University Press; 2000. 324 p.

Bejan A. Design with constructal theory. Hoboken, N.J: John Wiley & Sons; 2008. 529 p

Chakrabarti, S. K. Handbook of offshore engineering. Vol. 1, Elsevier, Illinois, Estados Unidos, 2005.

Cruz, J. M. B. P., Sarmento, A. J. N. A., 2004. Energia das Ondas: Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais. Ed. Instituto do Ambiente, Amadora, 61 p.

Dean, R.G., Dalrymple, R.A.,1991, Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists. vol. 2, World Scientific.Elangovan, M., 2011. " Simulation of irregular waves by CFD". World Academy of Science, Engineering and Technology, V. 5, pp- 427-431.

Elangovan, M., 2011. "Simulation of irregular waves by CFD". World Academy of Science, Engineering and Technology, V. 5, pp- 427-431.

Fleming, F. P. Avaliação Do Potencial De Energias Oceânicas No Brasil, 2012.

Goulart, M. M. ; Martins, J. C. ; Acunha Junior, I. C. ; Gomes, M. N. ; Souza, J. A. ; Rocha, L. A. O. ; Isoldi, L. A. ; Santos, E. D. Constructal design of an onshore overtopping device in real scale for two different depths. Marine Systems & Ocean Technology, v. 1, p. 1, 2015.

Hirt, C. W.; Nichols, B. D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. Journal of Computational Physics, v. 39, p. 201-225, 1981.

Jin, J., Liu, Z., Hyun, B. S., Hong, K. 3d Numerical Investigation On Reservoir System For An Overtopping Wave Energy Convertor. Journal of Korean Navigation and Port Research, v. 36, p. 97–103, 2012.

Journée, JMJ., Massie, W. W., 2001. "Offshore Hydrodynamics" First edition.

Kreyszig, E., Kreyszig, H., Norminton, E. J., 2011, "Advanced Engineering Mathematics", 10ª ed., 1283 p.

Liu, Z.; Hyun B.; Jin, J. Numerical Prediction for Overtopping Performance of OWEC, Journal Of The Korean Society For Marine Environmental Engineering, v. 11, nº 1, 2008.

Margheritini, L.; Stratigaki, V.; Troch, P., 2012. Geometry Optimization Of An Overtopping Wave Energy Device Implemented Into The New Breakwater Of The Hanstholm Port Expansion. In: Twenty-Second International Offshore And Polar Engineering Conference.

Martins, J. C., 2016. Design construtal de um dispositivo de galgamento onshore em escala real para diferentes áreas de construção e ondas monocromáticas, Dissertação de mestrado em Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande.

McCormick, M. E., 1976. Ocean engineering wave mechanics. John Wiley & Sons, USA,New York.Nam, B. W., Shin, S. H., Hong, K. Y., Hong, S. W. Numerical Simulation Of Wave Flow Over The Spiral-Reef Overtopping Device. The Eighth Isope Pacific/Asia Offshore Mechanics Symposium, 2008.

Nam, B. W., Shin, S. H., Hong, K. Y., Hong, S. W., 2008. Numerical Simulation Of Wave Flow Over The Spiral-Reef Overtopping Device. The Eighth Isope Pacific/Asia Offshore Mechanics Symposium.

V. Srinivasan, A.J. Salazar, and K. Saito,2011. Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology. Applied Mathematical Modeling, vol. 35, n. 8, pp. 3710-3730.

Versteeg, Henk Kaarle, Malalasekera, Weeratunge. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method. Pearson; 2007. 503 p.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

ESTUDO NUMÉRICO DO ESCOAMENTO TURBULENTO EM CHAMINÉ SOLAR PARA VENTILAÇÃO DE AMBIENTES CONSTRUIDOS

Muriel Laborde Rajão[1], Liércio André Isoldi[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Rodrigo Spotorno Vieira[1]Elizaldo Domingues dos Santos[1]

1 – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande (FURG), 96201-900, Rio Grande, RS, Brasil.murilaborde@yahoo.com.br

2 - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rua Sarmento Leite, 425, 90050-170, Porto Alegre, RS, Brasil

RESUMO: O presente trabalho tem como objetivos propor uma metodologia numérica para predizer o comportamento de escoamentos turbulentos em ambientes conectados a uma chaminé solar e avaliar a influência da geometria da chaminé sobre o desempenho do escoamento no ambiente através do método Design Construtal. O sistema consiste em um escoamento bidimensional, incompressível, turbulento e com transferência de calor por convecção natural em um ambiente representado por uma região retangular conectado a uma chaminé solar com parede passiva inclinada (apenas transmite o fluxo radiante incidente). A simulações foram realizadas com Rayleigh = $1{,}36 \times 10^{14}$ e número de Prandtl de aproximadamente Pr = 0,7. No estudo de avaliação geométrica busca-se obter a melhor vazão mássica de ar no domínio computacional. O sistema é submetido a duas restrições, dadas pela área da chaminé e a área do ambiente construído. A geometria da chaminé (que foi avaliada no presente trabalho) é submetida a dois graus de liberdade: W_e/W_g e W_e/H_t. Sendo W_e a base superior da chaminé, saída, W_g base inferior da chaminé, H_a altura do absorvedor e altura total $H_t = H_a + H_i$ abertura de entrada da chaminé. Para todos os casos foi considerada uma relação $W_e/H_t = 0{,}1$. As equações temporais médias de conservação de massa, quantidade de movimento e energia são resolvidas através do método dos volumes finitos (MFV). Para fechamento das equações médias no tempo é empregado o modelo a duas equações k – ε. A vazão mássica obtida com o presente modelo foi concordante dentro de 92,3% com os resultados propostos na literatura, inclusive para um fator avaliado dado pela vazão mássica dívida pela difusividade térmica veze a massa especifica, estando dentro de 99,7% de concordância, para um caso específico (cuja inclinação da parede passiva foi de 4º). Com relação a avaliação geométrica, foi observado que para a faixa de geometrias estudadas ($0.1 \leq W_e/W_g \leq 1.0$) a vazão mássica máxima foi obtida no extremo superior, ou seja, $(W_e/W_g)_o = 1.0$. Além disso, foi observada uma diferença na vazão mássica de 71,6 % entre a geometria ótima e a pior geometria, mostrando a aplicabilidade do Design Construtal neste problema.

Palavras chave: chaminé solar, ventilação natural, vazão mássica, avaliação geométrica, Design Construtal.

1. INTRODUÇÃO

A possibilidade do uso de ferramentas numéricas tanto para nível científico quanto empresarial, visando à viabilização de projetos, contribui para uma aceleração de processos tanto de produtos quanto para obtenção de recomendações teóricas para os problemas de engenharia, uma vez que o quadro atual necessita de processos teóricos que auxiliem o processo experimental. Atualmente há busca por energia limpa, a realização de experimentos teóricos que simule a aplicação pratica agrega aos procedimentos da engenharia não consumindo matéria prima e nem gerando resíduo. O Brasil enfrentou diversas crises energéticas, o que motivou o aumento dos estudos por busca da geração de energia de formas alternativas, embora esse pensamento seja de uma forma global, a busca por geração de energia elétrica de forma limpa no Brasil é uma prática de extrema importância, visto que o mesmo é rico em recursos naturais, afirmava a publicação de 2010. "O Brasil possui a matriz energética mais renovável do mundo industrializado com 45,3% de sua produção proveniente de fontes como recursos hídricos, biomassa e etanol, além das energias eólica e solar". (Portal Brasil 2010). O trabalho que será apresentado parte de estudos anteriores, buscando-se a melhor maneira de aumentar a vazão mássica de ar em um ambiente conectado a uma espécie de chaminé solar. Um importante estudo foi desenvolvido por Khanal e Lei (2015) que

relataram uma investigação numérica do escoamento turbulento com convecção natural. Neste estudo foi apresentado uma chaminé solar de parede passiva inclinada (IPWSC - do inglês: *inclined passive wall solar chimney*). Ela consiste basicamente de uma chaminé, anexa a um ambiente da casa, com uma parede de vidro inclinada e um absorvedor, que capta e transforma a energia solar em energia térmica. As paredes foram consideradas como as fronteiras térmicas e por isso foi modelado considerando, a altura da parede do absorvedor (Ha), a espessura da parede do absorvedor (Wt), o tamanho da janela - entrada (W_i), o tamanho da abertura de entrada para chaminé (H_i), altura total $H_t = H_a + H_i$, a altura (H) e comprimento (L) do espaço ventilado (quarto) também são mantidos constantes, desconsiderando a perda de calor através do vidro, conforme mostra a Fig. 1. O escoamento de ar se movimenta a partir da diferença de temperatura no domínio que causa uma variação de massa especifica, gerando uma força de campo que movimenta o fluido. A relação matemática $A = H_a/W_g$ foi a usada por Khanal e Lei (2015) para apresentar a sua restrição do problema.

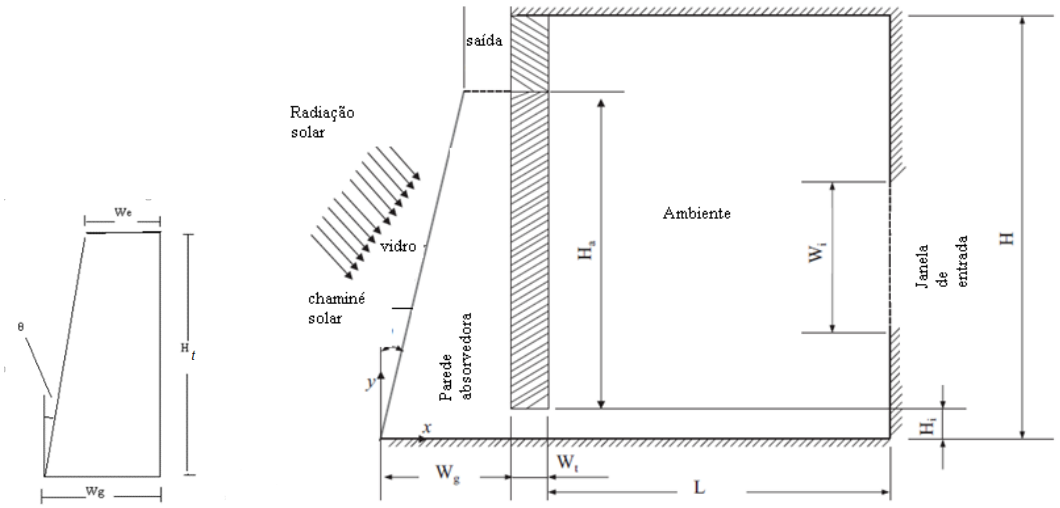


Figura 1- Esquema do princípio de funcionamento da chaminé solar de parede inclinada acoplado a um ambiente à ser ventilado (Adaptado de Khanal e Lei, 2015)

Apesar de ser uma era com um crescente aumento do uso de condicionadores de ar nas residências é necessário pensar em formas alternativas para busca de um ambiente ameno. O uso dos climatizadores para condicionamento do ar é bastante eficiente, entretanto geram consumo de energia elétrica. Um aparelho de 12000 BTU consome cerca de 33,6 KWh tendo um custo diário R$ 16,23 se operar durante 24 horas, segundo simulador da página da CCEE. Buscar possibilidades que não demandem esse consumo pode tornar-se de grande atrativo para os usuários. Analisando também por outro viés, é possível citar com muita propriedade a necessidade de ambientes ventilados. Cada vez mais percebe -se pessoas com problemas respiratórios que necessitam ficar em lugares onde exista maior renovação de ar. Embora os sistemas de ar condicionados possam ser projetados para ter um número de renovações de ar, a ideia é aproveitar a energia solar para auxiliar esse mecanismo. Pensando nisso está sendo proposto um estudo na qual a chaminé solar possa atuar conectada a um ambiente fazendo renovar o volume de ar dos interiores, por diferença de massa especifica fazer o ar circular no ambiente.

Existem diversos estudos desenvolvidos sobre chaminé solar, onde se busca otimizar a geometria da mesma visando aumentar a vazão mássica no seu interior. Uma vez que esse aumento gera benefícios que podem ser usados como forma de força motriz em uma turbina ou utilizados como meio para ventilação de interiores na busca de conforto térmico. Bassiouny and Korah (2008) analisou o efeito do ângulo de inclinação de uma chaminé solar e concluiu que a melhor disposição se encontra entre 45º e 70º. Importante ressaltar que esse trabalho, a disposição da chaminé, é diferente do estudo de Khanal e Lei (2015), que por sua vez estudava a inclinação da parede de vidro. No estudo de Zamora e Kaiser (2010) o principal objetivo foi analisar os efeitos dos parâmetros relevantes do comportamento dinâmico e térmico dentro da chaminé solar. Cavalcante (2010) realizou uma investigação em oito cidades do país, com zonas bioclimáticas diferentes, para verificar se o dispositivo da chaminé anexa ao um ambiente apresenta resultados satisfatórios para o território brasileiro. Imran *et al.* (2015) realizaram o estudo de simulação numérica analisando o desempenho interno da chaminé solar, propondo variação da geometria da mesma para condições ambientais no Iraque. As últimas duas simulações, em território brasileiro e Iraquiano utilizaram disposição física da chaminé semelhante a que Bassiouny and Korah (2008) investigaram.

Vieira (2015) em sua proposta de pós-graduação em Engenharia Oceânica apresentou um estudo da influência geométrica de uma chaminé solar, aplicando o método do Design Construtal e resolvendo o problema numericamente através de simulação numérica, com software de volumes finitos FLUENT. O seu objetivo foi a investigação em uma Usina de Chaminé Solar bem como a influência de alguns parâmetros geométricos sobre a

potência do dispositivo buscando otimização, é uma outra aplicação da chaminé solar (para conversão da energia solar em energia elétrica). A Usina de Chaminé Solar vem sendo estudada e basicamente se trata de uma proposta de planta de energia renovável que transforma energia solar em eletricidade. Composta de o coletor, a chaminé e as turbinas. Baseia-se nos princípios efeito estufa, empuxo do efeito chaminé e energia eólica.

Diante disso, toma-se como problema de pesquisa comprovar o experimento que Khanal e Lei (2015) realizaram e buscar uma nova geometria que permita uma eficiência de vazão mássica de ar semelhante ao trabalho de Khanal e Lei (2015). Mantendo a área da chaminé constante visando ser o parâmetro restritivo, e variando apenas um grau de liberdade W_e/W_g , ou seja o outro grau de liberdade W_e/H_t foi mantido constate. Para isso usa – se como metodologia para produção desse artigo a pesquisa bibliográfica. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia médias no tempo bem como as equações de transporte do modelo de turbulência k – ε são resolvidas numericamente através do método de volumes finitos (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007). Mais precisamente é empregado o software de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) FLUENT (FLUENT, 2006). Para realizar a segunda etapa do trabalho utilizou – se a relação matemática $A= W_e/W_g$ para apresentar a restrição do problema, ao presente trabalho quando a investigação for a nova geometria.

2. MODELAGEM MATEMÁTICA

2.1 Equação da conservação e modelagem de turbulência

O trabalho visa maximizar a vazão mássica de fluido, ar, que escoa em determinado ambiente, então quando se busca uma solução do escoamento incompressível, turbulento, em um domínio bidimensional com transferência de calor por convecção natural é necessário resolver as equações de conservação de massa, quantidade de movimento em x e y e energia médias no tempo são dadas, respectivamente, por (Bejan, 2004). As propriedades termo físicas mantidas constantes, exceto a massa especifica, uma vez que pela aproximação de Boussinesq o efeito da massa especifica é variável sobre o empuxo pois essa variação é que induz o movimento do fluido. A referência 0º da parede passiva é na configuração vertical. Condições adotadas para entrada do ambiente e condições adotadas para saída da chaminé, pressão manométrica, temperatura de referência e intensidade turbulenta. Sendo a intensidade turbulenta usada 3%, conforme o trabalho de Khanal e Lei (2015). Importante ressaltar que a intensidade turbulenta depende da espessura da camada limite.

Conservação da massa:

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} = 0 \tag{1}$$

Conservação da quantidade de movimento

Em x

$$\frac{\partial(\bar{u})}{\partial t} + \left[\frac{\partial(\overline{uu})}{\partial x} + \frac{\partial(\overline{uv})}{\partial y}\right] = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x}\left[(\mu + \mu t)\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}\right] + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial y}\left[(\mu + \mu t)\frac{\partial \bar{u}}{\partial y}\right] - \frac{2}{3}\frac{\partial k}{\partial x} \tag{2}$$

Em y

$$\frac{\partial(\bar{v})}{\partial t} + \left[\frac{\partial(\overline{uv})}{\partial y} + \frac{\partial(\overline{vv})}{\partial y}\right] = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial \bar{p}}{\partial y} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x}\left[(\mu + \mu t)\frac{\partial \bar{v}}{\partial x}\right] + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial y}\left[(\mu + \mu t)\frac{\partial \bar{v}}{\partial y}\right] - \frac{2}{3}\frac{\partial k}{\partial x} + g\beta(\bar{T} - \overline{To}) \tag{3}$$

Energia

$$\frac{\partial(\bar{T})}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{uT})}{\partial x} + \frac{\partial(\overline{vT})}{\partial y} = \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x}\left[\left(\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu t}{\sigma t}\right)\frac{\partial \bar{T}}{\partial x}\right] + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial y}\left[\left(\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu t}{\sigma t}\right)\frac{\partial \bar{T}}{\partial y}\right] \tag{4}$$

Equação para transporte de energia cinética turbulenta K e taxa de dissipação de energia turbulenta.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(uk)}{\partial x} + \frac{\partial(vk)}{\partial y} = \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x}\left[\left(\mu + \frac{\mu t}{\sigma k}\right)\frac{\partial k}{\partial x}\right] + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial y}\left[\left(\mu + \frac{\mu t}{\sigma k}\right)\frac{\partial k}{\partial y}\right] + \frac{1}{\rho}[Gk + Gb] - \varepsilon \tag{5}$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial(u\varepsilon)}{\partial x} + \frac{\partial(v\varepsilon)}{\partial y} = \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x}\left[\left(\mu + \frac{\mu t}{\sigma \varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x}\right] + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial y}\left[\left(\mu + \frac{\mu t}{\sigma \varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial y}\right] + C1\varepsilon\frac{\varepsilon}{\rho k}(Gk + C3\varepsilon Gb) - C2\varepsilon\frac{\varepsilon^2}{k} \tag{6}$$

Gb e Gk são calculados:

$$Gb = \beta g i \frac{\mu t}{\sigma t}\frac{\partial(\bar{T})}{\partial xi} \tag{7}$$

$$Gk = \mu t\left(\frac{\partial \overline{ui}}{\partial xj} + \frac{\partial \overline{uj}}{\partial xj}\right)\left(\frac{\partial \overline{ui}}{\partial xj}\right) - \frac{2}{3}\rho k\delta ij\frac{\partial \overline{ui}}{\partial xj} \tag{8}$$

Onde (¯) representa o operador média temporal; ρ é a massa específica do fluido (kg/m³); μ é a viscosidade dinâmica (kg/ms); μ_t é a viscosidade turbulenta (kg/ms); υ é a viscosidade cinemática (m²/s); α é a difusividade térmica (m²/s) dada por k/ρCp ; α_t é a difusividade térmica turbulenta (m²/s); $\bar{u}$ é a velocidade média na direção

x, ; $\bar{v}$ é a velocidade média na direção y,; P é a pressão (N/m^2); T é a temperatura (K); g_i é a aceleração da gravidade na direção ; t representa o domínio do tempo (s); ε taxa de dissipação de energia cinética turbulenta; k energia cinética turbulenta (m^2/s^2); β coeficiente de expansão térmica e k condutividade térmica do ar; δ_{ij} é o delta de Kronecker; Pr número de Prandtl dado por υ/α

3 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA E MODELAGEM NUMÉRICA

3.1 Formulação do problema.

Um problema desta magnitude pode ser resolvido através das equações da massa, quantidade de movimento e energia, porém uma modelagem matemática possibilita a solução. Primeiramente foi realizado a simulação para comprovar os valores encontrados por Khanal e Lei (2015). Dentre as possibilidades de simulação foi testado para um regime permanente e regime transiente. O objetivo tanto da publicação mencionada como o deste trabalho é maximizar a vazão mássica que passa pela saída da chaminé. Sendo a vazão mássica dada por a multiplicação da massa especifica (Kg/m^3), da abertura de saída da chaminé e da média das velocidades médias na saída da chaminé, conforme eq (9):

$$\dot{m} = \rho\, we\overline{ve} \tag{9}$$

Khanal e Lei (2015) propôs e apresentou um valor de $\dot{M}$ para avaliação de desempenho da chaminé solara à título apena comparativo dado em metros, (kg/s)/[(kg/m^3)(m^2/s)] conforme eq (10). Em virtude da avaliação desenvolvida sobre o trabalho publicado, realizá-se também o cálculo. Visto que a mesma foi calculada dividindo a vazão mássica pela massa especifica vezes a difusividade térmica.

$$\dot{M} = \dot{m}\,/\rho\alpha \tag{10}$$

As condições de contorno são as mesmas estabelecidas por Khanal e Lei (2015), ou seja, a parede HI é submetida a um fluxo de calor imposto imitando o efeito do absorvedor no dispositivo, nas superfícies CD e JI impõe-se uma pressão atmosférica. As demais superfícies possuem condições de não deslizamento, impermeabilidade e isolamento térmico. Para chaminé avaliada todas as dimensões serão constantes exceto a parede AJ e IJ que variam de acordo com o angulo de inclinação da parede inclinada. Então para chaminé solar de parede inclinada com anexo foi adotado as paredes verticais BC, DE, FG e HI, as paredes horizontais AB, EF e GH e a parede inclinada JA. O fluxo de calor considerado constante e as paredes, exceto a do absorvedor, assumiram perfil adiabático, conforme Fig. 2.

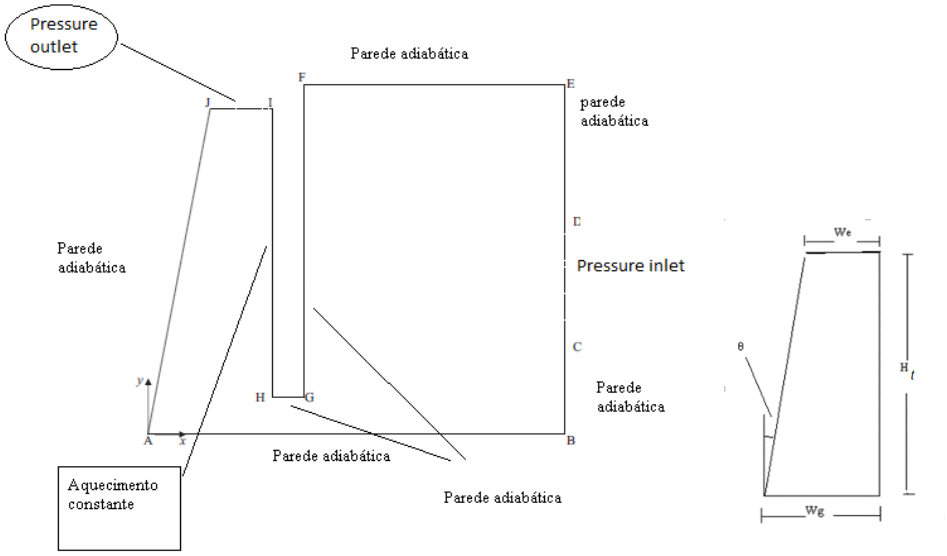


Figura 2- Esquema da condição de contorno do domínio computacional (Adaptado de Khanal e Lei, 2015).

O estudo teve como objetivo buscar uma forma geométrica que permitisse a maximização da vazão mássica. Contudo, em Khanal e Lei (2015) a área da abertura da chaminé não foi mantida constate. Sendo que o ângulo da parede de vidro e o comprimento da abertura de saída da chaminé seriam as únicas variáveis. As demais dimensões permaneceram constantes. O ângulo investigado variou de 0º a 6º. A parede de vidro era articulada o que possibilitava a variação desse ângulo da parede de vidro com a vertical. Simulações realizadas possuem uma maior validade para aquecimento solar realizada com emissão de energia constante. A tabela 1 lista os dados do problema.

Tabela 1 Dados do problema

Fluido	Número de Prandtl	Rayleigh	Modelo de turbulência	Fluxo de calor	Ângulo de inclinação da parede passiva	Regime
ar	0,7	$1{,}36 \times 10^{14}$	k-ε (fluxo convectivo natural)	1000 W/m^2	4º	Transiente

A pressão de saída (ambiente), variação das componentes de velocidade, temperatura, energia cinética turbulenta e taxa de dissipação são desprezíveis. A Tabela 2 abaixo resume as condições na entrada e saída da chaminé solar, uma vez considerada temperatura ambiente em torno dos 27°C, usa-se em Kelvin e a intensidade de turbulência foi adotada os 3% usada no trabalho de Khanal e Lei (2015).

Tabela 2 Condições de entrada e saída

Entrada	Entrada do ambiente trecho CD Janela			
	Temperatura	To	300 K	27 °C
	Intensidade turbulenta		3%	
	Pressão manométrica		0	

Saída	Sáida da chaminé trecho JI Boca da chaminé			
	Temperatura	To	300 K	27 °C
	Intensidade turbulenta		3%	
	Pressão manométrica		0	

As simulações são realizadas com os parâmetros geométricos, listados na tabela 3, determinados por Khanal e Lei (2015). Tanto o trabalho de verificação da publicação de Khanal e Lei quanto o trabalho visando buscar uma nova geometria que otimize a vazão mássica foram baseados nos parâmetros abaixo.

Tabela 3 Parâmetros geométricos

Parâmetros geométricos	
H_a / W_G	6,25
H / H_a	1,2
Ha / W_i	2,5
L / W_t	12,5
H_a	2,5m

3.2 Modelagem numérica

Khanal e Lei (2015) realizaram simulações com duas malhas 25.650 e 42.510 elementos. A malha mais grosseira foi a escolhida uma vez que houve uma diferença de 2% na vazão mássica entre a mais grosseira e a mais fina. Para verificação do modelo, serão mantidas as condições impostas no trabalho de Khanal e Lei (2015), uma chaminé solar de parede passiva com uma inclinação de 4º com a vertical e com ambiente anexo. Posteriormente, serão testadas novas geometrias, através da aplicação do Design Construtal, com o objetivo de maximizar a vazão mássica do dispositivo. O estudo terá dois graus de liberdade, porém um será mantido constante W_e/H_t. variando apenas W_e/W_g de 0,1 a 1. Tanto para a primeira parte do trabalho, que é a verificação do trabalho de Khanal e Lei (2015) quanto para investigação da melhor geometria foram utilizadas malhas com 37400 elementos quadriláteros. A equação de área da chaminé é a dada pela área a de um trapézio, que é a restrição do problema e dada pela eq.(11) como demonstrada a baixo.

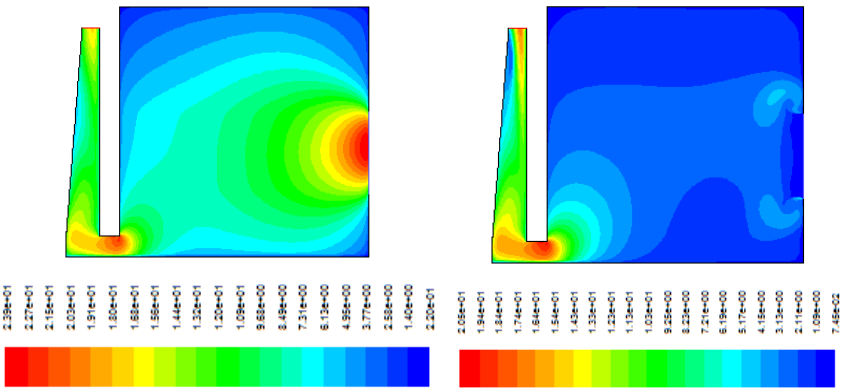
$$At = \frac{(We+Wg)}{2} * (Ht) \tag{11}$$

Entretanto como há uma equações e três variáveis é necessário a introdução de dois graus de liberdade para o fechamento do problema. Neste caso os graus de liberdade são W_e/H_t. que foi considerado constante e igual a 0,1 e W_e/W_g que variou de 0,1 a 1. Valor da área constante e igual a 0,944625 m^2. Utilizado 1000 intervalos de tempo com 0,01s cada intervalo e 300 iterações cada intervalo. Uma condição de contorno de 1000W/m² no absorvedor, pressure velocity coupling SIMPLE e regime transiente.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

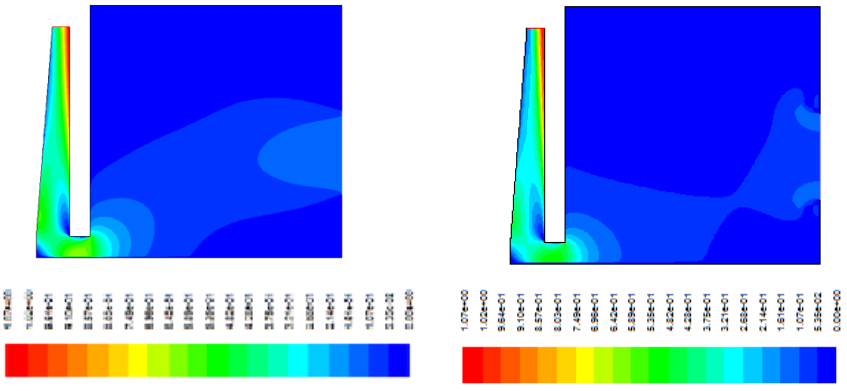
4.1 Verificação do Modelo Estudado

Para mostrar os resultados das simulações encontrados, um escoamento com $Ra_H = 1.36 \times 10^{14}$, $Pr = 0.71$ e passo de tempo 0,01s foi simulado com o presente modelo. Na simulação realizou - se uma tentativa de obter os campos de velocidades e intensidade de turbulência a partir de um modelo no regime permanente, ou seja, sem a solução dos termos transientes nas equações de conservação de quantidade de movimento $\partial u/\partial t$, $\partial v/\partial t$ e energia $\partial T/\partial t$. As Figuras 3 e 4 ilustram, respectivamente, a intensidade de turbulência e o campo de velocidades para o escoamento no regime permanente (Figs. 3(a) e 4(a)) e transiente (Figs. 3(b) e 4(b)) obtidos no presente trabalho. Em uma comparação qualitativa da solução permanente com os resultados de Khanal e Lei (2015) é possível afirmar que os campos obtidos ainda estão em desenvolvimento, apesar de em alguns pontos (como na região de saída da chaminé) os mesmos terem atingido soluções próximas as propostas na literatura. Esse comportamento, provavelmente ocorre devido a baixa convergência obtida para os resíduos na solução numérica. Em função do comportamento obtido com as soluções no regime permanente, testou-se um novo modelo levando em consideração os termos transientes das equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia médias no tempo com o objetivo de reduzir a magnitude dos resíduos de convergência do modelo numérico. As simulações foram consideradas convergidas quando os resíduos para massa, velocidades, energia e para as equações do modelo de turbulência (transporte de k e ε) entre duas iterações consecutivas foram menores do que 10^{-6}, 10^{-6}, 10^{-8} e 10^{-6}, respectivamente. Além disso, fatores de sub-relaxação de 0.7 foram impostos nas equações de conservação. As Figuras 3b e 4b ilustram, respectivamente, o campo de intensidade de turbulência e velocidade para o regime transiente encontrados a partir de 300 iterações por passo de tempo com 400 passos de tempo sendo que cada passo de tempo tem 0,01 s. O comportamento qualitativo dos campos fluidodinâmico e térmico foram próximos aos preditos por Khanal e Lei (2015). Um exemplo pode ser visto na Fig. 5, onde o campo de intensidade de turbulência encontrado na literatura para uma parede de vidro com uma inclinação de 4º é apresentado. De forma geral, os resultados indicam a necessidade de uma solução transiente para este problema.



a b

Figura 3 - Campo de intensidade de turbulência para um escoamento a $Ra_H = 1{,}36 \times 10^{14}$ e $Pr = 0{,}71$: a) solução no regime permanente, b) campo permanente obtido com solução transiente.



a b

Figura 4 - Campo de velocidades médio para um escoamento a $Ra_H = 1{,}36 \times 10^{14}$ e $Pr = 0{,}71$: a) solução no regime permanente, b) campo permanente obtido com solução transiente.

O perfil de intensidade de turbulência encontrado por Khanal e Lei (2015) para a chaminé solar com parede de vidro com um ângulo de inclinação de 4º está representado na figura 5.

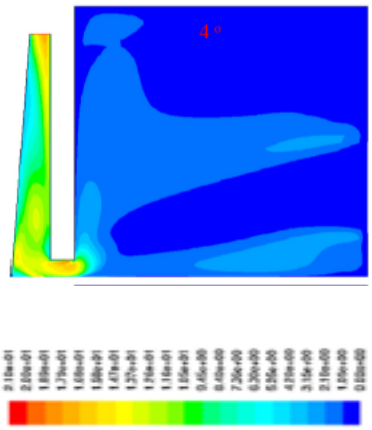


Figura 5 - Intensidade de turbulência para chaminé com inclinação de 4º para a parede de vidro para uma solução de escoamento no regime transiente obtido na literatura (Fonte Khanal e Lei (2015)).

A Tabela 4 demonstra os resultados encontrados no presente trabalho e os obtidos por Khanal e Lei (2015). Mais precisamente, foram comparados a vazão mássica adimensional, a vazão mássica e a magnitude média do perfil de velocidades médias na saída da chaminé. É possível perceber que as vazões mássicas são muito próximas com uma diferença de 0,0111 kg/s, ou seja, o resultado encontrado foi 92,3% concordante com o resultado da literatura. E que em relação ao termo adimensional que Khanal e Lei (2015) sugeriu, foi encontrado um desvio em termos percentuais de aproximadamente 0,3%, ou seja, 99,3% dos valores forma concordantes Os resultados indicam que

Tabela 4- Comparativo de resultados entre o presente trabalho e os obtidos por Khanal e Lei (2015)

	Ra	$\dot{M}$	$\dot{m}$ (Kg/s)	$\overline{v_e}$ (m/s)
Khanal e Lei (2015)	$1{,}36\times10^{14}$	5100,0	0,1439	0,55
Presente trabalho	$1{,}36\times10^{14}$	5084,8	0,1328	0,56

A figura 6 apresenta o perfil de velocidades média na saída da chaminé. Pode ser observado que a velocidade aumenta quanto mais próxima vai ficando do absorvedor, passando de um metro por segundo, entretanto em virtude da parede ela tende a zero novamente.

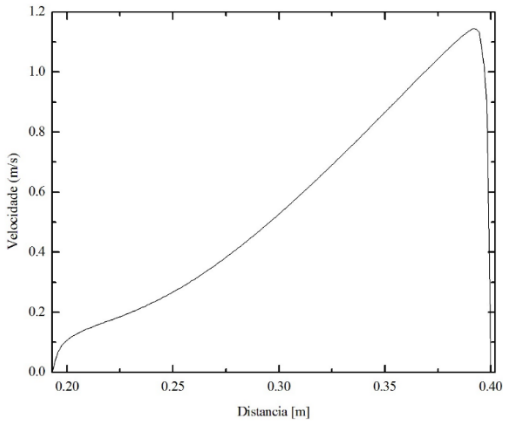


Figura 6 Perfil médio de velocidade na saída da chaminé quando o escoamento atinge o regime permanente.

4.2 Avaliação Geométrica com Design Construtal

A segunda parte deste trabalho consiste em realizar simulações buscando a melhor vazão mássica de ar, mantendo a área da chaminé constante e avaliando o efeito de um grau de liberdade sobre o desempenho do sistema. Mais precisamente, manteve-se uma área para a chaminé de A = 0,94 m^2, que foi definida com base no melhor caso estudado em Khanal e Lei (2015), a razão W_e/W_g foi variada na faixa $0{,}1 \leq W_e/W_g \leq 1{,}0$ e a razão W_e/H_t foi mantida constante com $W_e/H_t = 0{,}1$. A Figura 7 apresenta o efeito da razão W_e/W_g sobre a vazão mássica que escoa através da seção de saída da chaminé. Pode ser observado que, para as configurações geométricas avaliadas, houve um aumento da vazão mássica com o aumento da razão W_e/W_g, obtendo-se uma vazão uma vez maximizada de m_m = 0,28 kg/s para a razão ótima $(W_e/W_g)_o = 1{,}0$. Além disso, foi observada uma diferença na vazão mássica de 71,6 % entre a geometria ótima e a pior geometria, mostrando a aplicabilidade do Design Construtal neste problema.

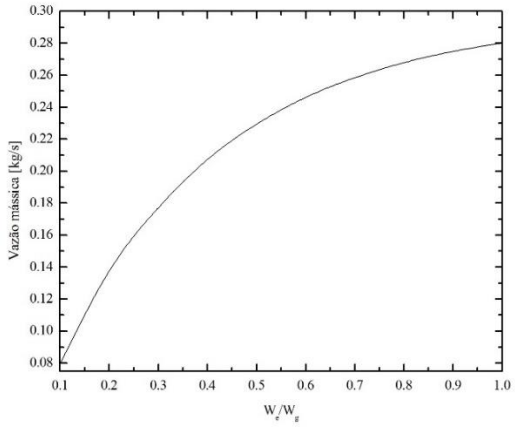


Figura 7. Efeito da razão W_e/W_g sobre a vazão mássica de ar na saída da chaminé.

No que tange a velocidade na saída da chaminé pode se constatar através da Figura 8, onde é apresentado o efeito da razão W_e/W_g sobre a magnitude média de velocidades médias, na saída da chaminé, que obteve-se a maior magnitude do campo de velocidades para a relação de $W_e/W_g = 0{,}7$ com um pico muito próximo de v_e = 0,65 m/s. Dessa forma, em uma situação hipotética em que o dispositivo fosse empregado para a conversão de energia cinética do escoamento em energia elétrica, a razão $W_e/W_g = 0{,}7$ seria recomendada em detrimento da razão extrema $W_e/W_g = 1{,}0$.

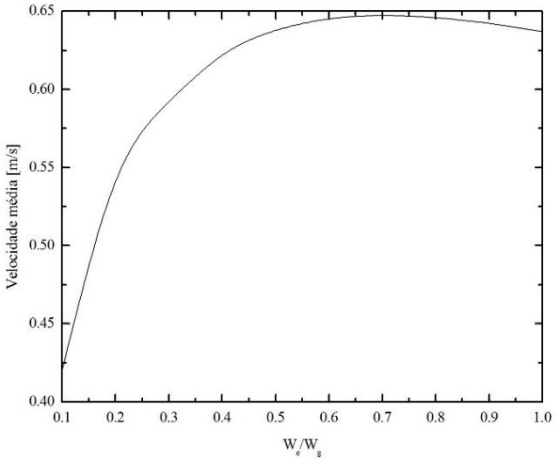
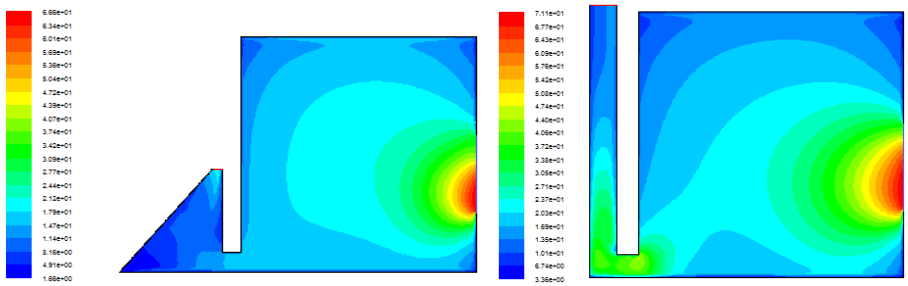


Figura 8 Efeito da razão W_e/W_g sobre a velocidade média na saída da chaminé

Uma causa provável para a vazão mássica ser maior no extremo superior consiste no fato das menores razões estrangularem a seção de saída da chaminé, impedindo que uma maior quantidade de massa passe pela chaminé e, consequentemente, pelo ambiente construído A figura 9 mostra um perfil de intensidade de turbulência, com

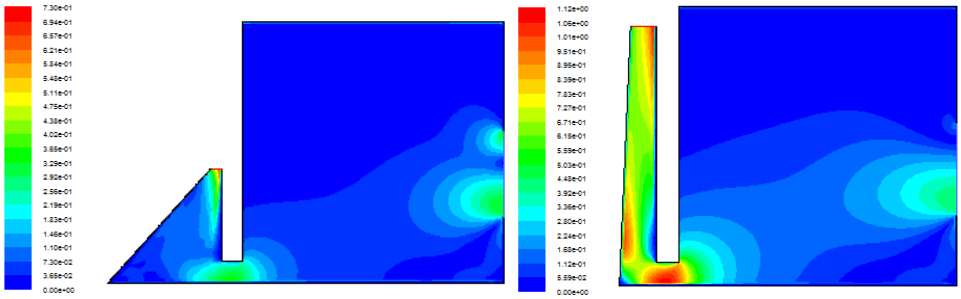
relação W_e/H_t = 0,1 sendo a figura 9 a o pior resultado e com relação W_e/W_g = 0,1 e a figura 9 b o melhor resultado com relação W_e/W_g = 1.



a b

Figura 9 - Campo de intensidade de turbulência para um escoamento a Ra_H = 1,36 ×10^{14} e Pr = 0,71 com dois graus de liberdade sendo a relação W_e/H_t = 0,1 constante e W_e/W_g variável de 0,1 a 1. Figura 10 a: W_e/W_g = 0,1 em regime transiente, pior caso. Figura 10b: W_e/W_g = 1 em regime transiente, melhor caso.

Para os campos de velocidade a figura 10 mostra os dois perfis, com relação $W_e/H_t = 0,1$ sendo a figura 10 a o pior resultado e com relação $W_e/W_g = 0,1$ e a figura 10 b o melhor resultado com relação $W_e/W_g = 0,7$.



a b

Figura 10 Campo de velocidade para um escoamento a Ra_H = 1,36 ×10^{14} e Pr = 0,71 com dois graus de liberdade sendo a relação W_e/H_t = 0,1 constante e W_e/W_g variável de 0,1 a 1. Figura 10 a: W_e/W_g = 0,1 em regime transiente, pior caso. Figura 10b: W_e/W_g = 0,7 em regime transiente, melhor caso.

5. CONCLUSÃO

Foi desenvolvido um estudo numérico com dois objetivos. Primeiramente, desenvolver uma modelagem numérica capaz de reproduzir simulações de uma chaminé solar acoplada a um ambiente construído apresentadas na literatura, mais precisamente no estudo desenvolvido por Khanal e Lei (2015). Posteriormente, com o modelo desenvolvido, foram obtidas recomendações teóricas para a geometria que conduz a maximização da vazão mássica que escoa através do sistema acoplado ambiente-chaminé solar através da aplicação do método Design Construtal. Para o modelo numérico proposto, as equações temporais médias de conservação de massa, quantidade de movimento e energia e as equações de transporte do modelo de turbulência foram resolvidas com o método dos volumes finitos (MVF). Para a modelagem da turbulência, emprega-se a modelagem clássica (RANS) com o modelo k – ε. Primeiramente, foi realizada uma comparação dos resultados do presente trabalho e de Khanal e Lei (2015) para o caso com parede de vidro com ângulo de 4º, que foi o melhor caso obtido no estudo da literatura. Os resultados mostraram uma boa concordância para a vazão mássica adimensional, vazão mássica e magnitude média do campo de velocidades. O desvio encontrado entre as predições da literatura e do presente trabalho foram em torno de 0,3 %, o que recomendam a aplicação do método numérico estudado aqui para futuras recomendações geométricas desse dispositivo. Também foi observado que a solução permanente conduziu a campos qualitativos, especialmente na região do ambiente construído, com grande desvio em comparação aos resultados da literatura. Assim, recomenda-se para esse tipo de simulação o uso dos termos transientes na solução.

Com o modelo desenvolvido, foram obtidas novas recomendações geométricas aplicando-se o método Design Construtal. Mais precisamente, a área da chaminé foi mantida constante, bem como o grau de liberdade W_e/H_t = 0,1 e variou-se o grau de liberdade W_e/W_g. Para os casos estudados, foi observado que a vazão mássica

aumenta com o crescimento da razão W_e/W_g, obtendo-se a vazão uma vez maximizada de mm = 0,28 kg/s para (W_e/W_g)o = 1,0. Esse valor é 71,6% maior do que o obtido para o caso com pior desempenho, W_e/W_g = 0,1. Também foi observado que a geometria que conduz a maior vazão mássica não é a mesma que maximiza a velocidade média na saída da chaminé, onde a razão W_e/W_g = 0,7 conduziu a maior velocidade. Isso indica que para objetivos diferentes os parâmetros geométricos podem ser alterados. Futuros estudos é recomendada a avaliação de outras razões W_e/H_t para verificar se o efeito da razão W_e/W_g mantém-se semelhante ao obtido aqui para W_e/H_t = 0,1.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores L. A. Isoldi, L. A. O. Rocha e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pelo apoio financeiro (Processo:) e pela bolsa de produtividade em pesquisa.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bassiouny, R. e Korah, N.S.A. 2008 Effect of solar chimney inclination angle on space flow pattern and ventilation rate. University Department of Mechanical Power Engineering and Energy, Minia.

Bejan, A: Lorente, S. 2004. The Constructal law of design and evolution in nature. Durham: Departament of Mechanical Engineering and Materials Science, Duke University, Laboratory of Materiais and Durability of Construction, University of Toulouse, INSA.

Cavalcante, F. A. M. S. 2010 Chaminé solar como alternativa para incrementar a ventilação natural de espaços internos. Universidade Federal de São Carlos Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia São Carlos. Brasil.

Çengel, Y. A. e Ghajar, A. J., 2012. Transferência de Calor e Massa. Porto Alegre: AMGH Editora Ltda.

Imran, A. A.; Jalil, J. M. e Ahmed, S.T. 2015 Induced flow for ventilation and cooling by a solar chimney. Baghdad: Mechanical Engineering Dept., University of Technology, Baghdad, Iraq Electromechanical Eng. Dept., University of Technology, Baghdad, Iraq.

Imani, H. e Shahreza, A. R. 2014. Experimental and numerical investigation on an innovative solar chimney. Irã: Mechanical Engineering Division, Dehaghan Branch, Islamic Azad University, Isfahan, Iranb Faculty of Mechanical Engineering, University of Kashan, Kashan, Iran.

Incropera, F. P. e Witt, D. P. 1992. Fundamentos de Transferência de Calor e Massa. Rio de Janeiro: LTC-Livros Técnicos e Científicos Editora S.A.

Khanal, R.; Lei, C. W., 2015. A numerical investigation of buoyancy induced turbulent air flow inan inclined passive wall solar chimney for natural ventilation. School of Civil Engineering, The University of Sydney. Sydney.

Malalasekera. W. e Versteeg. H. K.; 2007. Na introduction to computational fluid dinamics the finite volume method: Longman group LtD

Marcelino, N. B. 2009. Estudo comparativo entre teoria construtal e entrânsia para casos de resfriamento de fontes de calor em cavidades. Universidade de Brasilia Faculdade de Tecnologia Departamento de Engenharia Mecânica. Brasília.

Matriz energética. (24/11/210). Disponível em: http://www.brasil.gov.br/meio-ambiente/2010/11/matriz-energetica / Acesso em: 24/08/2016.

Pantakar. S.V.; 1980. Numerical heat transfer and fluid flow: McGraw-Hill Book company

Reis, M. N. E. 2008. Fenômenos de Transporte. Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Minas Gerais.

Vieira, R. S. 2015. Avaliação da Influência Geométrica na potência disponível de uma chaminé solar empregando design construtal. FURG – Universidade Federal do Rio Grande. Rio Grande.

Zamora, B e Kaiser, A.S. 2010 Numerical study on mixed buoyancy-wind driving induced flow in a solar chimney for building ventilation. Universidade Dpto. Ingeniería Térmica y de Fluidos, Universidad Politécnica de Cartagena. Cartagena.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

AVALIAÇÃO DOS PERFIS DE CLORETO NO CONCRETO DOS TETRÁPODES DO MOLHE LESTE DA BARRA DO RIO GRANDE RS

Leandro Gularte Blois[1], João Antonio Modernel Bender[2], Tassia Fanton[3], André Tavares da Cunha Guimarães[4]

[1] Mestrando do curso de Engenharia Oceânica – Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: leandroblois.eng@gmail.com
[2] Mestrando do curso de Engenharia Oceânica – Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: bender@furg.br
[3] Mestranda do curso de Engenharia Oceânica – Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: tassiafanton@gmail.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: atcg@vetorial.net

RESUMO

A penetração de cloretos em estruturas de concreto armado é um dos principais fatores de deterioração desse material. O trabalho trata da pesquisa que se está realizando no Molhe Leste da Barra do Rio Grande, RS para verificar a dinâmica da penetração de íons cloreto em ambiente marítimo com a extração de testemunhos dos tetrápodes existentes no local. A metodología de estudo é por meio de visitas exploratórias ao Molhe Leste da Barra do Rio Grande RS para obtenção de corpos de prova (CP's) dos tetrápodes. Métodos como corte, processos de moagem manuais, peneiramento e ataque das amostras com ácido nítrico e hidróxido de sódio fazem parte dos recursos utilizados para formulação dos resultados. Se pretende com o projeto observar o comportamento (dinâmica) sazonal dos perfis de cloretos nos tetrápodes do Molhe Leste da Barra do Rio Grande quando há tendência de formação de pico (CP). E, também, determinar se existem teores elevados de cloretos na superficie (CS) dos elementos comparando com outros modelos já existentes. As amostras foram, e as demais serão tratadas no laboratório da Universidade Federal do Rio Grande para posterior análise e conclusão dos resultados. A princípio os microambientes MLLM, MLOI e MLOM não apresentaram a formação de pico e os microambientes MLLS-N e MLLS-S tendem a formar pico com o aumento da profundidade para a estação do verão.

Palavras-chave: *Cloretos, concreto, ambiente marítimo, durabilidade.*

1. INTRODUÇÃO

É de conhecimento geral que, na cidade de Rio Grande, no estado do Rio Grande do Sul, há um crescimento elevado e contínuo das obras de infraestrutura relacionadas à região costeira e portuária. No entanto, torna-se viável estudar, desenvolver e aprimorar modelos de perfis de cloreto existentes e que poderão ser aplicados em projetos futuros de estruturas de concreto armado em ambientes similares ao marítimo.

O ambiente marítimo é um dos meios mais agressivos ao concreto armado, sendo o principal agente propulsor de ataque os íons cloreto, no qual, ao atingir a barra de aço em um teor de aproximadamente 0,4% em relação à massa de cimento despassiva a armadura, iniciando o processo de corrosão (Helene, 1993).

Sabe-se que todas as estruturas de construções próximas às regiões marítimas ou costeiras sofrem algum tipo de impacto decorrente da ação de agentes de deterioração causados por fenômenos ambientais. Seja por um alto grau de agressividade do ambiente em que estão inseridas, por mudanças bruscas de temperatura ou por formação de aerossóis com mecanismos propulsores de corrosão.

Considerando as instalações industriais, obras costeiras e as inúmeras construções localizadas no litoral do município são prováveis que muitas dessas configurações sofram com algum tipo de desgaste superficial, interno, degeneração e/ou deterioração estrutural.

Também, sabe-se que os principais causadores da corrosão em estruturas de concreto armado são o dióxido de carbono (CO_2), íons sulfato e os íons cloreto, além da influência de propriedades e características de materiais empregados para produção de elementos estruturais. Esses são responsáveis pela formação de produtos de corrosão que, combinados com o ambiente atmosférico de inserção, deterioram edificações, cais, piers, instalações industriais e fábricas regionais, diminuindo assim, a durabilidade e contribuindo para o envelhecimento precoce dos elementos estruturais.

Os tetrápodes não apresentam problemas com penetração de cloretos, pois não possuem armadura estrutural. O estudo da penetração de cloretos nos tetrápodes tem a finalidade de estudar a formação de perfis de cloretos em ambientes similares. E, assim, aplicar em projetos de estruturas marítimas de concreto armado para as diferentes estações do ano (verão, outono, inverno e primavera), analisando as variáveis envolvidas no processo de desgaste superficial e deterioração de estruturas em concreto através do traçado de perfis cloreto. A corrosão em um componente estrutural é um processo que causa muitos impactos às construções e, consequentemente, podem gerar novos problemas decorrentes desse fenômeno como o colapso ou a ruína em ambientes marítimos.

2. O TETRÁPODE

Os tetrápodes são blocos de concreto utilizados em zonas marítimas para minimizar os impactos das ondas e abrigar embarcações das fortes ondas presentes em zonas marítimas.

Em 1950, a Sociedade de Genobla de Estudos e de Aplicações (Sogreah), lançou no mercado a primeira unidade projetada para proteção de molhes e diques (Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2011).

Constituído em concreto maciço, o bloco é disposto de um eixo central, no qual são tangentes quatro cones alongados (patas) e arredondados, distribuídos igualmente a 120° no espaço conforme a Fig.1 (Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2011).

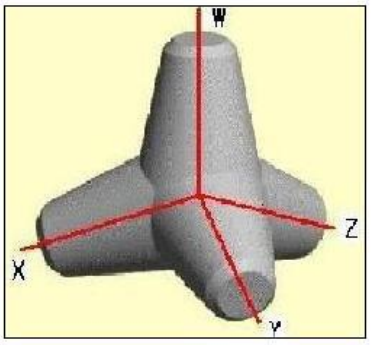


Figura 1. Geometria dos tetrápodes localizados no Molhe Leste da Barra do Rio Grande RS (Toukaku, 2007).

Estas “patas” facilitam a conexão entre os blocos, tornando a estrutura mais estável. O centro de gravidade do tetrápode encontra-se na união das quatro “patas”, o que dificulta o balanço e o rolamento da carcaça (Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2011).

Projetado para ser instalado em camada dupla, a utilização desses blocos diminui consideravelmente a energia das ondas e o nível da água que ultrapassa pelos interstícios (Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2011).

Com isso, a agitação das ondas num porto torna-se inferior comparada ao mar aberto (Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2011).

3. CLORETOS

Os íons cloreto são considerados os maiores causadores de corrosão no aço do concreto em ambiente marítimo (Silva, C. A., 2010).

Segundo Helene (1993) e Neville (1997), os cloretos podem ser encontrados como contaminação de agregados, principalmente em regiões litorâneas, em águas salobras ou excessivamente cloradas.

E, também a presença de cloretos no concreto pode ser originada das seguintes fontes mais comuns (Helene, 1986; Andrade, 1992; Mehta e Monteiro, 1994; Figueiredo e Helene, 1994): aditivos, agregados contaminados por sais, água de amassamento, soluções de sais degelantes, água do mar, atmosfera marinha (maresia) e processos industriais.

No entanto, a camada protetora de passivação na superfície do aço envolto pelo concreto, que se forma logo após o início da hidratação do cimento, e que consiste de Fe_2O_3 firmemente aderente ao aço, é destruída pelos íons cloreto, havendo corrosão na presença de água e oxigênio (Neville, 1997).

Treadaway (1988) apud Meira (2004) afirma que os cloretos livres penetram nos poros do concreto, juntamente com a água e o oxigênio e, ao encontrar a película passivadora da armadura, provocam acidificações localizadas que conduzem a desestabilizações pontuais da película de óxidos passivos. Portanto, o concreto, mediante a presença de cloretos fica submetido a corrosões pontuais na armadura, também denominada de corrosão por pite.

Os cloretos se apresentam de três formas no interior do concreto, são elas:

- Quimicamente ligado;
- Adsorvido fisicamente na superfície dos poros;
- Livres na solução contida nos poros.

A fig. 2 a seguir exemplifica as três formas de apresentação dos íons cloreto no interior da solução contida nos poros do concreto. Os cloretos na forma de livres são os que atacam e provocam deteriorações e despassivação da barreira química formada na armadura do concreto.

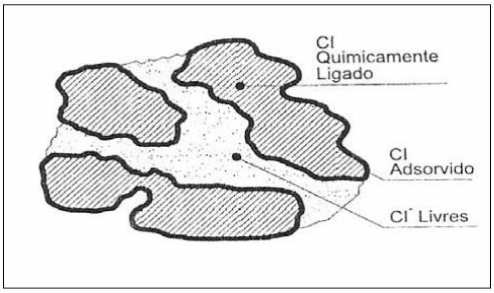


Figura 2. Formas de apresentação dos íons cloreto no interior dos poros do concreto (Ribeiro, D., 2014).

Apesar de serem os cloretos livres aqueles capazes de provocar a corrosão, é conveniente determinar o teor de cloretos totais, uma vez que parte dos cloretos combinados podem ficar disponíveis devido a efeitos como a carbonatação e a elevação da temperatura (Mohammed e Hamada, 2003 apud Malheiro, 2008).

Mas, a penetração do íon cloreto só é possível quando há água nos poros do concreto. Se a água está estagnada, o deslocamento dos íons cloreto se dá por difusão, quando o concreto sofre ciclos de molhagem e secagem, a penetração desses íons passa a ser por força capilar da água em que estão presentes.

A penetração por forças capilares ocorrem em zonas costeiras de clima quente, onde há névoa salina, que são gotículas de água contendo cloretos. Neste caso é importante conhecer a direção predominante do vento e a insolação, para análise do ataque nesse ambiente (Andrade, 1992).

Quanto aos mecanismos de transporte de fluidos no concreto, os quais são capazes de alterar a durabilidade de uma estrutura de concreto armado são: absorção capilar, difusão, permeabilidade e migração (Cascudo, 1997).

4. O AMBIENTE DE EXTRAÇÃO

O ambiente de extração dos corpos de prova (CP's) para a estação do verão foi à obra do Molhe Leste da Barra do Rio Grande, RS tendo como alvo os tetrápodes que por lá se situam. Os tetrápodes dos Molhes da Barra têm por função manter embarcações protegidas e abrigadas das fortes e agitadas ondas de mar aberto tornando seguro o local para atracação no Porto da cidade de Rio Grande. Conforme (Silva, C. A., 2010 apud Guimarães et al., 2003) os molhes foram construídos nos anos entre 1910 e 1919, partindo do litoral para o oceano, sendo que o Molhe Leste tinha um comprimento de 4220m e o molhe Oeste com 3160 metros. Contudo, devido aos fortes ventos, em 1995 houve a necessidade de obras de recuperação dos molhes, além de um aumento no comprimento do Molhe Oeste de 3160 metros para 3800 metros (Guimarães et al., 2003).

A fig. 3 mostra os Molhes da Barra do Rio Grande e o respectivo local (entre as setas) da extração dos CP's dos tetrápodes em diferentes microambientes.

Figura 3. Molhes da Barra do Rio Grande. A – Molhe Oeste. B – Molhe Leste e indicação do local de extração dos Cp's (Silva, 2010 e Migliorini, 2011).

5. EXTRAÇÃO DOS TESTEMUNHOS

Os testemunhos foram extraídos de quatro microambientes diferentes no Molhe Leste da Barra do Rio Grande (Ponto B). Esses microambientes foram escolhidos de maneira a representar, da melhor forma, a ação da água do mar e dos ventos no local. Os microambientes já haviam sido determinados por (Guimarães, A. T. C. et al. 2003) e estão representados na figura 4.

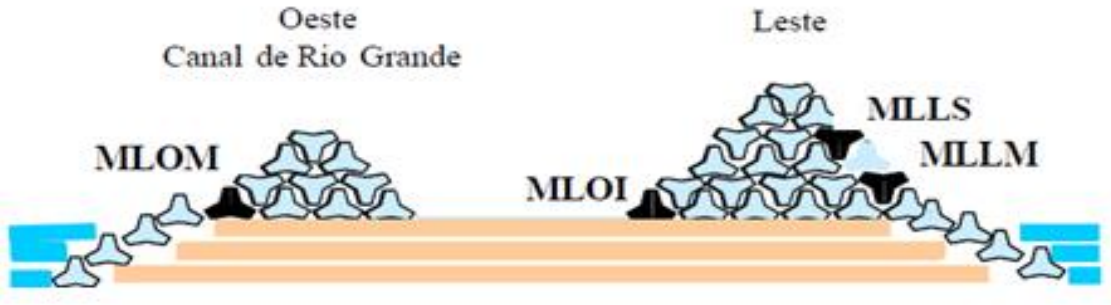


Figura 4. Seção transversal do Molhe Leste da Barra do Rio Grande onde se localizam os microambientes (Guimarães, A. T. C. et al. 2003).

As nomenclaturas dos microambientes de extração dos CP's são:

- MLLS – Microambiente localizado no molhe leste, voltado para leste e em uma cota superior;
- MLLM – Microambiente localizado no molhe leste, voltado para leste e em uma cota média;
- MLOM – Microambiente localizado no molhe leste, voltado para oeste e em uma cota média;
- MLOI – Microambiente localizado no molhe leste, voltado para oeste e em uma cota inferior.

Para cada microambiente foram determinados dois tetrápodes para caracteriza-los. Logo, as siglas N (Norte) e S (Sul) foram utilizadas para distingui-los entre si de acordo com a posição no molhe.

5.1 O tratamento das amostras

Os CP's retirados de cada um dos microambientes foram marcados para o corte inicial, no qual, foram divididos para ensaios de resistência a compressão e extração dos perfis de cloretos.

Figura 5. Testemunhos extraídos dos microambientes.

Figura 6. Marcação para extração dos perfis de cloretos

Após o corte e a separação para os diferentes tipos de ensaios, a parte dos testemunhos para extração dos perfis de cloreto foram marcados de 5 em 5 mm (milímetros) (Figura 6).

Após o corte do CP na serra, as bolachas de concreto foram encaminhadas para moagem manual com um martelo numa bandeja de plástico sob uma chapa de metal, que consiste em quebrar o máximo possível camada a camada. O resultado do processo de moagem manual inicial com o martelo das bolachas de concreto de cada microambiente é apresentado na Fig. 8.

Figura 7. Processo de moagem de uma camada.

Figura 8. Resultado da moagem manual de uma camada.

Após o processo manual e inicial de quebra da bolacha de concreto de uma camada utilizando martelo, inicia-se o processo de moagem final, no qual, o material apresentado na figura 8 é transferido para um recipiente de louça e amassado com um bastão (uma espécie de pilão, figura 9) até virar o mais próximo de pó.

Figura 9. Processo de moagem manual e final de uma camada de um microambiente.

Logo após o processo de moagem manual e final de uma bolacha de concreto de uma camada de um microambiente o material é submetido a passagem pela peneira de número 30 da ABNT (Associação Brasileira de

Normas Técnicas) e de 600 micrômetros da ASTM (American Society for Testing and Materials) e em seguida a uma nova peneira de número 50 da ABNT, conforme figura 10.

Figura 10. Peneiramento da amostra após processo manual e final de moagem.

O material que passa pela peneira é ensacado e está pronto para o ensaio. O material que não passa volta para o processo de moagem manual e final até passar pela peneira. A fig. 11 apresenta o material ensacado que passou pela peneira.

Figura 11. Resultado do processo manual e final de moagem.

5.2 O procedimento de ataque

O procedimento de ataque para verificar o comportamento dos cloretos nos microambientes estudados e para o traçado dos perfis de cloretos consiste em:

- Preparar e limpar as vidrarias;
- Secar e pesar a amostra;
- Atacar com ácido nítrico (15 ml);
- Ferver a amostra com vidro de relógio com água deionizada;
- Esfriar e retirar água do vidro de relógio;
- Lavar as paredes internas do Becker com água deionizada;
- Adicionar 32 ml de hidróxido de sódio;
- Ajustar o Ph;

Os cinco primeiros microclimas atacados foram o MLLS-S, MLLS-N e MLOM-N, MLOI-N e MLLM-N, os outros dois restantes ainda estão para ser processados em laboratório.

As fotos abaixo mostram os procedimentos dos processos de ataque das amostras dos cinco microambientes analisados até o momento.

(A) (B) (C) (D) (E)

As amostras, inicialmente, continham 0,8 gramas (g) para a primeira camada e variaram entre 0,9 e 1,0 g para as camadas dois e três. As fotos acima referem-se, respectivamente, as etapas de: (A) pesagem das amostras para controle em balança não precisa, (B) Secagem das amostras selecionadas em ambiente apropriado pelo período mínimo de 24 horas, (C) após esse período, faz-se a pesagem em balança de precisão, (D) ataque das amostras com ácido nítrico (15ml) e (E) colocação das amostras na "capela" do laboratório para fervura, com um magneto em meio a solução com vidro de relógio e água deionizada sobre o vidro.

(F) (G) (H)

Seguindo a sequência, respectivamente: (F) retirada da água deionizada do vidro de relógio da parte superior e esfriar a solução, (G) limpeza das paredes internas do becker contendo a solução com água deionizada e, por fim, (H) adição de 32 ml de hidróxido de sódio.

6. RESULTADOS E ANÁLISE

As tabelas apresentam os valores de Cs para as amostras aos 18 anos utilizados na pesquisa.

Tabela 1. Resultado dos ensaios (Profundidade x teor de cloretos) para os microambientes MLLM-N e MLOI-N.

MLLM-N		MLOI-N	
Profundidade média (cm)	Teor de cloretos (%)	Profundidade média (cm)	Teor de cloretos (%)
0,231	1,112	0,313	0,610
1,200	0,783	1,388	0,364
2,221	0,695	2,450	0,355
4,588	0,391		

Tabela 2. Resultado dos ensaios (Profundidade x teor de cloretos) para os microambientes MLOM-N e MLLS-N.

MLOM-N		MLLS-N	
Profundidade média (cm)	Teor de cloretos (%)	Profundidade média (cm)	Teor de cloretos (%)
0,254	0,375	0,338	0,133
1,308	0,364	1,344	0,133
2,325	0,291	2,349	0,177

Tabela 3. Resultado dos ensaios (Profundidade x teor de cloretos) para o microambiente MLLS-S.

MLLS-S	
Profundidade média (cm)	**Teor de cloretos (%)**
0,298	0,057
1,448	0,093
2,634	0,105

Observa-se no gráfico da figura 12 que o microambiente MLLM-N não apresentou picos do teor de cloretos na idade dos 18 anos. Comparando com o gráfico da figura 17 (Perfil de cloretos MLLM (Oliveira. 2013)), conforme o autor esse microambiente apresentou picos do teor de cloretos apenas para as idades de 5 e 15 anos, e para 9,5 anos não.

Nos gráficos das figuras 13 e 14 os microambientes MLOI-N e MLOM-N também não apresentaram formação de pico. Segundo Silva, C. A., 2010 esses ambientes apresentaram picos nas idades de 5 e 9,5 anos, não sendo avaliado aos 15 anos por Oliveira J. C. P, 2013.

Nos gráficos das figuras 15 e 16, nos microambientes MLLS-N e MLLS-S há a tendência de formação de pico pela elevação do teor de cloretos com o aumento da profundidade. Fazendo uma análise comparativa com o gráfico da figura 20 (Perfil de cloretos MLLS (Oliveira, 2013)) o microambiente MLLS apresentou um pico nas idades de 5 e 15 anos, não formando pico na idade de 9,5 anos.

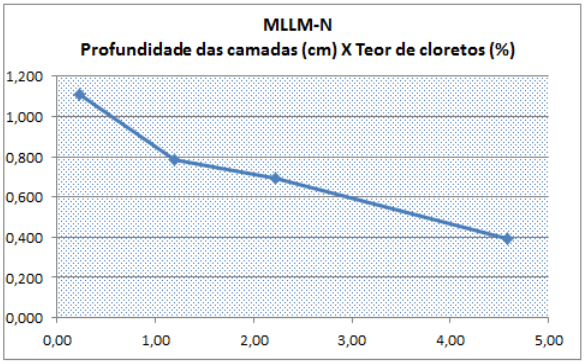


Figura 12. Perfil de cloretos para MLLM-N.

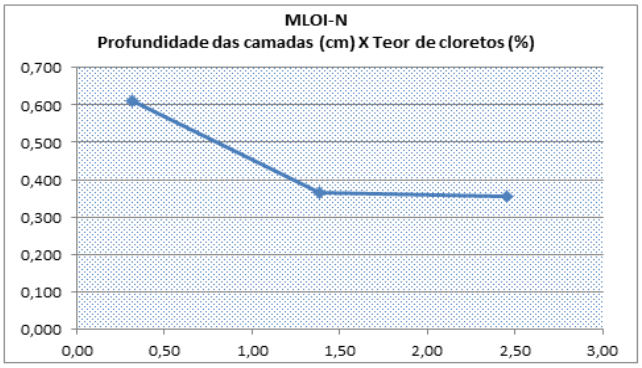


Figura 13. Perfil de cloretos para MLOI-N.

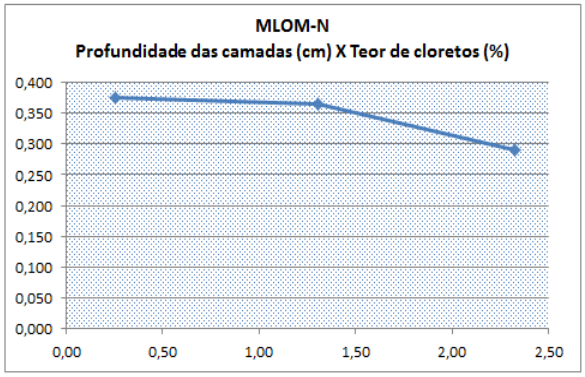


Figura 14. Perfil de cloretos para MLOM-N.

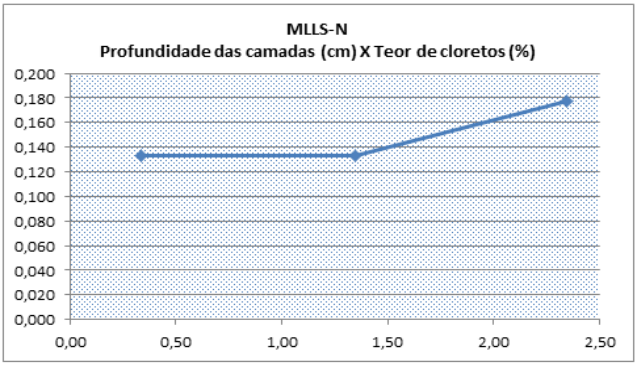


Figura 15. Perfil de cloretos para MLLS-N.

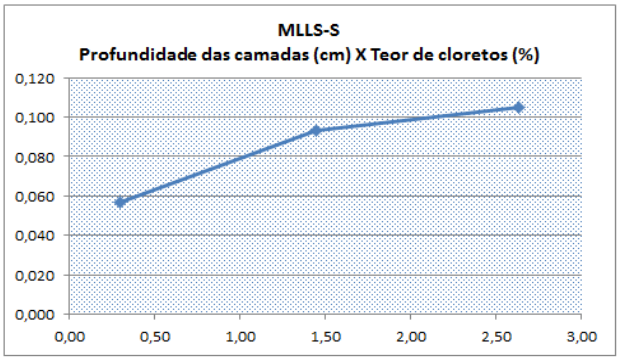


Figura 16. Perfil de cloretos para MLLS-S.

Os gráficos das figuras 17 (Perfil de cloretos MLLM (Oliveira, 2013)), 18 (Perfil de cloretos MLOI (Oliveira, 2013)), 19 (Perfil de cloretos MLOM (Oliveira, 2013)) e 20 (Perfil de cloretos MLLS (Oliveira, 2013)) são para comparação dos resultados discutidos anteriormente. Os perfis de cloretos para a idade de 5 anos foram obtidos por Guimarães, (2000), já os perfis aos 9,5 anos por Silva, (2010) e os perfis de 15 anos por Oliveira, (2013).

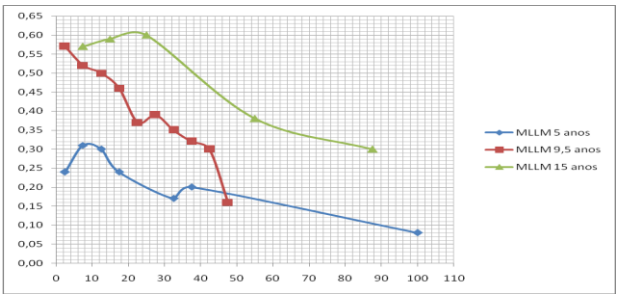


Figura 17. Perfil de cloretos MLLM (Oliveira, 2013).

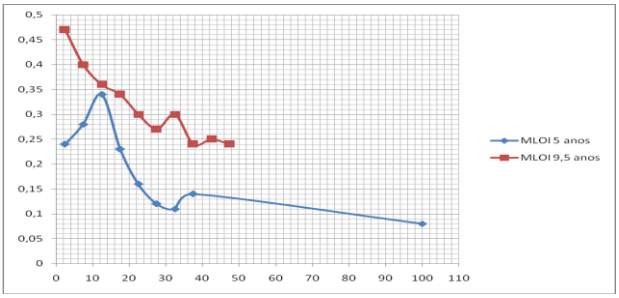


Figura 18. Perfil de cloretos MLOI (Oliveira, 2013).

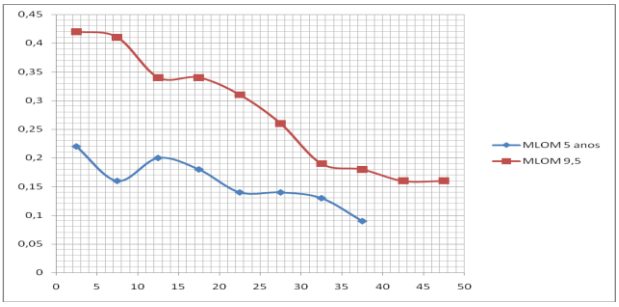


Figura 19. Perfil de cloretos MLOM (Oliveira, 2013).

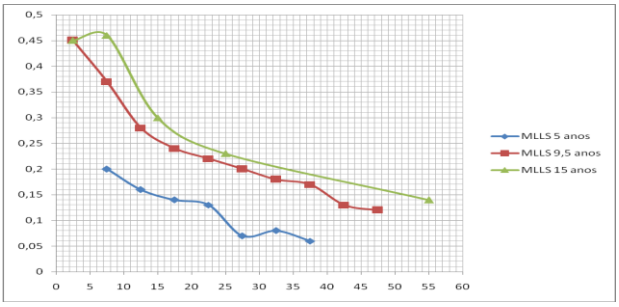


Figura 20. Perfil de cloretos MLLS (Oliveira, 2013).

O ambiente tem forte influência sobre o valor de teor de cloretos na superfície da estrutura, entre os quais, a salinidade do ambiente, direção e intensidade dos ventos, temperatura, insolação e precipitação. Logo, em função do ambiente em que o concreto esteja inserido o valor de CS pode apresentar grandes variações.

Os materiais empregados no concreto também implicam no ataque desses agentes, por exemplo, o cimento ARI não é recomendável para obras marítimas conforme os resultados obtidos na pesquisa de Rodrigues (2009) e Guimarães (2000). No entanto, o mais adequado para este tipo de ambiente, segundo as recomendações da NBR 6118/2000, é o cimento CPIII (alto forno) e CPIV (pozolânico) ou o uso de aditivos a base de pozolanas ou cinza de casca de arroz.

O cobrimento do concreto é outro fator que deve ser levado em consideração, onde deve ser maior em zonas de respingo e maré do que em zonas submersas devido à maior quantidade de oxigênio presente, indispensável à corrosão.

7. CONCLUSÕES

Silva, C. A. 2010 concluiu que os perfis que tinham pico ou oscilação no teor de cloretos, na idade de 5 anos, não apresentaram essas características aos 9,5 anos, ou seja, apresentaram perfis sem formar pico.

Oliveira, J. C. P., 2013 salienta que a variação do CS se ajusta melhor em função da raiz do tempo, mas, esse ajuste, leva a considerar um CS máximo, pois este, considerando a raiz do tempo, continua aumentando muito em idades maiores.

Os modelos dos perfis de cloretos estudados por Silva, C. A., 2010 aos 5 e 9,5 anos e por Oliveira, J. C. P., 2013 aos 15 anos, mesmo que somente para dois microambientes, apresentaram uma boa estimativa para a idade de 18 anos, embora o número de camadas extraídas seja menor para esse estudo.

Esses picos formados em alguns dos microambientes estudados nos tetrápodes do Molhe Leste da Barra do Rio Grande podem ser pelas chuvas e ventos frequentes na estação do inverno que atingem os tetrápodes bruscamente e com maior frequência. Estas águas podem extrair cloretos durante o inverno, fazendo com que este pico apareça no verão (Oliveira, J. C. P., 2013), em conformidade com alguns dos perfis analisados.

Na estação do verão, com a frequência de chuvas consideravelmente menor que na estação do inverno, o baixo nível da água do canal e a alta salinidade da água faz com que os cloretos penetrem com maior intensidade, desfazendo o pico. Portanto o processo de molhagem e secagem também deve ser considerado nos perfis.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Andrade, M. C., 1992. Manual para Diagnóstico de Obras Deterioradas por Corrosão de Armaduras. Tradução e adaptação Antonio Carmona e Paulo Helene. São Paulo, Pini, SP, Brasil.

Cascudo, O., 1997. O Controle da Corrosão de Armaduras em Concreto: Inspeção e Técnicas Eletroquímicas. 1° Ed., São Paulo, Pini, SP, Brasil.

Figueiredo, E. P.; Helene, P. R. L. Assim caminha a Corrosão. Téchne, v. 10, P. 28-33, maio/junho. São Paulo, Pini, 1994.

Gentil, V. Corrosão. 4° Edição, LTC, 2003, 201-212.

Guimarães, A. T. C. et al. 2003. Durabilidade de Tetrápode de Concreto Contaminado com Íons Cloreto: estudo de caso. 45º Congresso Brasileiro do Concreto, Anais. Espírito Santo, ES, Brasil.

Helene, R.R.L. Corrosão em Armaduras para Concreto Armado. Pini/ipt São Paulo, 1986.

Helene, P. R. L.; Terzian, P. Manual de dosagem e controle do concreto. São Paulo, Pini, 1992.

Helene, P. R. L. – Contribuição ao Estudo da Corrosão em Armaduras de Concreto Armado. São Paulo, 1993. Tese (livre docência), Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Civil.

Magalhães, C. P.; Folloni, R.; Furmam, H. Análise da Patologia das Obras de Arte do Município de São Paulo. In: Simpósio Nacional de Reforços, Reparos e Proteção das Estruturas de concreto, São Paulo, maio, 1989. Anais, São Paulo, EPSUP, 1989. P. 3-17.

Malheiro, R. L. M. C., 2008. Influência do Revestimento de Argamassa no Transporte de Cloretos em Estruturas de Concreto Armado no Meio Urbano. Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, PB, Brasil.

Mehta, P. K. e Monteiro, P. J. M., 1994. Concreto: Estruturas, Propriedades e materiais; São Paulo, Ed. Pini, SP, Brasil.

Meira, G. R., 2004. Agressividade por Cloretos em Zonas de Atmosfera Marinha Frente ao Problema da Corrosão em Estruturas de Concreto Armado. Tese (Doutorado em Engenharia Civil). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil.

Migliorini, A. V. & Guimarães, A. T. C., 2008. Tipos de bloco de concreto para estrutura hidráulica de proteção as ondas marítima e análise visual dos tetrápode da barra de Rio Grande. Departamento de materiais e construção. Universidade Federal do Rio Grande - FURG, Rio Grande, RS, Brasil.

Mohammed, T. U. & Hamada, H., 2003. Relationship Between free Chloride and total Chloride Contents in Concrete. Cement and Concret Research.

Neville, A. M., 1997. Propriedades do Concreto. Trad. Salvador E. Giammusso. São Paulo, SP, Pini, Brasil.

Oliveira, J. C. P., 2013. Avaliação de modelo considerando a variação no tempo do teor de cloretos na superfície. Projeto de Graduação em Engenharia Civil Empresarial, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande.

Ribeiro, D. V., 2014. et al. Corrosão em Estruturas de Concreto Armado: teoria, controle e métodos de análise. Rio de janeiro: Elsevier Editora Ltda. 246 p.

Silva, C. A., 2015. Comportamento dos perfis de cloreto em tetrápodes localizados nos molhes da barra (Rio Grande – RS – Brasil). Dissertação de Mestrado em Engenharia Oceânica, Programa de Pós Graduação em Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio Grande Rio Grande, RS, Brasil.

Toukaku, 2007. Disponível site: http://members.aol.com/paperworks77/toukakutoueimokei/ toukakutoueimokei.htm. Acessado dia: 12 de março.

Treadaway, K., 1988. Corrosion period. In: SCHIESSL, Corrosion of Steel in Concrete. New York: RILEM / Chapman and Hall.

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING
Rio Grande, November 23^{rd} to 25^{th}, 2016

ANÁLISES DE DOIS DERRAMES DE ÓLEO NA PLATAFORMA CONTINENTAL SUL DO BRASIL, NOS ANOS DE 2012 E 2014

Caroline Barbosa Monteiro*[1], Eduardo de Paula Kirinus[1], William Correa Marques[2], Juliana Costi[2], Phelype Haron Oleinik[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós Graduação em Oceanografia Química, Física e Geológica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
*e-mail: monteirocbm@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Instituto de Matemática, Estatística e Física
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Engenharia Civil Costeira e Portuária - EE
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil

ABSTRACT

Numerical models have been widely used to simulate and predict the behavior and transport of oil spills in marine environments. Its behavior is governed by various physical, chemical and biological processes which are related to the hydrocarbon properties, hydrodynamic and weather conditions, and other environmental variables. The transport and interaction of oil particles were evaluated in simulations to reproduce two oil spills recorded in the northern part of the Southern Brazilian Shelf (SBS). The numerical simulations were performed using the model ECOS (Easy Coupling Oil System) together with the three-dimensional hydrodynamic module TELEMAC3D. The hydrodynamic model provides the variables needed by oil spill model to calculate and infer the properties and behavior of the oil slick. The results indicate that the local wind forcing is the most important factor in determining the oil fate, followed by the intensities and directions of coastal currents. Regarding the events, in 2012 the oil reaches the coast after 10 hours of the leak, however in 2014 it was transported oceanwards. The simulation strategy used in this article does not proved to be appropriate for estimates of the oil risk in the region, due to the distinct susceptibility responses between the events simulated.
***Keywords**: TELEMAC3D, ECOS, Oil Spill, Susceptibility, Wind Influence.*

1. INTRODUÇÃO

De acordo com Bollmann et al. (2010), as quatro principais fontes de aporte de óleo para os oceanos são naturais, de navios, de efluentes e por fontes indefinidas. As naturais representam 5%, sendo que aproximadamente 35% provêm do trânsito de navios *tankers*, incluindo descartes ilegais e limpeza. A entrada do óleo no ambiente

também pode dar-se na forma de constituintes voláteis, emitidos para a atmosfera durante os diversos processos de queima. Essa parcela atmosférica adicionada aos montantes municipal e industrial de efluentes, além de plataformas de petróleo que resultam em 45% do aporte de óleo. Os outros 5% provêm de fontes indefinidas.

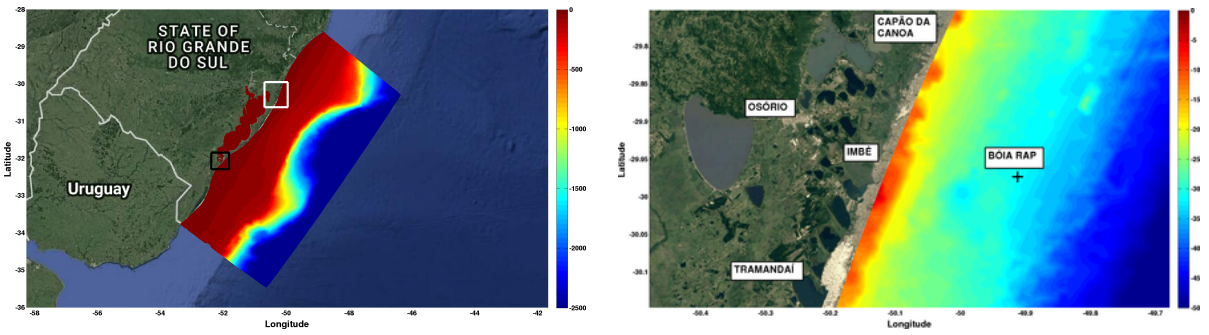
Nesse sentido, as áreas costeiras envolvidas em atividades portuárias e/ou petrolíferas representam regiões sensíveis que podem ser afetadas pela poluição de acidentes navais, principalmente próximo as zonas vitais como estuários, mangues e marismas (Tansel, 2014). Contudo, eventuais acidentes podem ocorrer longe da costa, e por consequência a poluição gerada pode ser transportada em direção à costa pelas correntes dos oceanos e os ventos superficiais (Marta-Almeida et al., 2013).

A maior parte dos derrames de óleo ocorridos na região da Plataforma Continental Sul do Brasil (PCSB) (Fig. 1a) decorre de falhas técnicas em unidades operacionais do sistema hidroviário local e do sistema de dutos de aproximadamente 90 km. O sistema conecta o Terminal Marítimo Almirante Soares Dutra (TEDUT) à Refinaria Alberto Pasqualini (REFAP) na cidade de Canoas (Fig. 1b). De acordo com Michel e Fingas (2016) esses estudos são de grande importância, visto que entre 30 e 50% dos derrames de óleo são causados direta ou indiretamente por erros humanos e cerca de 20 e 40% são advindos de falhas em equipamentos.

Em conformidade com a legislação brasileira, as simulações numéricas de derrames de óleo, como as do presente trabalho, têm sido utilizadas na definição da área de influência de atividades com riscos de derramamentos de óleo. Ainda têm fundamentado diagnósticos ambientais diversos, a elaboração de mapas de risco, estudos de sensibilidade ao óleo, Planos de Emergência Individual (PEI), entre outros estudos.

1.1 Área de estudo

A região de estudo está inserida na PCSB (Fig. 1a, Fig. 1b). Trata-se de uma plataforma continental de contorno oeste, com padrão de correntes costeiras intensas e de grande variabilidade em meso-escala, geradas por variações batimétricas ou por fatores meteorológicos, como ação de ventos locais. Conforme Möller Jr et al. (2001) e Castelão e Möller Jr (2006), a região apresenta comportamento típico de micro marés, e as intensidades e direções dos ventos e suas interações com a topografia do fundo estão entre os fatores que ordenam os padrões de circulação costeira.



(a) (b)

Figura 1: (a) PCSB com retângulo branco indicando a região de estudo, (b) litoral norte da PCSB, sendo "+"o ponto de partida das duas simulações (boia RAP - Refinaria Alberto Pasqualini).

A PCSB possui duas principais fontes de água doce, o Rio da Prata e a pluma da Lagoa dos Patos que são responsáveis por gerar fortes gradientes halinos em determinados períodos. O encontro das águas continentais de baixa salinidade com as águas costeiras define regiões onde se observam altos gradientes de propriedades, as chamadas zonas de frente (Marques et al., 2009).

A pluma do Rio da Prata influencia essa região durante quase todo o ano, com exceção dos meses de verão, devido à circulação dirigida por gradientes de densidade que é observada na plataforma continental, além do transporte de águas mais frias e ricas em nutrientes em direção ao norte, as quais podem desempenhar um papel importante em episódios de produção primária na região (Soares et al., 2007).

A pluma da Lagoa dos Patos e a região de interação com a pluma do Rio da Prata têm grande importância para a região, pois controlam a circulação na plataforma continental interna, nas proximidades de Rio Grande, e pode se estender por dezenas de quilômetros desde sua desembocadura, apresentando também importância na produção biológica da região (Marques et al., 2009).

Os padrões de circulação da Lagoa do Patos foram amplamente estudados, de forma que, diversos autores concluíram que as principais forçantes são: descarga fluvial, efeitos locais e remotos dos ventos que agem controlando os gradientes de pressão e os processos de troca (Möller Jr et al., 2001; Marques et al., 2014). A presença de estruturas antropogênicas como os molhes da barra de Rio Grande e estruturas auxiliares às atividades portuárias conferem à região uma maior complexidade.

No âmbito da dinâmica de fluídos geofísicos o vento atua como principal forçante da circulação oceânica superficial, dispersando energia pela tensão de cisalhamento superficial (Kundu e Cohen, 2002). Da mesma forma,

o vento atua controlando a hidrodinâmica da PCSB, onde as velocidades e as direções dos ventos interferem na formação de correntes costeiras.

Segundo Rubert et al. (2006) o padrão dos ventos na PCSB sofre a influência do Anticiclone do Atlântico Sul, sobretudo nos meses de primavera e verão, quando ocorrem as maiores intensidades das velocidades dos ventos. No outono as maiores interferências atmosféricas podem ser decorrentes de bloqueios atmosféricos, e no inverno ocasionadas aos distúrbios transientes.

O litoral do Rio Grande do Sul é formado por uma longa barreira arenosa, praticamente ininterrupta, com orientação Nordeste-Sudoeste, dominada pela ação de ondas com deriva litorânea bidirecional e com predominância em direção Nordeste (Calliari et al., 2006). A região de Tramandaí apresenta praias com baixa declividade, classificadas de intermediárias à dissipativas, com formação de dunas frontais bem desenvolvidas (Tomazelli e Villwock, 1992).

Tal contexto dinâmico, associado com a crescente necessidade e uso de combustíveis fósseis, gera um cenário de risco envolvendo acidentes com vazamentos de óleo. O litoral norte, compreendendo a região de Tramandaí, apresenta riscos de derrames devido à presença de boias captadoras de óleo que ligam o terminal de óleo da cidade com a Refinaria Alberto Pasqualini (REFAP) em Porto Alegre. A região de plataforma e talude continental apresentam riscos devido ao tráfego de navios em direção ao porto do Rio Grande e a perfuração de poços de exploração por parte da Petrobras. Por outro lado, o litoral sul, compreendendo a região de Rio Grande, apresenta riscos devido ao intenso transporte de óleo associado à presença do Porto do Rio Grande, do Terminal Aquaviário da Transpetro (Petrobras) e da Refinaria de Petróleo Riograndense (Garção et al., 2012).

1.2 Processos envolvidos em derrames de óleo

O número de derrames de óleo na porção norte da PCSB tem aumentado na última década. Conforme o mapeamento nacional de sensibilidade ao óleo, a região do estudo está entre os territórios da PCSB com os maiores índices de sensibilidade litorânea ao óleo e seus derivados (MMA, 2002). O trecho compreendido entre os municípios de Tramandaí e Imbé tem alta susceptibilidade aos derrames de óleo devido à presença de boias de captura de óleo, além de atividades envolvendo manipulação e transporte de petróleo e seus derivados, como o abastecimento de embarcações, cargas de hidrocarbonetos e descarga de óleo bruto. Localizadas no litoral, essas boias permitem a captura do óleo de navios petroleiros e sucessivas transmissões de óleo para REFAP.

Variações nas taxas dos processos de emulsificação, evaporação, entre outros processos de degradação nos derrames de óleo são sensíveis ao tipo e idade do óleo, bem como aos fatores ambientais, como velocidade do vento, temperatura, altura de ondas, salinidade e misturas turbulentas no oceano (Mariano et al., 2011).

Emulsificação é o processo de formação de emulsões do tipo água em óleo ou do tipo óleo em água. O processo pode gerar grandes alterações nas propriedades e características das manchas de óleo, de forma que emulsões mais estáveis podem conter entre 50 e 80% de partículas de água sobre as partículas de óleo, resultando em expansões do volume das manchas de óleo de até cinco vezes o seu volume original (Fingas e Fieldhouse, 2003).

Com a evolução da emulsificação as colorações mais pretas e prateadas das manchas de óleo tendem a variar para os tons mais próximos do marrom, na medida do acréscimo do número de gotículas de água do mar suspensas sobre o óleo. Fingas e Banta (2016) realizaram ensaios para investigar o comportamento de diferentes tipos de óleos quanto à evolução das taxas de emulsificação, verificando que, apesar de suas solubilidades baixas, alguns hidrocarbonetos e sais solúveis de diferentes tipos de óleos tendem a formar uma emulsão.

A evaporação é outro processo de degradação importante a ser considerado no balanço de massa final do óleo. É responsável pela retirada da maior parte das frações voláteis de óleo em poucas horas após o derrame, sendo influenciada pela velocidade do vento e tamanho da área do derrame (Fingas, 1999).

Segundo Fingas (1997) as taxas de evaporação oscilam em função de acréscimos de turbulência, velocidade do vento e área superficial de determinada mancha de óleo. Assim como é verificado no processo de emulsificação, os processos de misturas físicas ocasionados pela turbulência das águas superficiais do oceano também são agentes intervenientes no processo de evaporação. Além disso, características do óleo como volatilidade, viscosidade, densidade, entre outras, podem orientar variações nas taxas de evaporação ao longo do tempo (Mariano et al., 2011).

Sendo assim, o principal objetivo deste trabalho é avaliar as taxas de degradação do óleo em dois eventos de derrames ocorridos na boia da REFAP. Além disso, determinar coerentemente as forçantes meteorológicas e oceânicas responsáveis pela trajetória dos derrames simulados, permintindo um conhecimento preliminar de suas susceptibilidades ao óleo.

2. METODOLOGIA

A metodologia baseou-se no desenvolvimento e aplicação acoplada dos modelos numéricos TELEMAC3D (`www.opentelemac.org`) e ECOS - Easy Coupling Oil System (BR 51 2013 00013 INPI - `www.lansd.furg.br`) para a simulação de dois derrames de óleo do tipo Marlim Sul ocorridos no litoral norte da PCSB, entre as cidades de Tramandaí e Imbé. Foram simulados dois eventos de referência da região, um de 26 de Janeiro de 2012 (13 m^3)

e outro de 3 de Julho de 2014 ($4\ m^3$). As duas simulações adotaram o mesmo ponto de partida (30°01'54.3"S, 50°04'35.1"W)(Fig. 1b).

2.1 Sistema TELEMAC

Nas simulações hidrodinâmicas foi utilizado o modelo numérico TELEMAC3D. Esse modelo resolve as equações de Navier-Stokes considerando as variações locais na superfície livre do fluido, desprezando as variações de densidade na equação de conservação da massa, considerando a pressão hidrostática e a aproximação de Boussinesq para resolver as equações de conservação da quantidade de movimento (Hervouet, 2007).

O modelo aplica a técnica de elementos finitos para resolver as equações hidrodinâmicas usando o sistema de coordenadas sigma na discretização vertical, de forma a acompanhar os limites superficiais e de fundo. O Método de Elementos Finitos (MEF) permite o controle da distribuição de elementos na grade computacional utilizada, permitindo estabelecer alta resolução em áreas de morfologia costeira e batimetria complexa.

A turbulência horizontal e vertical são resolvidas pelo modelo k-ϵ, que resulta do acoplamento da solução das equações do balanço para k (energia turbulenta) e para ϵ (dissipação turbulenta). Aplicando o modelo k-ϵ implica no uso de uma malha bidimensional mais refinada do que as malhas em que os outros modelos de turbulência trabalham, aumentando o tempo computacional em prol de resultados mais precisos (Villaret et al., 2013). Para uma descrição mais detalhada sobre o equacionamento e a parametrização do modelo TELEMAC3D é recomendada a referência (Hervouet, 2007).

2.2 Modelo ECOS

O modelo de óleo ECOS vem sendo desenvolvido pela utilização de técnicas de programação modular, que permitem uma melhor estruturação e controle das bibliotecas dos subprogramas e funções (Stringari et al., 2013, 2014). Esse tipo de estruturação possibilita a compilação de cada um dos módulos separadamente, reduzindo o tempo computacional, de forma que a reutilização das funções é facilitada. O modelo é baseado no paradigma imperativo de programação, que obtém a mudança de estados de acordo com as ações computadas, sendo descrito na linguagem de programação FORTRAN 95 (*Formula Translation System*).

O modelo possui uma interface de acoplamento (módulo de interação com o usuário) que contém todas as informações necessárias a serem compartilhadas pelos modelos de óleo e hidrodinâmico, sendo passível de acoplado a qualquer outro modelo sem grandes alterações em sua estrutura. Alguns processos aos quais as plumas de óleo estão sujeitas quando chegam ao ambiente estão incluídos no modelo de óleo, como: espalhamento, evaporação, dispersão, sedimentação, dissolução, emulsificação, solubilização e deposição.

2.3 Acoplamento ECOS-TELEMAC

Com a progressão do transporte das partículas de óleo pela água, a mancha de óleo é submetida a uma série de processos físicos, químicos e biológicos devido às intempéries oceanográficas. Fatores climáticos, ambientais e características dos tipos de óleo controlam as velocidades desses processos.

O modelo de óleo é construído pela utilização de módulos de transporte Lagrangeano e de propriedades escalares que representam o processo de degradação do óleo quando em contato com a água. Esse modelo utiliza de forma acoplada os resultados da hidrodinâmica tridimensional proveniente do TELEMAC3D. O modelo hidrodinâmico simula o campo de velocidades necessário para o módulo Lagrangeano calcular a trajetória do óleo. Tal trajetória é calculada considerando que o óleo pode ser idealizado como um número grande de partículas que se movem independentemente na água.

A combinação do transporte de partículas com os processos estimados pelo módulo de degradação da mancha de óleo (*weathering*) resulta na informação sobre o campo de óleo obtido a cada passo de tempo. As interações do óleo com as propriedades da água e do fundo são transferidas para o TELEMAC3D que segue atualizando as propriedades que serão novamente informadas ao modelo ECOS.

2.4 Condições de Contorno e Iniciais

O contorno oceânico é prescrito por marés astronômicas, elevação do nível do mar, salinidade e temperatura. Os dados de descarga fluvial, precipitação e níveis de água foram obtidos da página da ANA (Agência Nacional de Águas[1]). Dados de salinidade, temperatura, velocidade e direção das correntes, foram obtidos do modelo de simulação e previsão oceânica HYCOM[2], e foram utilizados para a criação das condições iniciais e de contorno do sistema de modelagem numérica.

Dados de ventos e temperatura do ar foram obtidos na página da NOAA (National Oceanic & Atmospheric Administration[3]) para serem utilizados como condições de contorno superficiais para o sistema de modelagem

[1] www.ana.gov.br
[2] www.hycom.org/dataserver
[3] www.cdc.noaa.gov/cdc/reanalysis

numérica. Informações sobre as oito principais componentes relacionadas às marés astronômicas (M2, S2, N2, K2, K1, O1, P1, Q1) obtidas do sistema de modelagem de marés oceânicas Grenoble Model FES95.2 (*Finite Element Solution* v.95.6).

Informações sobre o tipo de óleo utilizado, densidade, viscosidade cinemática, tensão interfacial e coeficiente de transporte por vento foram obtidas de tabelas de companhias ambientais e de relatórios técnicos do Porto de Rio Grande. A Tabela 1 apresenta as condições iniciais utilizadas pelo modelo de óleo nas simulações dos dois eventos do estudo. Entre as condições iniciais que foram utilizadas estão o k_c (coeficiente de transporte de correntes); k_w (coeficiente de transporte do vento); $\rho_{óleo}$ (densidade do óleo); Δ_t (passo de tempo da simulação); $\upsilon_{água}$ (viscosidade cinemática da água do mar).

Tabela 1: Condições iniciais para os dois eventos simulados.

	Evento de 20/01/2012	*Evento de 03/07/2014*
$volume\ do\ derrame$	$13\ m^3$	$4\ m^3$
$\rho_{óleo}$	$980\ kg/m^3$	$980\ kg/m^3$
$\upsilon_{água}$	$0,89\ 10^6\ m^2.s$	$0,89\ 10^6\ m^2.s$
$volume\ traçadores$	$0,05\ m^3$	$0,05\ m^3$
Δ_t	90”	90”
k_w	$0,3$	$0,3$
k_c	1	1

2.5 *Setup* e Validação

O modelo TELEMAC3D foi calibrado e validado para a realização de estudos na região da Lagoa dos Patos e zona costeira adjacente do litoral do Rio Grande do Sul em estudos anteriores Marques et al. (2009, 2012, 2016). Além dos estudos previamente destacados, outros estudos envolvendo testes de calibração e validação foram realizados para a região costeira de Tramandaí e Imbé, visando maior precisão nas análises associadas aos processos analisados (Stringari et al., 2014; Marques et al., 2016).

As propriedades escalares associadas aos processos de degradação do óleo e estimadas pelo modelo ECOS também podem ser calibradas e validadas pela comparação direta com resultados obtidos do modelo ADIOS2 (Automated Data Inquiry for Oil Spills[4]) da NOAA (Stringari et al., 2013; Marques et al., 2016).

A calibração e validação dos resultados do modelo ECOS representa um desafio para os estudos posteriores. Os resultados do modelo ECOS podem ser calibrados e validados utilizando imagens de sensores SAR (Synthetic Aperture Radar) obtidas durante derrames que tenham ocorrido ao longo dos últimos anos na Plataforma Continental do Sul do Brasil. Entretanto, ainda não foi possível aplicar essa técnica de calibração, devido a escassez de imagens SAR para as datas dos eventos simulados.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados das duas simulações realizadas, serão abordados de acordo com as médias de cada evento, associando as variáveis oceânicas como variação do nível do mar, velocidade de corrente incidente e suas associações às forçantes de degradação do óleo.

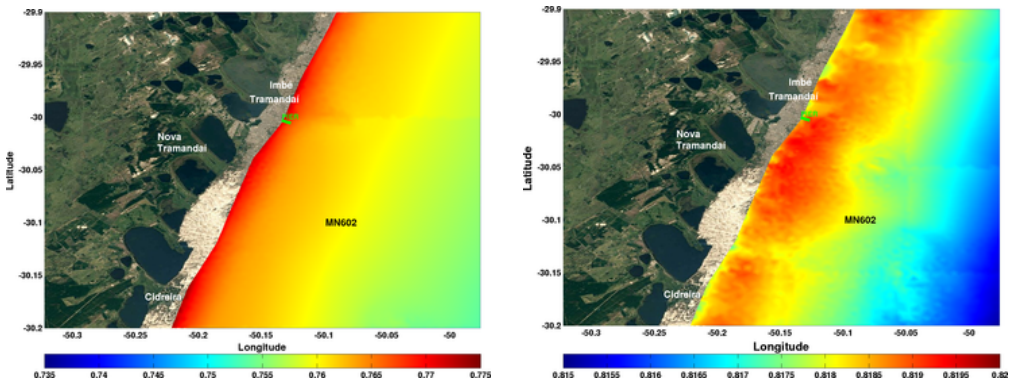
3.1 Análise dos eventos

A análise da média de elevação do nível do mar dos 50 dias anteriores a cada evento pode ser obsevada na Fig. 2. Podemos observar que em ambos os casos, existe a predominância de alto nível na costa e baixo nível em sentido *offshore*. As médias de elevação para o evento de 2012 (26/01/2012, Fig. 2a), oscilaram entre $0,75$ e $0,78\ m$. Para o evento de 2014 (03/07/2014, Fig. 2b) as flutuações do nível da superfície do mar foram superiores aos valores de 2012, situando-se entre $0,81$ e $0,82\ m$, com aumentos dos valores em direção à linha de costa.

No evento de 2012, os valores máximos de elevação do nível do mar ($1,60\ m$) foram correspondentes ao verificado anteriormente para a região (Stringari et al., 2014; Marques et al., 2016). O nível médio de elevação da superfície do mar no evento de 2014 ($0,90\ m$) foi menor que o de 2012, embora tenha superado a média de elevação de 2012 ($0,75\ m$). Esse padrão de maior elevação da superfície do nível do mar em 2012 pode ser relacionado com o fato dos valores máximos de intensidade de correntes, em torno de $0,35\ m/s$, serem superiores aos valores obtidos para 2014 ($0,30\ m/s$). Em ambos os eventos, as oscilações nas intensidades de correntes acompanharam as flutuações na superfície do mar, apontando para o padrão clássico de circulação costeira conduzido pelo vento (Möller Jr et al., 1996, 2001; Castelão e Möller Jr, 2006; Rubert et al., 2006).

Esta região apresenta grande variabilidade sazonal no campo de ventos, sendo caracterizada por dominância de ventos de nordeste durante o verão e ventos de sudeste durante o inverno (Braga e Krusche, 2000). Conforme

[4]http://archive.orr.noaa.gov

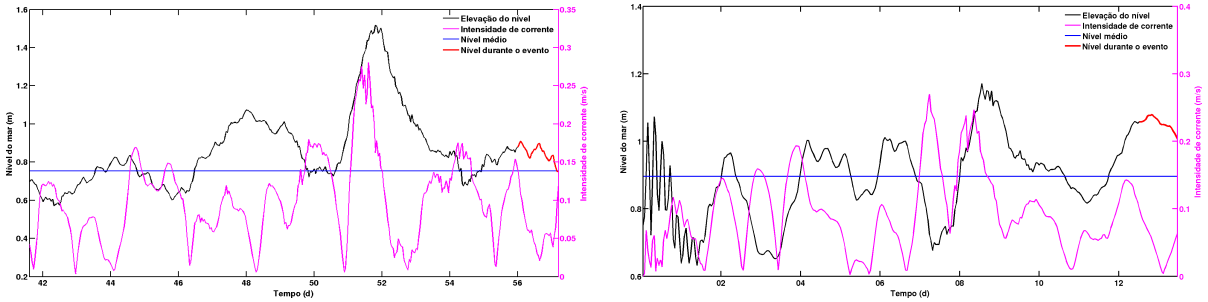


(a) (b)

Figura 2: Condições das elevações médias da superfície do mar para os dois eventos simulados.(a) Média de elevação do nível do mar dos 50 dias anteriores ao derrame de 2012 e (b) para 2014.

verificado em estudos anteriores, a circulação costeira é fortemente direcionada pela tensão de cisalhamento do vento da superfície do fluído, que direciona o fluxo residual para leste e oeste, respectivamente (Kundu e Cohen, 2002; Marques et al., 2009). Esses efeitos podem ser intensificados por eventos de El Niño Oscilação Sul (ENSO).

Sendo assim, as variabilidades das correntes costeiras foram associadas às flutuações da elevação da superfície do mar, e foram elaboradas séries temporais para os dois eventos analisados (Fig. 3a e 3b). Observando as séries temporais para os eventos de 2012 e 2014, o padrão de elevação do nível mar e da intensidade de corrente demonstram alta correlação, devido à resposta do ambiente ao sistema de ventos predominantemente bimodais, conferindo alto nível para ventos de sudeste e o inverso para nordeste. O mesmo padrão é observado para o ano de 2014.



(a) (b)

Figura 3: Série temporal das variáveis hidrodinâmicas do estudo. Em (a) e (b) estão as oscilações de intensidade de correntes, nível médio da superfície do mar para as duas semanas anteriores aos derrames modelados.

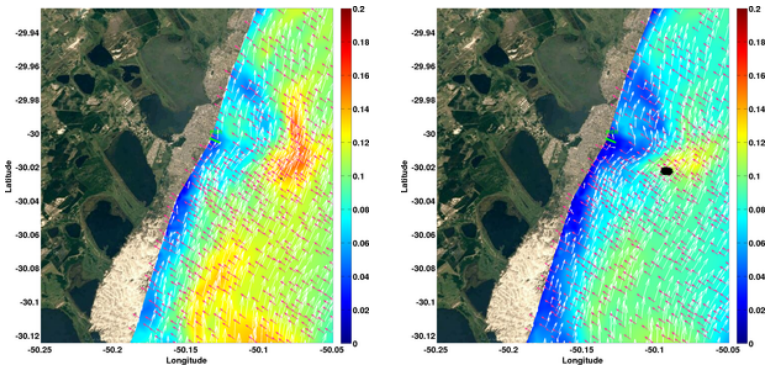
Os padrões verificados para a variabilidade na superfície do mar acompanharam as oscilações de ventos e correntes, ressaltando a importância de sistemas de previsões atmosféricas aplicados aos sistemas de modelagem e monitoramento de derrames de óleo no mar.

3.2 Análise da degradação

O modelo ECOS consegue calcular as propriedades do óleo no tempo, e dessa forma permitir a avaliação da degradação das partículas durante os derrames estudados. Como as oscilações nos padrões de ventos locais excercem interferências diretas no transporte do óleo, suas causas e efeitos precisam ser analisados em modelagens de derrames de óleo. Sendo assim, as Figs. 4 e 5 mostram a variação temporal e espacial para os dois eventos modelados. A intensidade das correntes é representada pelas variações de cores de fundo da imagem. Os vetores de cor branca representam as direções das correntes e os de cor vermelha representam as direções dos ventos.

Em 2012 (Fig. 4), o óleo atinge a região costeira de Tramandaí após 10 horas de simulação, sendo conduzido à praia, sob influência de ventos que favorecem o empilhamento de água em direção à costa, dominantes durante o período estudado e no dia do evento. As intensidades das correntes oscilaram entre $0,02$ e $0,35\ m/s$, com valores em torno de $0,10$ e $0,16\ m/s$ no dia do evento. O tempo para que as partículas de óleo atingissem a praia (10 horas após o derrame) foi equivalente aos valores verificados em estudos similares para a mesma área (Stringari et al., 2014). O transporte de óleo acontece em escalas de baixo período, ocorrendo entre 64 e 128 horas (3 a 6 dias), dentro da escala de tempo dos processos sinóticos, sendo principalmente dominado pelo vento (Marques et al., 2016).

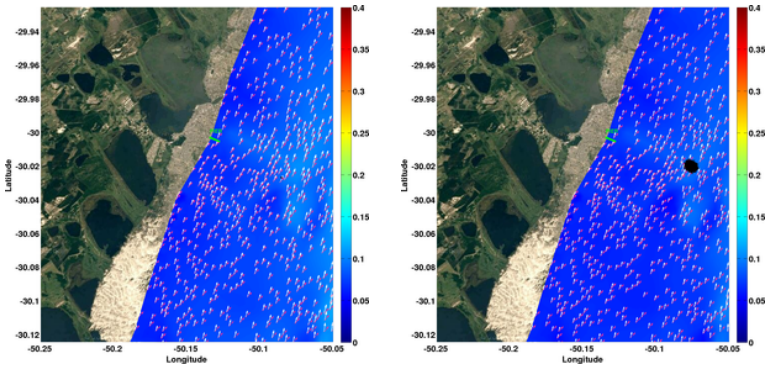
Por terem densidades menores que a da água do mar, as posições das partículas de óleo são influenciadas pela



(a) Condição inicial (b) 3 horas

(c) 6 horas (d) 10 horas

Figura 4: Variabilidade temporal e espacial das partículas de óleo para o derrame de 26/01/2012.



(a) Condição inicial (b) 3 horas

(c) 6 horas (d) 10 horas

Figura 5: Variabilidade temporal e espacial das partículas de óleo para o derrame de 03/07/2014.

ação superficial dos ventos locais, em função de suas intensidades e direções. Conforme verificado em estudos anteriores sobre a hidrodinâmica da região do estudo Möller Jr et al. (1996, 2001); Castelão e Möller Jr (2006) o padrão dos ventos locais interfere na formação das correntes costeiras, alterando as condições de espalhamento e turbulência das águas costeiras, e por consequência, interferindo no transporte das partículas de óleo.

Observando as séries temporais para os eventos de 2012 e 2014 (Fig. 3a e 3b, respectivamente), foi possível

verificar que as direções médias do transporte das manchas de óleo foram contrárias ao comportamento previsto pelas médias das variáveis hidrodinâmicas da região (Fig. 2a e 2b). Tal verificação confirma as observações de estudos anteriores, que defendem que o transporte e degradação do óleo é principalmente condicionado pelas condições atmosféricas, sendo importante que modelos de óleo baseiem-se em informações confiáveis de sistemas de previsão atmosféricas.

Diferentemente da direção do transporte do óleo de 2012 (Fig. 4) (*onshore*), no evento de 2014 (Fig. 5) o óleo não chegou até a costa, possívelmente porque a combinação das condições metereológicas do momento do derrame (Fig. 3b) orientaram as resultantes dos ventos e correntes para a direção *offshore*. Outro possível fator foi o pequeno volume do derrame ($4\ m^3$).

As diferentes trajetórias obtidas para as manchas dos dois eventos refletem condições contraditórias de susceptibilidade ao risco de derrames de óleo na região. Estratégias de simulações aleatórias e sistemáticas desses eventos constituiriam um melhor método para análises mais realísticas desses níveis de susceptibilidade. Isso pode ser explicado pelo fato da deriva de óleo no mar ser sensível às flutuações de variáveis ambientais, meteorológicas e oceanográficas.

Em 2014 o transporte de óleo, em direção *offshore*, deu-se sob velocidades de correntes com valores superiores aos obtidos para 2012, variando entre $0,02$ e $0,40\ m/s$. Embora os valores máximos de intensidade de correntes ($0,30\ m/s$) tenham sido inferiores ao de 2012, no dia do evento as velocidades das correntes oscilaram entre $0,05$ e $0,15\ m/s$. Assim como observado em 2012, a intensidade das correntes também apresentou pouca variação ao longo das 10 horas simuladas.

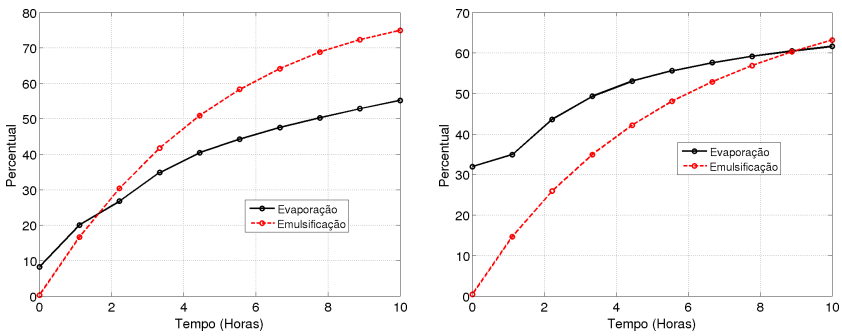
Conforme verificado, a direção e intensidade das correntes costeiras, produto da ação dos ventos locais, está entre os principais agentes na advecção do óleo para a região em estudo. Contudo, os processos de dispersão do óleo dos dois eventos não foram analisados, mas também precisam ser considerados para uma simulação mais completa, uma vez que o comportamento difusivo durante a dispersão horizontal da mancha também pode ser afetado pelos padrões das correntes costeiras.

No derrame de 2012 o óleo foi transportado em direção à linha de costa, ficando aprisionado na praia e nas feições e infraestruturas costeiras associadas. Tal confinamento do óleo na faixa costeira poderia contribuir com o aumento dos processos difusivos, uma vez que a linha de costa funcionaria como uma barreira física ao fluxo da mancha de óleo. Análises de contribuição dos diferentes processos de degradação para os dois eventos poderiam fornecer informações para subsidiar tal tipo de constatação.

A velocidade de deslocamento da mancha de 2012, de aproximadamente $0,08\ m/s$, está de acordo com resultados observados anteriormente para a área da PCSB por Stringari et al. (2014) e Marques et al. (2016), que obtiveram velocidades de $0,07\ m/s$, para a mesma região em condições de simulação similares. No evento de 2014 os resultados indicaram um deslocamento das partículas de óleo com velocidade média em torno de $0,09\ m/s$, possivelmente devido às maiores intensidades de correntes ($0,02$ e $0,40\ m/s$).

Na análise dos resultados de transporte e degradação do óleo, os valores foram avaliados de forma direta, observando a variação temporal e o comportamento fenomenológico da mancha de óleo, com os seus respectivos destinos, para os eventos de 2012 (Fig. 4) e 2014 (Fig. 5).

A degradação do óleo ocorreu pela análise dos fenômenos de emulsificação e evaporação, representados nas figuras (Fig. 6a e 6b). Para 2012 os resultados indicaram taxas de 55% de evaporação e 75% de emulsificação, equivalendo ao observado por Stringari et al. (2013, 2014) e Marques et al. (2016).



(a) (b)

Figura 6: Evolução dos processos de degradação das manchas de óleo para os dois eventos estudados. Taxas das perdas por emulsificação e por evaporação para o evento de 26/01/2012 (a) e para o evento de 03/07/2014 (b).

No evento de 2014 as taxas de evaporação e emulsificação foram praticamente as mesmas (60%), possivelmente devido ao sentido dos ventos locais em direção *offshore* além das pequenas dimensões do derrame ($4\ m^3$). As taxas de emulsificação nos dois eventos estudados assemelham-se aos valores encontrados na literatura para estudos similares para a região costeira de Tramandaí e Imbé (Stringari et al., 2014; Marques et al., 2016).

As taxas de evaporação obtidas para 2012 e 2014 também são similares às constatações de Langevin et al.

(2004), que obtiveram que as taxas de evaporação para o óleo superficial geralmente oscilam entre 20 e 80%, sendo mais significativas na primeira semana após o evento. Os valores das taxas de evaporação também são semelhantes ao verificado em estudos similares de degradação de óleo realizados por Fingas e Fieldhouse (2003). A evaporação foi maior para o evento de 2014, provavelmente pelo maior espalhamento da mancha de óleo, que era de pequenas dimensões, em comparação com tamanho da mancha de 2012.

Conforme Mishra e Kumar (2015), evoluções nas taxas de emulsificação e evaporação podem favorecer o processo de afundamento de partículas de óleo, alterando significativamente a viscosidade e densidade das partículas. Contudo, as oscilações nos valores de viscosidade e densidade das partículas de óleo não foram previstas no presente artigo, e constitui um tópico a ser abordado em modelagens posteriores.

4. CONCLUSÕES

As oscilações no estado de elevação do mar, dadas na medida das flutuações de intensidades das correntes costeiras, são concordantes com os padrões clássicos de circulação costeira dirigida pelo vento, típicos da região do estudo.

As variações nas direções e intensidades dos ventos e correntes costeiras podem ser devidas à influência dos ventos dominantes que favorecem o empilhamento ou o rebaixamento do nível do mar na costa. O padrão de circulação costeira dirigido pelos ventos exerce maior influência na determinação da direção média das correntes dominantes em poucos dias anteriores e nos dias dos derrames.

Nesse estudo do transporte e comportamento do óleo em região costeira, as atuações de ventos dominantes favoráveis ao empilhamento de água na costa além de interferirem no transporte das manchas, também orientaram as taxas de perdas por evaporação e emulsificação.

A estratégia de simulação adotada pelo estudo, baseada na reprodução de dois eventos de derrames de óleo, não mostrou-se apropriada à avaliação da susceptibilidade, seja pela oposição entre os destinos das manchas em uma mesma área, devido às oscilações nos parâmetros dos derrames e variáveis ambientais envolvidas, como pelo número insuficiente de simulações para uma boa confiabilidade dessa análise.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES e a Agência Nacional do Petróleo - ANP pelas concessões das bolsas de estudo que auxiliaram o desenvolvimento deste trabalho. Também à Marinha Brasileira pelos dados batimétricos fornecidos; à Agência Nacional de Águas, à NOAA e ao HYCOM pelos dados hidrológicos, oceanográficos e meteorológicos utilizados nas condições de contorno dos modelos, e à HR Wallingford pela licença acadêmica do sistema TELEMAC. Pesquisa desenvolvida com o apoio do Centro Nacional de Supercomputação (CESUP), da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS).

6. REFERÊNCIAS

Bollmann, M., Bosch, T., Colijn, F., Ebinghaus, R., Froese, R. e Güssow, K., 2010. World Ocean Review. Maribus, Hamburg, 2010, 1 edição.

Braga, M.F. e Krusche, N., 2000. "Padrão de ventos em Rio Grande, RS, no período de 1992 a 1995." Atlântica, Vol 22, pp. 27–40.

Calliari, L., Junior, E.E.T. e Nicolodi, J.L., 2006. "Classificação Geomorfológica". Em D. Muehe (editor), "Erosão e Progradação do Litoral Brasileiro", Ministério do Meio Ambiente, Brasília. Brasil, 2006. 1 edição, 438–445.

Castelão, R.M. e Möller Jr, O.O., 2006. "A modeling study of Patos lagoon (Brazil) flow response to idealized wind and river discharge: dynamical analysis". Brazilian Journal of Oceanography, Vol 54, nº 1, pp. 1–17.

Fingas, M. e Fieldhouse, B., 2003. "Studies of the formation process of water-in-oil emulsions". Marine Pollution Bulletin, Vol 47, nº 9-12, pp. 369–396.

Fingas, M.F., 1997. "Studies on the evaporation of crude oil and petroleum products: I. The relationship between evaporation rate and time". Journal of Hazardous Materials, Vol 56, nº 3, pp. 227–236.

Fingas, M.F., 1999. "the Evaporation of Oil Spills : Development and Implementation of New Prediction Methodology". Intenational Oil Spill Conference, pp. 281–287.

Fingas, M.F. e Banta, J., 2016. "Polar Compounds in Oils and their Aquatic Toxicity". Em "Environment and Climate Change Canada", 2016, 197–259.

Garção, H.F., Mendes, F.L., dos Santos, F., Cerrone, B. e da Cruz, L.M., 2012. "Modelagem de Transporte de Óleo". Relatório técnico, PROOCEANO, Rio de Janeiro.

Hervouet, J.M., 2007. "Free surface flows: Modelling with the finite element methods".

Kundu, P.K. e Cohen, I.M., 2002. Fluid Mechanics. Academic Press, Orlando, USA, 2002, second edição.

Langevin, D., Poteau, S., Hénaut, I. e Argillier, J.F., 2004. "Crude Oil Emulsion Properties and Their Application to Heavy Oil Transportation". Oil & Gas Science and Technology, Vol 59, nº 5, pp. 511–521.

Mariano, A.J., Kourafalou, V.H., Srinivasan, A., Kang, H., Halliwell, G.R., Ryan, E.H. e Roffer, M., 2011. "On the modeling of the 2010 Gulf of Mexico Oil Spill". Dynamics of Atmospheres and Oceans.

Marques, W.C., Fernandes, E.H.L., Malcherek, A. e Rocha, L.A.O., 2012. "Energy converting structures in the Southern Brazilian Shelf: Energy Conversion and its influence on the hydrodynamic and morphodynamic processes." Journal of Geophysical Research.

Marques, W.C., Fernandes, E.H.L., Monteiro, I.O. e Möller, O.O., 2009. "Numerical modeling of the Patos Lagoon coastal plume, Brazil". Continental Shelf Research, Vol 29, pp. 556–571.

Marques, W.C., Stringari, C.E. e Eidt, R.T., 2014. "The Exchange Processes of the Patos Lagoon Estuary – Brazil: A Typical El Niño Year versus a Normal Meteorological Conditions Year". Advances in Water Resource and Protection, Vol 2, pp. 11–20.

Marques, W.C., Stringari, C.E., Kirinus, E.P., Moller Jr, O.O., Toldo Jr, E.E. e Andrade, M.M., 2016. "Numerical Modeling of the Tramandaí Beach Oil Spill, Brazil – a case study of the event". Progress in Oceanography. Artigo em revisão.

Marta-Almeida, M., Ruiz-Villarreal, M., Pereira, J., Otero, P., Cirano, M., Zhang, X. e Hetland, R.D., 2013. "Efficient tools for marine operational forecast and oil spill tracking." Marine pollution bulletin, Vol 71, nº 1-2, pp. 139–51.

Michel, J. e Fingas, M., 2016. "Oil Spills: Causes, Consequences, Prevention, and Countermeasures". Em "Fossil Fuels", World Scientific, 2016. 159–201.

Mishra, A.K. e Kumar, G.S., 2015. "Weathering of Oil Spill: Modeling and Analysis". Aquatic Procedia, Vol 4, nº Icwrcoe, pp. 435–442.

MMA, 2002. Especificações e Normas Técnicas para a Elaboração de Cartas de Sensibilidade Ambiental para Derramamentos de Óleo. Brasília, 2002, 1ª edição.

Möller Jr, O.O., Castaing, P., Salomon, J.C. e Lazure, P., 2001. "The Influence of Local and Non-Local Forcing Effects on the Subtidal Circulation of Patos Lagoon". Estuaries, Vol 24, nº 2, pp. 297.

Möller Jr, O.O., Lorenzzentti, J.a., Stech, J. e Math, M.M., 1996. "The Patos Lagoon summertime circulation and dynamics". Continental Shelf Research, Vol 16, nº 3, pp. 335–351.

Rubert, J., Santos, M.B. e Krusche, N., 2006. "Comparação entre medidas de velocidade do vento em rio grande, rs, de 2001 a 2006". XIV Congresso Brasileiro de Meteorologia.

Soares, I.D., Kourafalou, V. e Lee, T.N., 2007. "Circulation on the western South Atlantic continental shelf: 1. Numerical process studies on buoyancy". Journal of Geophysical Research, Vol 112, nº C4.

Stringari, C.E., Correa Marques, W., Eidt, R.T. e Mello, L.F., 2013. "Modeling an Oil Spill along the Southern Brazilian Shelf: Forcing Characterization and Its Influence on the Oil Fate". International Journal of Geosciences, Vol 4, nº March, pp. 397–407.

Stringari, C.E., Marques, W.C., Fagundes De Mello, L. e Eidt, R.T., 2014. "Application of telemac -ecos modeling system at the southern brazilian shelf: case study of Tramandaí beach oil spill". Vol 9, nº 2, pp. 105–112.

Tansel, B., 2014. "Propagation of impacts after oil spills at sea: Categorization and quantification of local vs regional and immediate vs delayed impacts". International Journal of Disaster Risk Reduction, Vol 7, pp. 1–8.

Tomazelli, L.J. e Villwock, J.A., 1992. "Considerações sobre o ambiente praial e a deriva litorânea de sedimentos ao longo do litoral norte do Rio Grande do Sul, Brasil." Pesquisas em Geociências, Vol 19, nº 1, pp. 3–12.

Villaret, C., Hervouet, J.M., Kopmann, R., Merkel, U. e Davies, A.G., 2013. "Morphodynamic modeling using the Telemac finite-element system". Computers & Geosciences, Vol 53, pp. 105–113.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pela veracidade do material incluído no presente artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

APLICAÇÃO DO MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL NA AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA POTÊNCIA HIDROPNEUMÁTICA DE UM DISPOSITIVO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS DO MAR DO TIPO COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE COM REGIÃO DE TRANSIÇÃO TRAPEZOIDAL

Yuri Theodoro Barbosa de Lima[1,*], Luiz Alberto Oliveira Rocha[1], Mateus das Neves Gomes[2], Elizaldo Domingues dos Santos[3], Liércio André Isoldi[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica-PROMEC
Rua Sarmento Leite, 425, CEP 90.050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: *yuri_vo@hotmail.com; luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[2] Instituto Federal do Paraná, Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, Bairro Porto Seguro, Paranaguá, PR, Brasil
mateus.gomes@ifpr.edu.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: elizaldosantos@furg.br; liercioisoldi@furg.br

RESUMO

O presente trabalho apresenta um estudo numérico bidimensional sobre a região de transição entre a câmara hidropneumática e a chaminé de um dispositivo conversor do tipo Coluna de Água Oscilante (CAO). O objetivo é maximizar a potência hidropneumática, considerando uma geometria trapezoidal na região de transição do dispositivo CAO, situada entre a câmara hidropneumática e a chaminé. Os resultados são comparados através do valor de potência hidropneumática obtido para as diferentes configurações geométricas da região de transição. O Design Construtal, atrelado ao método de busca exaustiva, foi empregado para definir a geometria que maximiza a potência hidropneumática. Os graus de liberdade estudados foram o ângulo de inclinação da parede entre a câmara hidropneumática e a chaminé do dispositivo CAO (α), a razão entre altura e comprimento da chaminé do dispositivo (H_2/l) e a profundidade de submersão do dispositivo (H_3). O domínio computacional é representado por um tanque de ondas com o dispositivo CAO acoplado. O software FLUENT foi empregado para a solução numérica das equações, baseada no Método dos Volumes Finitos (MVF). A construção da geometria e a geração da malha foram realizadas no software GAMBIT. Na interação entre as fases ar e água foi aplicado o método Volume of Fluid (VOF). Os resultados obtidos mostram que a máxima potência hidropneumática de 830,28 W é obtida para os graus de liberdade $H_2/l = 3$, $\alpha = 5°$ e $H_3 = 9,75$ m e o caso com a mais baixa potência hidropnemática, apresenta 65,15 W para os graus de liberdade $H_2/l = 2,5$, $\alpha = 45°$ e $H_3 = 10,25$ m. Este resultado mostra uma diferença de 92,15% em relação ao caso com menor desempenho de potência hidropneumática.

1. INTRODUÇÃO

Uma vez que o consumo de energia tem aumentado consideravelmente ao longo das últimas décadas, associado ao fato de que os métodos tradicionais de transformação de energia (especialmente os ligados a queima de combustíveis fósseis) estarem causando impactos ambientais, a busca por novas fontes de energia tem sido intensificadas (Clément et al., 2002).

Baseados nestes aspectos, muitos países estão investindo em pesquisa e exploração de novas fontes energéticas, em especial as chamadas fontes renováveis de energia. Uma dessas fontes de energia que tem merecido destaque é a transformação da energia contida nos oceanos em energia elétrica (Clément et al., 2002).

A energia contida nos oceanos pode ter origens diferentes. Para realizar a transformação de energia das ondas regulares em energia elétrica, existem diversos tipos de conversores com diferentes classificações. Os dispositivos podem ser classificados quanto ao seu local de instalação: dispositivos costeiros (*onshore*), em regiões com profundidades de até 20 m, e que são geralmente presos ao fundo; dispositivos próximos à costa (*nearshore*), situados em regiões com profundidades entre 20 e 50 m, que podem ser presos ao fundo ou flutuantes e dispositivos afastados da costa (*offshore*), situados em regiões com profundidades maiores que 50 m, são geralmente flutuantes.

A classificação dos conversores de energia das ondas quanto ao seu princípio de funcionamento pode ser: Coluna de Água Oscilante (CAO), Galgamento e Corpos Oscilantes (Cruz e Sarmento, 2004). Entre as diferentes tecnologias de conversão de energia das ondas regulares em energia elétrica, a que tem mais se destacado, em número de projetos, é a baseada no principio CAO.

Este trabalho utiliza a modelagem computacional, o método Design Construtal e o método de busca exaustiva para simular numericamente o princípio de funcionamento do conversor tipo CAO. Busca-se, ainda avaliar a influência que a região de transição trapezoidal possui sobre o escoamento do ar pelo interior do dispositivo CAO, comparar com os resultados já obtidos por Lima et al., (2015a) e maximizar a conversão de energia das ondas regulares em energia elétrica.

Considera-se uma geometria bidimensional, onde as restrições para o problema são: a área de entrada da câmara hidropneumática (A_E) e a área da câmara hidropneumática somada à área da chaminé (A_T), as quais são mantidas constantes.

O método Design Construtal é baseado na Teoria Construtal desenvolvida por Adrian Bejan (Bejan e Lorente, 2008; Bejan e Zane, 2012). A teoria Construtal explica deterministicamente como são geradas as formas de fluxo na natureza (bacias hidrográficas, pulmões, circulação atmosférica, forma de animais, tecidos vasculares, etc.) com base em um princípio evolutivo de acesso, de forma fácil, ao fluxo no tempo.

Os trabalhos utilizando Design Construtal para o estudo da geometria de dispositivos conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica vem ganhando destaque, dentre eles tem-se as pesquisas desenvolvidos por: Gomes et al., (2009b); Gomes et al., (2012b); Gomes et al., (2013); Gomes (2014); Lopes et al., (2011); Oliveira et al., (2012); Espinel et al., (2014a); Espinel et al., (2014b); Espinel (2014); Lima et al., (2015a) e Lima et al., (2015b).

Para a modelagem computacional do principio de funcionamento do conversor CAO, o domínio computacional (dispositivo CAO acoplado a um tanque de ondas) é discretizado no *software* GAMBIT®, enquanto as simulações numéricas foram desenvolvidas utilizando-se um código de dinâmica de fluidos, FLUENT®, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF) (Fluent, 2009; Maliska, 2004). O modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF) é aplicado no tratamento da interação água-ar (Gomes et al. 2012; Liu et al. 2008a; Ramalhais, 2011).

2. DISPOSITIVO CONVERSOR DO TIPO COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE

2.1 Princípio de Funcionamento

Os dispositivos do tipo Coluna de Água Oscilante são estruturas ocas parcialmente submersas, abertas para o mar abaixo da superfície livre da água como pode ser observado na Fig. 1.

O processo de transformação de eletricidade segue duas fases: quando uma onda entra na estrutura o ar que se encontrava dentro dela é forçado a passar por uma turbina, como consequência direta do aumento de pressão na câmara hidropneumática. Quando a onda regressa ao mar, o ar passa novamente na turbina, desta vez no sentido inverso, dada a pressão inferior no interior da câmara hidropneumática.

Para se ter o aproveitamento do escoamento nos dois sentidos normalmente são utilizadas turbinas do tipo *Wells*, as quais apresentam a propriedade de manterem o mesmo sentido de rotação das suas pás, independente do sentido do escoamento. O conjunto turbina e gerador é o responsável pela geração de energia elétrica (Cruz e Sarmento, 2004).

A câmara CAO é o dispositivo mais avançado em quantidade e duração de protótipos testados no mar, havendo inclusive algumas, centrais de piloto instaladas. O mecanismo CAO, pode ser representado por quatro componentes

principais: câmara hidropneumática, chaminé, turbina e gerador. Com relação às suas dimensões, as mesmas devem adequar-se para o tipo de onda presente no local da instalação (Gomes, 2014; Conde e Gato, 2008).

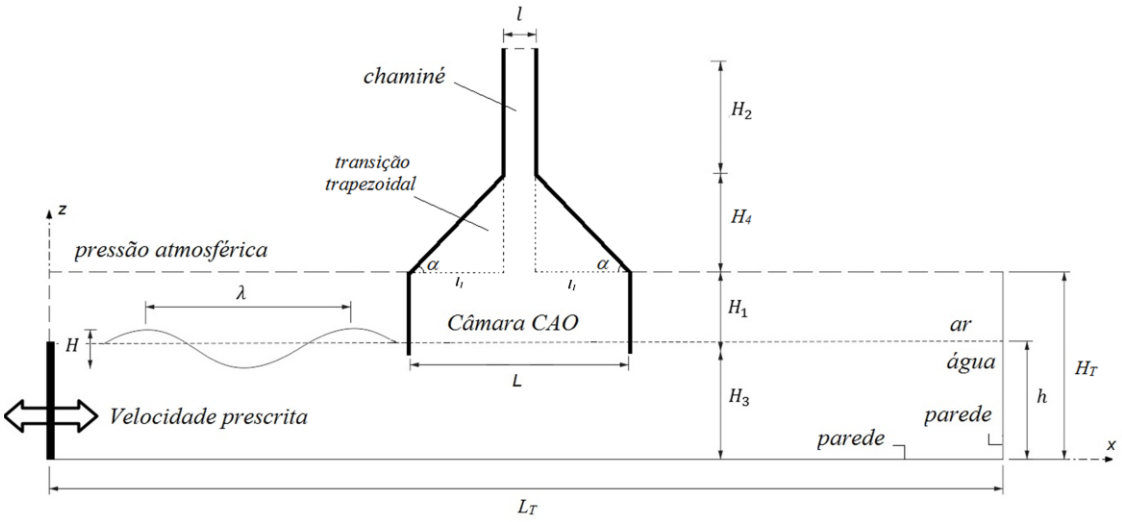


Figura 1. Representação esquemática do domínio computacional (Lima et al., 2015).

2.2 Domínio Computacional

O esquema do domínio computacional bidimensional apresentado é composto pelo dispositivo CAO inserido em um tanque de ondas. As características da onda são definidas por: período da onda (T), altura da onda (H) e profundidade da superfície livre (h) é possível determinar o comprimento do tanque (L_T) e a altura do tanque de ondas (H_T) apresentado na Fig. 1.

As dimensões do dispositivo são a altura da câmara (H_1), profundidade de submersão do dispositivo (H_3), a altura da chaminé (H_2), comprimento da chaminé (l), comprimento da câmara (L) e altura da região de transição (H_4). Na modelagem computacional de um tanque de ondas com um dispositivo CAO acoplado alguns aspectos, como comprimento e a altura da onda a ser gerada, devem ser levados em conta.

A profundidade de propagação da onda é a mesma do tanque, representada por h. Para o comprimento do tanque é preciso considerar o comprimento da onda (λ). É recomendado que o comprimento do tanque seja, aproximadamente, cinco vezes maior que o comprimento da onda. Assim garante-se a simulação numérica da onda sem efeito de reflexão por um tempo razoável de propagação. A altura do tanque deve ser igual a profundidade mais três vezes a altura da onda (Gomes, 2014).

2.3 Condições de Contorno

No presente trabalho, a onda incidente é gerada no lado esquerdo do tanque de ondas, local onde o gerador de ondas numérico é posicionado, como pode ser observado na Fig. 1, com a mesma em escala real e sendo considerada as seguintes características: T = 5,0 s, H = 1,0 m, λ = 37,6 m, h = 10,0 m, L_T = 188 m, H_T = 13 m.

Para a geração da onda regular, a Metodologia Função (Gomes et al., 2009) é aplicada. Esta metodologia, consiste na criação de um função definida pelo usuário, UDF (*User Define Function*), no FLUENT.

A UDF separa o perfil de velocidade da onda em componentes horizontal e vertical, com base na Teoria de Stokes de 2ª ordem (Lima et al., 2015). Assim, as equações impostas na região de entrada são dadas por (McCormick, 1976; Dean & Dalrymple, 1991; Chakrabati, 2005):

$$u = \frac{H}{2} gk \frac{\cosh(kz+kh)}{\omega \cosh(kh)} \cos(kx-\omega t) + \frac{3}{4}\left(\frac{H}{2}\right)^2 \omega k \frac{\cosh 2k(k+z)}{\sinh^4(kh)} \cos 2(kx-\omega t) \quad (1)$$

$$v = \frac{H}{2} gk \frac{senh(kz+kh)}{\omega \cosh(kh)} sen(kx-\omega t) + \frac{3}{4}\left(\frac{H}{2}\right)^2 \omega k \frac{senh 2k(k+z)}{senh^4(kh)} sen 2(kx-\omega t) \quad (2)$$

onde H é a altura da onda incidente (m); g é a aceleração da gravidade (m/s²); k é o número de ondas dado por $k = 2\pi/\lambda$ (m^{-1}), h é a profundidade (m), T é o período de onda (s), ω é a frequência dada por $\omega = 2\pi/T$ (rad/s), x é a coordenada que representa a direção principal (m), t é o tempo (s) e z é a coordenada normal (m).

Com relação às outras condições de contorno, na parte superior da superfície lateral esquerda, bem como na superfície superior do tanque e da saída da chaminé da CAO é aplicada uma condição de contorno de pressão atmosférica (vide superfície tracejada na Fig. 1).

Nas demais superfícies são impostas condições de não deslizamento e impermeabilidade com velocidade nula respectivamente. Com relação às condições iniciais, foi considerado que o fluido está em repouso, com profundidade h = 10,0 m.

3. FORMULAÇÃO COM DESIGN CONSTRUTAL

O Design Construtal é um método que relacionando graus de liberdade, restrições e função objetivo, busca avaliar a influência da geometria no desempenho de um determinado sistema (Bejan e Zane, 2012). Se um método de busca exaustiva for associado ao método Design Construtal, todas as geometrias possíveis serão testadas e então será possível determinar a geometria ótima que maximiza o desempenho do sistema em um determinado intervalo de busca.

A Lei Construtal mostra qual é a tendência da natureza e com isso permite obter uma melhor condição de fluxo. Usando essa lei é possível projetar processos de forma orgânica e dinâmica para obter melhores ou mais eficientes resultados (Bejan e Zane, 2012).

No presente trabalho a função objetivo é maximizar a potência hidropneumática do conversor CAO. As restrições para o problema são a área de entrada da câmara hidropneumática (A_E) e a área total da câmara CAO (A_T), que são mantidas constantes e podem ser calculadas através das seguintes relações, respectivamente:

$$A_E = H_1 L \tag{3}$$

$$A_T = H_1 L + H_2 l \tag{4}$$

Um critério é adotado para a definição da restrição da área de entrada da câmara do dispositivo CAO (A_E). Considera-se a situação inicial em que o comprimento do dispositivo CAO (L) é igual ao comprimento da onda incidente (λ) e que a altura do dispositivo CAO (H_1) é igual à altura da onda incidente (H) (Gomes, 2014).

E, para determinar a restrição da área da câmara hidropneumática somada à área da chaminé (A_T), é definido que A_E representa 70 % de A_T, ou seja: $A_T = 1{,}43\, A_E$. Neste estudo tem-se que A_E = 37,6 m^2 e A_T = 53,76 m^2.

Neste estudo os graus de liberdade analisados são o ângulo de inclinação da parede entre a câmara hidropneumática e a chaminé do dispositivo CAO (α), a razão entre altura e comprimento da chaminé do dispositivo (H_2/l) e a profundidade de submersão do dispositivo (H_3), o grau de liberdade H_1/L (razão entre altura e comprimento da câmara hidropneumática) é mantido constante, onde H_1/L = 0,1346, segundo a recomendação obtida em Gomes (2014).

É importante destacar que a dimensão H_3, indica quanto o dispositivo CAO está submerso em relação à superfície livre e varia conforme os seguintes valores: 10,25 m, 10,00 m, 9,75 m, 9,50 m e 9,25 m.

A área do trapézio entre a câmara hidropneumática e a chaminé do dispositivo não se mantém constante, uma vez que l varia para cada simulação.

Ao variar o ângulo de inclinação (α) é possível dimensionar a geometria do dispositivo CAO através da seguinte relação e respeitando as condições que seguem:

$$tg\,(\alpha) = \frac{H_4}{l_1} \tag{5}$$

$$L = 2l_1 + l \tag{6}$$

Sendo os comprimentos L e l calculados, respectivamente, por:

$$L = \left[\frac{A_E}{(H_1/L)}\right]^{1/2} \tag{7}$$

$$l = \left[\frac{A_4 - A_E}{(H_2/l)} \right]^{1/2} \tag{8}$$

onde as alturas H_1 e H_2 são calculadas, respectivamente, por:

$$H_1 = L\left(\frac{H_1}{L}\right) \tag{9}$$

$$H_2 = l\left(\frac{H_2}{l}\right) \tag{10}$$

4. MODELO MATEMÁTICO E NUMÉRICO

4.1 Modelo Volume of Fluid

O modelo *Volume of Fluid* (VOF) consiste em reproduzir a interação entre os fluidos envolvidos na simulação numérica do dispositivo do tipo CAO, que são o ar e a água neste caso. Neste modelo todas as fases são definidas e o volume ocupado por uma fase não pode ser ocupado por outra.

O modelo utiliza o conceito de fração de volume (α) para encontrar como as fases são distribuídas ao longo do volume de controle. Como mais do que uma fase não pode ocupar o mesmo volume ao mesmo tempo, a fração volumétrica em cada célula deve ser a soma de α_{ar} e $\alpha_{água}$ e sempre ser igual a um ($\alpha_{ar} + \alpha_{água} = 1$).

No modelo VOF, as equações de continuidade e quantidade de momento são aplicadas a todos os fluidos que compõem o escoamento e a fração de volume de cada fluido em cada célula é considerada em todo o domínio computacional através da equação de fração volumétrica. As equações de continuidade, fração volumétrica e quantidade de momento são, respectivamente, definidas por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v}\right) = 0 \tag{11}$$

$$\frac{\partial (\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha \vec{v}\right) = 0 \tag{12}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{v}\right) + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v}\vec{v}\right) = -\nabla p + \nabla\left(\mu \bar{\bar{\tau}}\right) + \rho g \tag{13}$$

onde: ρ é a massa específica do fluido (kg/m³), t é o tempo (s), v é o vetor velocidade do escoamento (m/s), p é a pressão estática (N/m²), μ é a viscosidade (kg/m·s), τ é o tensor de tensões (N/m²) e g é a aceleração da gravidade (m/s²).

Uma vez que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura de ar e água, é necessário calcular valores médios para a massa específica e a viscosidade, respectivamente (Srinivasan et al., 2011):

$$\rho = \alpha_{água}\rho_{água} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{14}$$

$$\mu = \alpha_{água}\mu_{água} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{15}$$

4.2 Modelo Numérico

Para a solução numérica das equações de conservação da massa e quantidade de movimento, foi empregado um código comercial baseado no Método de Volumes Finitos – MVF (FLUENT, 2009). Para todas as simulações foi considerado o esquema de advecção upwind para tratamento dos termos advectivos. A discretização espacial para a

pressão foi realizada através do método PRESTO e o método GEO-RECONSTRUCTION foi aplicado para a fração volumétrica.

Quanto ao acoplamento pressão-velocidade foi empregado o método PISO. Para a solução do sistema de equações gerado após a discretização é utilizado o método Gauss Seidel com multigrid algébrico. Maiores detalhes sobre a metodologia numérica podem ser obtidos em Patankar (1980) e Versteeg e Malalasekera (2007).

Todas as soluções foram realizadas usando um computador com processador Intel Core i7 e 8,0 Gb de memória RAM, utilizando processamento em série. O tempo de processamento de cada simulação foi de aproximadamente 4h. O passo de tempo utilizado foi de 0,01 segundos para um total de 30 segundos. O problema em questão se trata de um escoamento transiente.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A verificação da presente solução com o modelo VOF consiste em gerar a onda em um tanque de ondas e observar a sua variação na superfície livre da água, ou seja, a sua amplitude, para posteriormente comparar com a equação analítica para a variação da superfície livre da água em um dado ponto do tanque de ondas.

A comparação da solução numérica com a solução analítica foi proposta por Dean e Dalrymple (1991). A equação analítica da superfície livre é definida por:

$$\eta(x,t) = A\cos(kx-\omega t) + \frac{A^2 k \cosh(kh)}{4senh^3(kh)}[2+\cosh(2kh)]\cos 2(kx-\omega t) \tag{16}$$

onde A é a amplitude da onda (m), dado por $H/2$, x é a posição (m), t é a variação do tempo (s), k e ω são respectivamente o número de onda (m^{-1}) e a frequência da onda (rad/s).

Na Fig. 2, foram comparados os resultados obtidos numericamente com os obtidos pela Eq. (16) na posição x = 22,5 m. A verificação da solução numérica foi realizada no intervalo entre 20 e 30 s onde a onda numérica está estável e ainda não há reflexão da mesma.

A diferença relativa entre as soluções numérica e analítica foi medida instantaneamente, e a média das diferenças foi 2,61%, onde o valor mínimo obtido foi 0,0019% e o valor máximo 5,86%. Estes resultados indicam a acurácia do modelo.

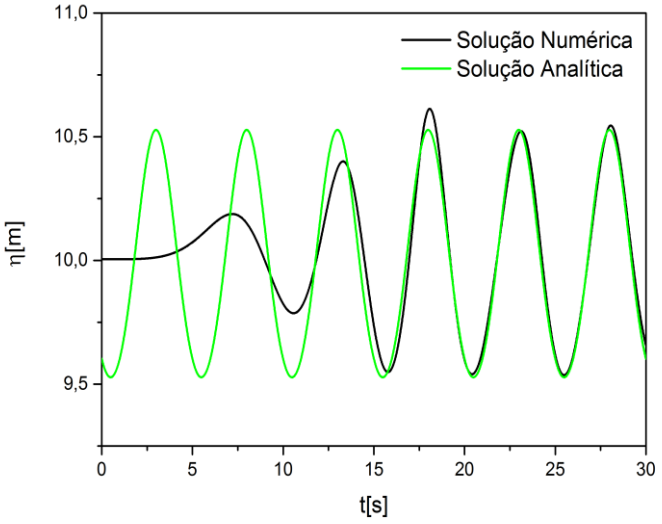


Figura 2. Elevação da superfície livre da água ao longo do tempo.

Para a geração da malha foi adotada uma estratégia que tem como objetivo construir uma malha mais refinada em determinadas regiões de interesse no domínio computacional, como a superfície livre por exemplo. Essa metodologia é baseada na técnica de malhas *stretched* (Mavripilis, 1997). Para completar o domínio computacional, quadriláteros com 0,1 m de lado foram utilizados na discretização do dispositivo CAO.

Neste trabalho foram avaliadas a vazão mássica (na saída da chaminé), a pressão (no interior da câmara), a eficiência e a potência hidropneumática. Os valores médios foram calculados empregando a média aritmética para problemas transientes *Root Mean Square* (RMS) (Marjani et al., 2006):

$$X = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T x^2 dt} \tag{17}$$

onde x representa a grandeza que se deseja calcular a média RMS.

A potência hidropneumática é calculada por (Dizadji e Sajadian, 2011):

$$P_{hid} = \left(P_{ar} + \frac{\rho_{ar} v_{ar}^{\ 2}}{2} \right) \frac{\dot{m}}{\rho_{ar}} \tag{18}$$

onde: P_{ar} é a pressão estática na chaminé do dispositivo CAO (Pa), ρ_{ar} é a densidade do ar (kg/m³), $\dot{m}$ é a taxa de vazão mássica atravessando a chaminé (kg/s), v_{ar} é a velocidade do ar na chaminé (m/s) dada por:

$$v_{ar} = \frac{\dot{m}}{A\rho_{ar}} \tag{19}$$

Na eq. (19) A representa uma área em corte transversal da chaminé (m²). Como o estudo realizado é bidimensional a terceira dimensão é considerada unitária.

As expressões que derminam a pressão estática, pressão total, vazão mássica, eficiência e potência da onda incidente podem ser encontradas em Gomes (2014).

Ao todo foram analisadas cento e cinquenta configurações geométricas para o caso em que a região de transição apresenta a forma trapezoidal. Todas as dimensões foram calculadas através das Eqs. (5-10) onde somente o ângulo α, H_2/l e H_3 variam.

Para a variação dos cinco valores de H_3, foi associado um valor de H_2/l e consequentemente relacionado a este valor temos um ângulo α, o qual apresenta um valor com melhor desempenho para a potência hidropneumática. A Tab.1 mostra os resultados obtidos para vazão mássica, pressão, potência hidropneumática e eficiência dos melhores casos encontrados para os diferentes valores de H_3.

A Figura 3(a) mostra o efeito de H_2/l e α na potência hidropneumática para o grau de liberdade H_3 = 9.75 m. Nesta figura pode-se verificar que existe um valor que maximiza a potência hidropneumática. O procedimento é repetido para outros valores de H_3 e os resultados são condensados na Fig. 3(b) e na Tab. 1.

Analisando esses resultados é possível verificar que, diferente do que se encontra em Lima et al. (2015a), a variação dos cinco ângulos para cada caso de H_2/l resulta em oscilações de potência hidropneumática não se concentrando os resultados de maior potência somente no ângulo de cinco graus.

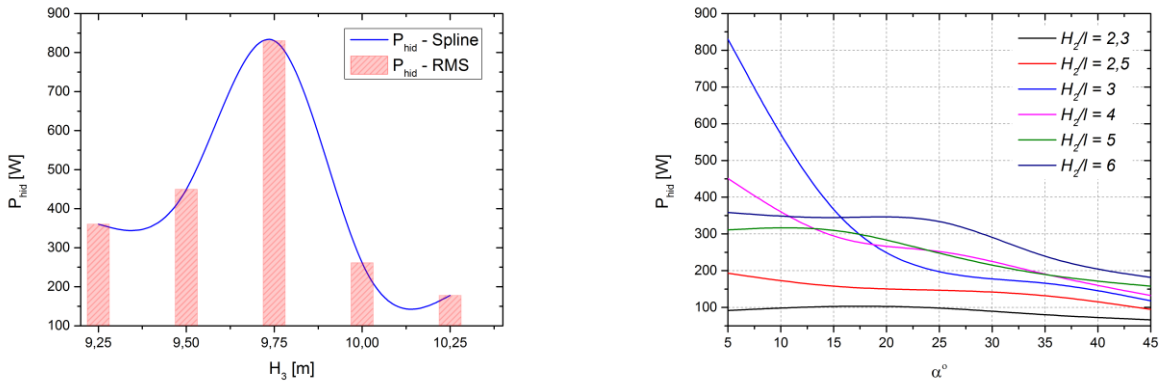
Os resultados encontrados para pressão e vazão mássica, mostram que a diminuição da profundidade faz com que a pressão aumente e a vazão mássica também, mas variações grandes no ângulo entre a região de transição e a câmara hidropneumática levam a oscilações das mesmas, não acompanhando um aumento linear da potência hidropneumática.

Um detalhe que deve ser lembrado é que a área da chaminé do dispositivo permanece constante em todos os casos estudados, mudando somente seu formato em função da diminuição de l.

Verifica-se através da Tab.1 que os valores com maior potência hidropneumática para as variações de H_3 concentram-se, em sua grande maioria, no ângulo de 5º e em relação ao grau de liberdade H_2/l os resultados encontrados ficam em geral próximos ao valor de H_2/l = 6, mesmo este não sendo o caso de melhor desempenho.

Os resultados se mostram diferente do encontrado em Lima et al. (2015a), uma vez que no trabalho do autor citado foi variado somente um grau de liberdade, o qual era o ângulo α, mas a influência da variação geométrica da chaminé e profundidade de submersão do dispositivo causam alterações significativas na potência hidropneumática no decorrer do aumento do ângulo α, mostrando que conforme o ângulo aumenta, menor fica a potência hidropneumática em virtude da diminuição da pressão no interior da câmara.

Para o cálculo da potência hidropneumática (Ver Eq. 18) a vazão mássica e a pressão influenciam diretamente, pode-se notar que o caso com maior vazão mássica se apresenta para H_2/l = 3 ($\dot{m}$ = 19,05 kg/s), mas a potência (P = 102,64 Pa) associada a este grau de liberdade não é a de maior valor. Portanto conclui-se, que para pequenas variações da razão H_2/l tanto vazão mássica quanto pressão aumenta até certo valor de H_3 e as mesmas influenciam na potência hidropneumática.



(a) (b)

Figura 3. Variação da potência hidropneumática: (a) Efeito H_2/l e α para $H_3 = 9.75$; (b) Valores ótimos como função de H_3.

Entretanto, quando se tem a inclinação de $\alpha = 5^{o,}$ $H_2/l = 3$ e $H_3 = 9{,}75$ m não existem regiões de recirculação de ar no interior do dispositivo, tanto na fase de compressão quanto na de descompressão. Os resultados obtidos mostram que a máxima potência hidropneumática de 830,28 W é obtida para os graus de liberdade $H_2/l = 3$, $\alpha = 5$ e $H_3 = 9{,}75$ m em contra partida o pior caso encontrado em todas as configurações geométricas testadas foi $H_2/l = 2{,}5$, $\alpha = 45^o$ e $H_3 = 10{,}25$ m resultando em uma potência hidropneumática de 65,15 W.

Assim, o resultado com melhor desempenho mostra um ganho de 92,15 % em relação ao caso com menor desempenho de potência hidropneumática.

Tabela 1. Resultados com melhor desempenho para todos os valores de H_3.

H_3 [m]	H_2/l	α [º]	$\dot{m}$ [Kg/s]	p [Pa]	P_{hid} [W]	ε [%]
10,25	6	15	13,99	55,37	177,75	59,58
10,00	5	5	15,77	68,59	261,36	69,04
9,75	3	5	19,05	102,64	830,28	133,29
9,50	6	5	17,76	118,12	449,45	139,50
9,25	6	25	15,96	76,38	360,34	114,69

De uma maneira geral é possível observar que estas variações geométricas na região de transição são pertinentes, uma vez que conduzem a melhores aproveitamentos da potência da onda incidente. Sendo assim, o método Design Construtal apresenta-se como uma ferramenta de extrema relevância no estudo de geometrias otimizadas para os conversores do tipo CAO.

6. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo numérico com o objetivo de analisar a forma geométrica na região de transição entre a câmara CAO e a chaminé de um dispositivo conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica do tipo Coluna de Água Oscilante (CAO).

A região de transição na forma trapezoidal foi usada como referencia. Para tanto, o método Design Construtal foi usado para definir as diversas variações da geometria, permitindo definir qual arranjo geométrico que possibilita um melhor desempenho do sistema CAO, possibilitando ainda analisar a influência deste tipo de região de transição sobre o escoamento de ar pelo dispositivo CAO.

Assim, o principal objetivo foi à obtenção de uma recomendação teórica acerca dos valores dos graus de liberdade que maximizassem a potência hidropneumática. Os graus de liberdade analisados foram: o ângulo de inclinação da parede entre a câmara hidropneumática e a chaminé do dispositivo CAO (α), a razão entre altura e comprimento da chaminé do dispositivo (H_2/l) e a profundidade de submersão do dispositivo (H_3).

A análise dos resultados apresentados mostra que os valores de potência hidropneumática em função de H_3, H_2/l e α respectivamente se mostram diferentes dos encontrados em pesquisas anteriores onde se variou menos graus de liberdade. A variação dos cinco ângulos para cada caso de H_2/l resulta em oscilações de potência hidropneumática,

não concentrando os resultados de maior potência somente no ângulo de cinco graus como é encontrado em trabalhos anteriores.

Os resultados encontrados para pressão e vazão mássica, mostram que a diminuição da profundidade faz com que a pressão aumente e a vazão mássica também, mas somente até certo valor de H_3 e esses dois fatores influenciam diretamente no cálculo da potência hidropneumática. Um detalhe que deve ser lembrado é que a área da chaminé do dispositivo permanece constante em todos os casos estudados, mudando somente seu formato em função da diminuição de *l*.

A aplicabilidade do método Design Construtal para a otimização geométrica de dispositivos conversores de energia das ondas foi evidenciada, uma vez que os resultados indicam um melhor desempenho do dispositivo. Em um paralelo com a Teoria Construtal é possível avaliar a evolução da configuração geométrica que conduz para o melhor aproveitamento.

Assim, no presente estudo, ocorreu a variação dos graus de liberdade que determinam a região de transição. Portanto, o método de Design Construtal se apresenta como uma ferramenta de extrema relevância no desenvolvimento deste tipo de análise. Para estudos futuros é interessante avaliar outros tipos de forma geométrica na região de transição bem como realizar uma estudo tridimensional da mesma região de transição analisada no presente trabalho.

7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), à Universidade Federal do Rio Grande (FURG) e ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Paraná (IFPR) pelo apoio e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo suporte financeiro.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bejan, A.; Lorente, S., 2008. Constructal Law of Design and Evolution: Physics, Biology, technology, and Society. Journal of Applied Physics, Vol. 113, pp.151301-1 – 151301-20.

Bejan, A. & Zane, J., 2012, *Design in Nature*, Doubleday.

Chakrabarti, S. K., 2005. *Handbook of offshore engineering*. vol. 1, Elsevier, Ilinois, Estados Unidos, 661 p.

Clément, A., 2002 Wave energy in Europe: current status and perspectives. Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 6, p. 405-431.

Conde, J. M. P.; Gato, L. M. C., 2008. Numerical Study o Fair-flow in na Oscillanting Water Column Wave Energy Converter, Renewable Energy, v. 33, pp 2637-2644.

Cruz, J. M. B. P. & Sarmento, A. J. N. A., 2004, *Energia das Ondas: Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais*, Instituto do Ambiente, Amadora.

Dean, R. G., Dalrymple, R. A., 1991, *Water wave mechanics for engineers and scientists*, vol. 2, World Scientific, Singapura, 353 p.

Dizadji N.,Sajadian S. E., 2011, *Modeling and optimization of the chamber of OWC system*, Energy, Vol. 36, pp. 2360 – 2366.

Espinel, M. F., Gomes, M das N, Rocha , L. A. O., Dos Santos, E., Isoldi, L. A., 2014a, Numerical Modeling and Constructal Design Applied to the Performance Improvement of na Oscillating Water Colum Wave Energy Converter. 15th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering (ENCIT 2014), Belém, PA, Brazil.

Espinel, M. F., Gomes, M das N, Rocha , L. A. O., Dos Santos, E., Isoldi, L. A., 2014b, Modelagem Computacional e Otimização da Conversão de Energia com Constructal Design de um Dispositivo do Tipo Coluna de Água Oscilante. XXXV Iberian Latin-American Congresso in Computational Methods in Engineering (CILAMCE 2014), Fortaleza, CE, Brazil.

Espinel, M. F., Estudo Numérico Bidimensional com Aplicação de Constructal Design para a Otimização da Geometria e da Profundidade de Submersão de um Dispositivo Conversor das Ondas do Mar do Tipo Coluna de Água Oscilante, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2015.

Fluent Inc., 2009, FLUENT 12.0 Theory Guide.

Gomes, M. das N., Olinto, C. R., Rocha, L. A. O., Souza, J. A. & Isoldi, L. A., 2009, *Computacional Modeling of a Regular Wave Tank*, Engenharia Térmica, Vol. 8, No.1, pp. 44-50.

Gomes, M. das N., Olinto, C.R., Rocha, L. A. O, Souza, J.A. & Isoldi, L. A., 2009b, *Computational Modeling of the Air-Flow in an Oscillating Water Column System, 20th International Congress of Mechanical Engineering.*

Gomes, M. das N., Isoldi, L. A., Santos E. D. & Rocha, L. A. O., 2012, Análise de Malhas para Geração Numérica de Ondas em Tanques, em: *VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*. São Luiz, MA, pp. 1-10.

Gomes, M. das N., Bonafini, B. L., Isoldi, L. A., Nascimento, C., D., Santos E. D., Rocha, L. A. O., 2012b, *Two-Dimensional Geometric Optimization of na Oscillating Water Column Converter in Laboratory Scale*, Engenharia Térmica, Vol. 11, No. 1-2, pp. 30-36.

Gomes, M. das N., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2013, Two-Dimensional Geometric Optimization of an Oscillating Water Colum Converter of Real Scale, 22nd International Congress of Mechanical Engineering.

Gomes, M. das N., 2014, Constructal Design de Dispositivos Conversores de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica do Tipo Coluna de Água Oscilante, Tese de Doutorado, PROMEC-UFRGS, Porto Alegre, RS.

Hirth, C.T., & Nichols, B. D., 1981. *Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries.* Journal of Computational Physics, Vol. 39, No. 1, pp. 201-225.

Horko, M., 2007, *CFD Optimization of an Oscillating Water Column Energy Converter*, Dissertação de Mestrado, Science and Engineering, School of Mechanical Engineering, University of Western, Australian.

Lima, Y.T.B; Rocha, L.A.O; Plamer, C.B.; Isoldi, L.A.; Santos, E.D.; Gomes, M.N., 2015a. Analise numerica com constructal design da forma geométrica na região de transição entre a câmara hidropneumática e a chaminé de um dispositivo do tipo coluna de agua oscilante. Proceedings of the XXXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, ABMEC, Rio de Janeiro, RJ, Brazil.

Lima, Y.T.B; Rocha, L.A.O; Isoldi, L.A.; Santos, E.D.; Gomes, M.N., 2015b. Analise numerica com constructal design da forma geométrica na região de transição entre a câmara hidropneumática e a chaminé de um dispositivo do tipo coluna de agua oscilante. Proceedings of the XXXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, ABMEC, Rio de Janeiro, RJ, Brazil.

Liu, Z., Hyun B., & Hong, K., 2008a, *Application of Numerical Wave Tank to OWC Air Chamber for Wave Energy Conversion*, em: International Offshore and Polar Engineering Conference, Vancouver, BC, Canada, pp. 350-356.

Liu, Z., Hyun B., & Jin, J., 2008b, *Numerical Prediction for Overtopping Performance of OWEC*, Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, Vol. 11, No. 1, pp. 35-41.

Lopes, N., Sant'anna, F. S. P., Gomes, M. N., Souza, J. A., Teixeira, P. R. de F., Dos Santos, E. D., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2012, Constructal Design Optimization of the Geometry of an Oscillating Water Column Wave Energy Converter (OWC-WEC). In proceedings Constructal Law Conference, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brazil.

Maliska, C. R., 2004, *Tranferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*, LTC-Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro, Brasil, 453 p.

Marjani, A. E., Castro, F., Bahaji, M., & Filali, B., 2006, *3D Unsteady Flow Simulation in na OWC Wave Converter Plant*, em: Proceedings International Conference on Renewable Energy and Power Quality, Mallorca, Espanha.

Mavriplis, D. J., 1997. Unstructured Grid Techniques. *Annual Reviews Fluid Mechanics* , Vol. 29, pp: 473-514.

McCormick, M. E., 1976. *Ocean engineering wave mechanics*. John Wiley & Sons, USA,New York.

Oliveira, L., Teixeira, P. R. F., Santos, E. D. dos, Isoldi, L. A., 2012. Constructal design applied to the geometric optimization of the hydropneumatic chambre dimensiono f na oscillating water column wave energy device, In proceedings of the 11th Young symposium on experimental solid mechanics, Brasov, Romenia.

Patankar, S., V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, McGraw-Hill, Estados Unidos, 196 p.

Ramalhais, R. dos S., 2011, Estudo Numérico de um Dispositivo de Conversão da Energia das Ondas do Tipo Coluna de Água Oscilante (CAO), Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal.

V. Srinivasan, A.J. Salazar, and K. Saito,2011. Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology. *Applied Mathematical Modeling*, vol. 35, n. 8, pp. 3710-3730.

Versteeg, H. K., Malalasekera, W., 2007, *An Introduction to Computational Fluid Dynamics*, Malaysia: Pearson.

Zhang, Y., Zou, Q. P., Greaves, D., 2012, *Air-water two-phase flow modelling of hydrodynamic performance of an oscillating water column device*, Renewable Energy, v. 41, 99 159-170.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ENSAIOS DE DIFUSÃO ACELERADOS EM CONCRETO: DESENVOLVIMENTO DE PROCEDIMENTO EM SOLUÇÃO SATURADA

João Antonio Modernel Bender[1], Tassia Fanton[2], Leandro Gularte Blois[3], André Tavares da Cunha Guimarães[4]

[1] Mestrando em Engenharia Oceânica - Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: bender@furg,br
[2] Mestrando em Engenharia Oceânica - Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: tassiafanton@gmail.com
[3]Mestrando em Engenharia Oceânica - Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: leandroblois.eng@gmail.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: atcg@vetorial.net

RESUMO

O objetivo do seguinte trabalho é apresentar o avanço e os resultados iniciais do processo de desenvolvimento de um ensaio de difusão de íons cloreto em concreto saturado, utilizando solução de água e cloreto de sódio saturada, com a finalidade de propor um método de ensaio onde o tempo necessário para a formação de perfis de penetração significativos seja o menor possível. Para isso, optou-se por utilizar uma solução com concentração maior que a saturação da água, mantendo assim a solução saturada durante todo o processo. São apresentdos os resultados preliminares e uma análise inicial dos mesmos para continuação da pesquisa. Os valores do coeficiente de difusão obtidos apresentam valores próximos ao obtido pelo ensaio normatizado.

1. INTRODUÇÃO

Os íons cloreto podem ser considerados os maiores causadores de corrosão no aço presente no concreto armado em ambiente marítimo. Eles podem estar presentes no concreto durante a sua fabricação, tanto pela mistura de agregados contaminados por sais quanto pelo uso de aditivos aceleradores de pega. Esses íons também podem estar presentes no concreto por razões externas, como depósitos de sais na estrutura devido à ação do vento, em zonas costeiras (Neville, 1997).

Embora os cloretos possam se apresentar na massa cimentícia do concreto combinados quimicamente como cloroaluminatos, vale destacar que somente os cloretos livres, ou seja, presentes na forma de íons são os que reagem causando a despassivação do aço (Cascudo, 1997).

Ao adentrarem no concreto juntamente com a água e o oxigênio, e encontrarem a película passivadora da armadura, os íons cloreto provocam mudança gradual no pH local até o rompimento da camada passivadora. Esse rompimento acontece por existirem algunas fissuras ou alguma forma de heterogeneidade geométrica na interface aço-concreto. Por agir pontualmente na barra de aço do concreto armado, processo denominado corrosão por pite, a armadura acaba por ter sua seção resistente diminuída, provocando ruptura pontual da barra de aço (Neville, 1997).

Os oceanos cobrem, aproximadamente, 80% da superficie terrestre (Mehta, 1994). Logo, um número considerável de estruturas estão expostas à agua do mar de forma direta ou indireta, visto que a ação do vento pode carregar a névoa salina a alguns quilômetros dentro do continente a partir da costa. Devido a esse fato, justifica-se a pesquisa tanto por métodos de prevenção da penetração do concreto pelos ions cloreto, como o desenvolvimento de ensaios que possibilitem uma melhor previsão do tempo que decorrerá até que os íons alcancem a armadura do concreto e iniciem o processo de despassivação da armadura.

A confirmação de que o coeficiente de difusão do concreto independe da concentração utilizada (Guimarães et al., 2011) permitiu a possibilidade de experimentação com ensaios acelerados, visto que com o aumento do gradiente de concentração no meio do ensaio, o tempo de penetração dos íons presentes tende a diminuir, resultando em um tempo menor que o recomendado atualmente de 35 d (NT Build 443, 1995). Portanto, o objetivo do presente trabalho é a apresentação de um estudo inicial sobre um método de ensaio com solução apresentando concentração maior que a saturação da água e a concentração em ensaios existentes. No caso, a concentração escolhida foi de 400 g/dm³, garantindo a saturação da solução durante todo o processo de contaminação.

O objetivo do trabalho é a obtenção de um método de ensaio com um tempo de execução menor, utlizando como comparação o método normatizado da NT Build 443 e o método desenvolvido por (Guimarães e Helene, 2001).

2. MATERIAIS UTILIZADOS E DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

2.1 Determinação dos tipos de cimento e escolha do traço

Os tipos de cimento empregados foram os cimentos dos tipos CP IV (cimento Portland pozolânico) e CPV-ARI (cimento Portland de alta resistência inicial). A dosagem de cada traço utilizado é apresentada na Tab. 1.

Tabela 1. Dosagem dos concretos utilizados no ensaio experimental.

Material	Unidade	T1	T3	T7
		CP V-ARI	CP V-ARI	CP IV
Cimento	kg/m³	493	444	493
Sílica ativa	kg/m³	0	49	0
Água	kg/m³	161	197	197
Areia	kg/m³	821	785	785
Brita 1	kg/m³	925	925	925
SP(%) * superplastificante	%	2,00	2,50	2,50
Fator água/cimento	-	0,40	0,40	0,40
(*): % referente ao peso de material cimentíceo				

2.2 Dosagem, confecção dos corpos de prova e preparação das amostras

O primeiro momento do trabalho consistiu na dosagem, confecção dos corpos de prova e preparação das amostras para ensaio. Inicialmente, o processo de dosagem do concreto foi desenvolvido. Optou-se por manter o teor de argamassa do concreto como parâmetro constante, resultando na dosagem apresentada neste trabalho. Dos três traços, o primeiro utilizou somente cimento Portland de alta resistência inicial, o segundo utilizou cimento Portland de alta resistência inicial com adição de sílica ativa, e o terceiro utilizou cimento Portland pozolânico.

Após, procedeu-se com a concretagem e confecção de 10 corpos de prova para cada traço determinado, com dimensões de 10 cm de diâmetro e 20 cm de altura. O *slump test* de cada traço foi fixado em 15 cm, e para isso

utilizou-se aditivo superplastificante, conforme valores indicados. Após o processo de cura submersa, os corpos de prova foram divididos em 4 amostras de 10 cm de diâmetro e 4 cm de altura, com cortes transversais paralelos à superfície superior da peça, removendo uma camada de 1 cm das amostras superior e inferior, e então nomeados para melhor controle. Em seguida, saturou-se as amostras pelo processo de imersão gradual em água pelo período de 24 h e posterior fervura durante 5 h. Os procedimentos efetuados para preparação das amostras são detalhados na Figura 1.

a) b) c)

Figura 1. Procedimentos para preparação e saturação das amostras: a) corte dos corpos de prova em amostras menores. Dimensões expressas em cm; b) amostras cortadas gradualmente submersas em água pelo período de 24 horas; c) fervura das amostras durante 5 horas.

2.3 Contaminação e armazenamento das amostras

Em um primeiro momento, as amostras foram divididas em grupos aleatórios para a realização dos ensaios de contaminação. Três ensaios foram desenvolvidos nos grupos de corpos de prova, o ensaio desenvolvido no trabalho de (Guimarães e Helene, 2001), o ensaio acelerado com concentração de 165 g/dm³ da (NT Build, 1995) e o ensaio proposto neste trabalho com concentração de 400 g/dm³. O ensaio proposto seria comparado com os outros dois para uma maior validação do método.

No ensaio de (Guimarães e Helene, 2001) os corpos de prova são contaminados com 10 g de cloreto de sódio no centro da superfície plana, deixando livre 1 cm em relação à borda a fim de evitar contaminação nas paredes das amostras. Em seguida, é colocada uma fita sobre o cloreto de sódio e a amostra é armazenada em uma caixa, apoiada sobre cilindros de PVC, com água na parte inferior da caixa. A água é mantida fora do alcance das amostras, e serve somente para manter a umidade e a saturação das amostras durante o processo. As amostras foram deixadas em contaminação durante os períodos de tempo de 7 d, 14 d, 21 d e 35 d.

O ensaio conforme (NT Build, 1995) consiste em revestir a amostra saturada com resina epóxi, mantendo somente uma das superfícies planas sem cobertura. A amostra é então imersa em solução de cloreto de sódio puro e água, com concentração de 165 g/dm³. Cada amostra é armazenada em recipiente próprio. O recipiente é então fechado e mantido pelo período de contaminação de 35 d.

O ensaio proposto consiste em uma modificação da (NT Build, 1995), onde a concentração mantida durante o processo de contaminação é de 400 g/dm³. Os períodos de contaminação foram de 7 d, 14 d, 21 d e 35 d.

2.4 Extração de material para elaboração dos perfis de penetração de cloreto

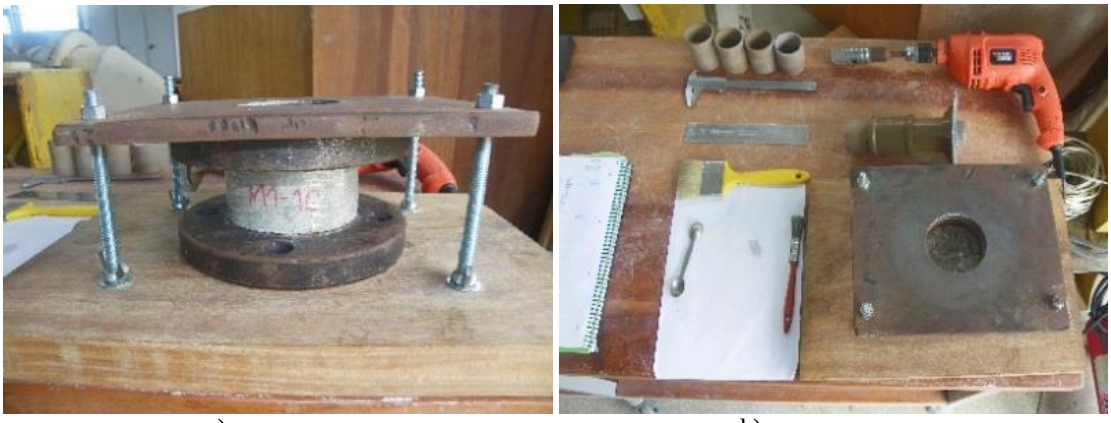
Após efetivado o período de contaminação, realizou-se a extração do material para a elaboração dos perfis de penetração de cloretos para cada amostra.

Para o método de (Guimarães e Helene, 2001), as amostras foram removidas da caixa e removeu-se a fita juntamente com o excesso de cloreto de sódio que permaneceu na face contaminada. A fita foi removida com a face contaminada voltada para baixo. A amostra foi então pesada e a superfície contaminada limpa removendo o material contaminante bruto com escova de aço e limpeza com jato de ar comprimido. A finalidade é evitar que na extração das camadas, a concentração de cloreto de sódio seja alterada na camada inicial devido a algum resíduo de contaminante.

Para o método da (NT Build, 1995) e o método proposto, a amostra foi removida da solução contaminante e seca com jato de ar comprimido, também com a finalidade de evitar alteração de concentração na camada superior.

Para todos os métodos, as amostras foram então colocadas no equipamento projetado para extração do concreto em forma pulverulenta. A extração consiste no desgaste da amostra, em superfícies removidas na direção da superfície contaminada. Foram removidas 10 camadas de 2 mm de cada amostra, controlando a espessura através de medições com paquímetro, com medições em três pontos ao longo do diâmetro da amostra para obter a profundidade

média da camada. O material resultante é então armazenado e identificado para posterior ensaio de potenciometria com eletrodo de prata/cloreto de prata. O equipamento e ferramentas utilizadas para extração do material pulverulento consiste de uma aparelho para fixação da amostra, pincéis, paquímetro, furadeira, supeorte para a furadeira consistindo de um cano de PVC reforçado com um cano de ferro e colher para remoção de material. Esses equipamentos são apresentados na Figura 2.



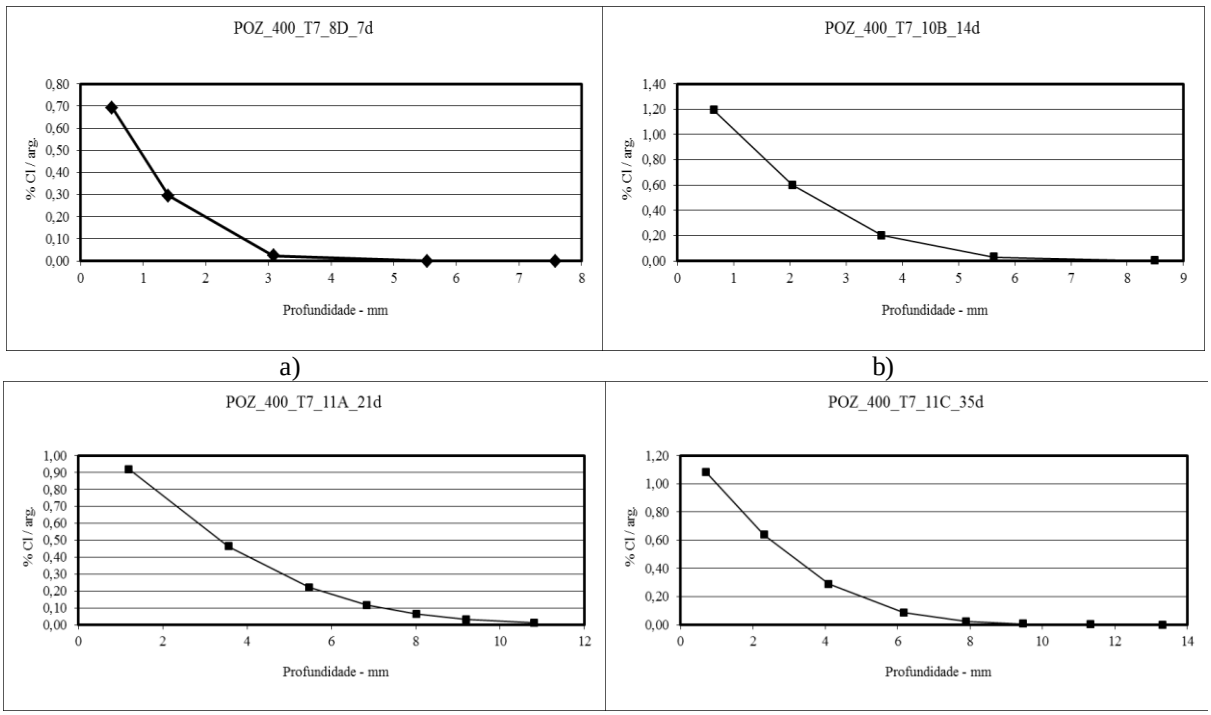
a) b)

Figura 2. a) equipamento para extração e posicionamento das amostras de concreto; b) algumas das ferramentas e equipamento utilizado para extração.

2.5 Obtenção dos perfis

Com o material pulverulento, procedeu-se à análise da potenciometria com eletrodo de prata/cloreto de prata. Com isso, determinou-se a porcentagem de íons cloreto em relação à massa de material utilizado no ensaio. Com as concentrações de íons e as profundidades de camada, são obtidos os perfis de penetração experimentais. Tais perfis passam então por uma regressão pelo método dos mínimos quadrados, tendo como base a Segunda Lei de Fick considerando a concentração superficial e o coeficiente de difusão constantes.

A Fig. 4 apresenta os resultados da regressão pelo método dos mínimos quadrados para as idades de 7d, 14d, 21d e 35d de uma das séries de amostras executadas, para fins demontrativos.



a) b)

c) d)

Figura 4. Perfis obtidos por regressão do mínimo erro quadrado para os períodos de a) 7d, b) 14d, c) 21d e d) 35d.

3. RESULTADOS E ANÁLISE

A partir dos ensaios realizados nas amostras obtiveram-se os resultados dos coeficientes de difusão (D) e penetração de cloreto. Na identificação das amostras, além dos tipos principais de concreto, no caso T7, a referência segue com o número do corpo de prova e a denominação da posição da amostra em relação ao corte, conforme Fig. 3.

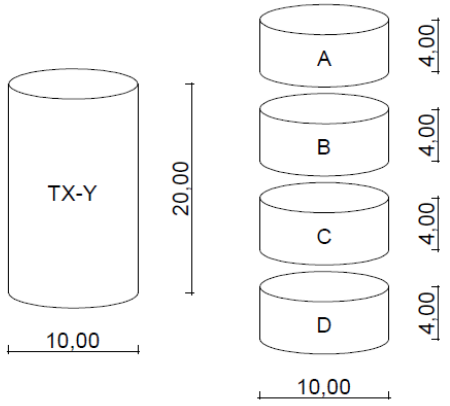


Figura 3. Nomenclatura utilizada para identificação das amostras. Dimensões expressas em cm.

A Tab. 2 mostra os valores obtidos para a concentração na superficie de contaminação (Cs) e para o coeficiente de difusão (D) das amostras ensaiadas até o momento.

Tabela 2. Cálculo do coeficiente de difusão (D), e da concentração na superfície de contaminação (Cs)

Concreto	Amostra	Idade (dias)	Cs (%/m. conc.)	D (10^{-6} mm²/s)	Dmédio (10^{-6} mm²/s)
T7-G/H	POZ-T7-1A	7	1,19	6,16	4,43
	POZ-T7-2C	7	0,98	2,70	
	POZ-T7-1B	14	1,28	3,78	3,21
	POZ-T7-6A	14	1,17	2,63	
	POZ-T7-3D	21	1,41	3,75	3,75
	POZ-T7-6B	35	1,50	2,21	2,21
T7-165	POZ-T7-1D	35	0,80	1,78	1,78
T7-400	POZ-T7-8D	7	0,97	1,53	3,80
	POZ-T7-9B	7	1,30	6,07	
	POZ-T7-10B	14	1,50	2,43	2,30
	POZ-T7-11B	14	0,94	2,16	
	POZ-T7-11A	21	1,19	4,72	4,97
	POZ-T7-11D	21	1,19	5,22	
	POZ-T7-11C	35	1,29	1,86	1,86

Com base nos resultados obtidos, é possível observar que os resultados do coeficiente de difusão estão próximos para idades de 35 d, e com valores médios ainda próximos para idades menores. Embora os resultados para 21 dias apresentem valores próximos, faz-se necessária a análise com os resultados futuros para que seja possível obter conclusões mais definitivas quanto à eficiência do método proposto.

Vale ainda notar que a concentração superficial de cloretos (Cs) parece variar com o tempo. Uma hipótese para tal observação é que, por se tratar de um concreto com coeficiente de difusão (D) baixo, os íons cloreto demorem

mais para penetrar na rede de poros menos interligada, ocasionando valores menos estáveis com o tempo, devido à maior dificuldade na penetração.

4. CONCLUSÕES

Com base nos valores de D obtidos, é possível perceber que o ensaio modificado com concentração de 400 g/dm³ apresentou valores próximos ao ensaio normatizado da NT Build 443 e valores sobrepostos ao ensaio desenvolvido por (Guimarães e Helene, 2001), demonstrando a tendencia aos valores obtidos pertencerem a uma mesma familia de resultados.

Vale salientar que até o momento da publicação deste trabalho os únicos resultados passíveis de uma análise mais visível foram os baseados no concreto moldado com o cimento CP IV, embora os ensaios com os concretos moldados com o cimento CP V-ARI e CP V-ARI com adição de microssílica ainda estejam sendo ensaiados com o método modificado e métodos com concentração de NaCl menores, com a finalidade de adicionar uma maior credibilidade ao trabalho desenvolvido.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Cascudo, Oswaldo. O Controle da Corrosão de armaduras em concreto, inspeção e técnicas eletroquímicas. São Paulo: Pini; Goiânia: Ed. UFG, 1997.

Guimarães, A. T. C.; Antón, M. A.; Climent, M. A.; Almenar, G. V.; Behaviour of Chloride Content at the Surface of Concrete in Submerged Test Conditions. International Conference on Durability of Building Materials and Components. Porto: Portugal, 2011.

Guimarães, A. T. C; Helene, P. R. L., Grau de saturação do concreto: um importante fator na difusão de cloretos, Teoria e Prática na Engenharia Civil, nº 2, p.55-64, Maio, 2001.

Mehta, P. K., tradução de Monteiro, Paulo J.M., Concreto: Estrutura, Propriedades e Materiais, 1994.

Neville, A. M. Propriedades do concreto. Tradução de Salvador E. Giammuso. São Paulo: Pini, 1997.

NT Build 443, Concrete, hardened: Accelerated chloride penetration, Nordtest, Esbo, Finland, 1995.

6. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE ONDAS REGULARES E IRREGULARES EM UM CANAL BIDIMENSIONAL COM PRAIA NUMÉRICA

Rodrigo da Cruz Lisboa[1], Paulo Roberto de Freitas Teixeira[1], Eric Didier[2,3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande – FURG
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: lisboa_r@hotmail.com, pauloteixeira@furg.br
[2] Laboratório Nacional de Engenharia Civil – LNEC
Departamento de Hidráulica e Ambiente
Avenida do Brasil, 101, 1700-066, Lisboa, Portugal
[3] UNIDEMI, Universidade Nova de Lisboa, Faculdade de Ciências e Tecnologia,
Campus de Caparica, 2829-516 Monte de Caparica, Portugal
e-mail: edidier@lnec.pt

RESUMO

Neste trabalho foram realizadas análises da propagação de ondas regulares e irregulares em um canal bidimensional com praia numérica através do modelo Fluent v. 16, desenvolvido pela ANSYS, que utiliza o método dos volumes finitos para a resolução das equações de conservação da massa e de movimento e o método Volume of Fluid para o rastreamento da posição da superfície livre. A praia numérica é baseada na adição de um termo de sumidouro na equação da quantidade de movimento que contém os coeficientes de amortecimento linear e quadrático. Para a aferição dos dois coeficientes, que dependem das características da onda incidente, foram simulados três casos de incidência de ondas regulares. De maneira geral, enquanto que o uso de baixos valores de coeficientes de amortecimento deixam ruídos numéricos no sinal da elevação da superfície livre, o uso de altos coeficientes de amortecimento causam reflexões das ondas incidentes. Diante dos resultados, adotou-se um coeficiente de amortecimento linear ótimo para as ondas regulares incidentes e manteve-se coeficiente de amortecimento quadrático nulo. Para esta situação, as séries temporais de elevação de superfície livre foram comparadas com séries temporais teóricas, mostrando uma excelente concordância entre elas. Após aferição da praia numérica, foi realizada a simulação com incidência de onda irregular definida pelo espectro do tipo JONSWAP. Analisando a evolução do espectro de energia e comparando-o com o imposto, verificou-se uma boa concordância entre os espectros medidos ao longo das sondas de monitoramento e o espectro imposto. Concluiu-se, através desse estudo, que o Fluent v. 16 e a metodologia utilizada permitem realizar a simulação da propagação de ondas regulares e, principalmente, irregulares em um canal bidimensional com praia numérica de forma adequada.

PALAVRAS CHAVE: Simulação numérica, propagação de ondas, praia numérica, ondas irregulares, Fluent

1. INTRODUÇÃO

O conhecimento das interações entre ondas e estruturas costeiras e oceânicas é fundamental para o desenvolvimento de projetos seguros e ao mesmo tempo econômicos. Entre as diversas dificuldades na busca desse entendimento, destaca-se a extrema complexidade do fenômeno ondulatório do mar, podendo apresentar tanto um aspecto caótico, durante uma tempestade, quanto um aspecto mais regular, presente na ondulação durante uma calmaria. Mesmo considerando que o processo dispersivo, inerente da propagação de ondas no mar, proporcione uma organização desta propagação em trens de ondas cujos componentes possuem períodos e alturas semelhantes, as ondas reais apresentam um comportamento distante daquele de uma onda monocromática.

Um método mais simplificado de tratar os efeitos aleatórios das ondas, amplamente utilizado tanto em laboratórios físicos como em simulações numéricas, consiste em transformar o sinal de elevação de superfície livre irregular em um equivalente regular, adotando o período de pico e a altura significativa, dada pela média do terço das componentes com maiores alturas (Goda, 2010). No entanto, este método deixa de reproduzir corretamente o comportamento médio e os extremos do estado aleatório do mar.

O aumento contínuo da capacidade dos computadores tem propiciado simulações com modelos mais complexos e precisos. Nesse âmbito, os modelos baseados nas equações de Navier Stokes, com maior exigência de capacidade computacional, tem encontrado espaço na simulação numérica de ondas do mar, pois tratam de forma adequada o escoamento quando suas variáveis têm gradientes significativos inclusive na direção vertical. Por isso, muitas metodologias foram implementadas nestes modelos nos últimos anos com o intuito de reproduzir tanques de ondas numéricos, análogos aos tanques de ondas de laboratórios físicos. Geralmente, as ondas incidentes impostas no domínio são monocromáticas e, recentemente, alguns poucos modelos permitem a imposição de ondas irregulares, obtendo-se, desta forma, resultados mais próximos da realidade.

Inserido nesse contexto, este trabalho tem o objetivo principal de analisar a propagação de uma onda irregular em um canal numérico através do modelo Fluent v.16, desenvolvido pela ANSYS (ANSYS, 2015a). Serão usadas as suas ferramentas de imposição de uma onda incidente irregular e de uma praia numérica no final do canal para evitar a reflexão da onda. A onda irregular tem uma densidade de espectro do tipo JONSWAP (Hasselmann et al., 1973) e a metodologia usada para reproduzir a praia numérica está baseada na adição de um termo sumidouro nas equações de conservação da quantidade de movimento, onde a intensidade de dissipação das ondas é controlada por coeficientes constantes presentes na formulação e definidos pelo usuário (Zwart et al., 2007; Park et al., 1999). Mesmo que o modelo sugira os valores desses coeficientes, conforme as características das ondas e geométricas do canal, uma análise minuciosa deve ser realizada para ajustá-los convenientemente para cada caso (Péric e Abdel-Maksoud, 2016). Assim, antes de simular o caso da onda irregular no canal numérico, são investigados os efeitos da variação desses coeficientes em três ondas monocromáticas cujos períodos são referentes aos períodos mínimo, de pico e máximo, presentes no espectro da onda irregular. A evolução do espectro da onda irregular e seus parâmetros sintéticos são analisados em sondas localizadas ao longo do canal.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

As simulações foram realizadas através do modelo Fluent v.16, desenvolvido pela ANSYS, do tipo Navier-Stokes, que aplica o método dos volumes finitos para a solução das equações constituintes (Versteeg e Malalasekera, 2007). Para o rastreamento da posição da superfície livre foi utilizado o método VOF (*Volume of Fluid*), que consiste na aplicação de valores para os diferentes fluidos simulados, por exemplo: 0 – ar e 1 – água, sendo assim, a superfície livre encontra-se no valor 0.5) (Hirt e Nichols, 1981). Os outros métodos utilizados para solução numérica são mostrados na Tab. 1 e mais informações a respeito desses podem ser encontradas em ANSYS, 2015a.

Tabela 1. Métodos utilizados para a solução numérica.

Parâmetros		Método
Acoplamento pressão-velocidade		*SIMPLEC*
Discretização Espacial	Gradientes	Mínimos quadrados
	Pressão	*PRESTO!*
	Quantidade de Movimento	*MUSCL* de terceira ordem
	Fração de Volume	*Geo-Reconstruct*
Formulação transiente		Primeira ordem implícito
Regime do escoamento		Laminar

O canal numérico 2D possui profundidade constante de 10 m e extensão de 3.5 comprimentos de onda (3.5 L) (Fig. 1). O comprimento de onda adotado para a simulação da onda irregular é aquele referente ao período máximo das componentes do espectro. No Fluent v.16, as ondas incidentes são impostas pela condição de contorno de velocidade de entrada no início do canal, conforme a característica da onda desejada. Neste trabalho, foram impostas ondas de segunda ordem de Stokes para o caso de incidência regular e uma densidade de espectro do tipo JONSWAP (*Join North Sea Wave Project*) para o caso de incidência irregular. Embora tenha sido escolhido um espectro do tipo JONSWAP, a metodologia utilizada para o caso de incidência irregular de ondas é adequada para qualquer forma de espectro de ondas. No topo do canal, utilizou-se a condição de contorno saída de pressão e foi aplicada uma pressão igual à atmosférica (101.325 kPa). No fundo do canal, foi imposta a condição de contorno parede, ou seja, a velocidade do fluido junto a essa fronteira é nula. Já na saída do canal, foi colocada à condição de contorno de saída de pressão, prescrevendo um perfil hidrostático de pressão através do conhecimento da posição da superfície livre.

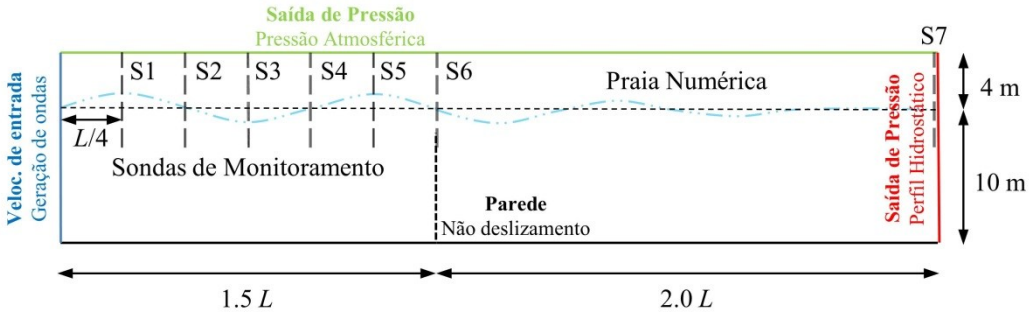


Figura 1 – Geometria, condições de contorno e posição das sondas de monitoramento.

Com o intuito de diminuir o tamanho do domínio computacional e eliminar interferência das ondas na fronteira externa do domínio computacional, foi inserida uma praia numérica com extensão de 2.0 comprimentos de onda (2.0 L). O Fluent v.16 usa uma metodologia baseada na adição de um termo sumidouro (S) na equação da conservação da quantidade do movimento para realizar o amortecimento das ondas incidentes, cuja formulação matemática é mostrada na Eq. (1) (Zwart et al., 2007; Park et al., 1999).

$$S = -\left[C_1 \rho V + \frac{1}{2} C_2 \rho |V| V \right] \left(1 - \frac{z - z_{fs}}{z_b - z_{fs}} \right) \left(\frac{x - x_s}{x_e - x_s} \right)^2 \tag{1}$$

onde C_1 e C_2 são os coeficientes de amortecimento linear e quadrático, ρ é a massa específica, V é a velocidade, z é a posição vertical, z_{fs} e z_b são as posições verticais da superfície livre e do fundo, x é a posição horizontal, x_s e x_e são as posições horizontais do inicio e do fim da praia numérica. O maior problema da imposição da praia numérica reside na definição dos coeficientes de amortecimento linear e quadrático. Apesar do modelo sugerir esses valores, ele alerta ao usuário que verifique e ajuste tais coeficientes para cada tipo de incidência ondulatória (ANSYS, 2015b). Um amortecimento suave das ondas pode causar interferências na saída do canal que são transferidas para o restante do domínio computacional, enquanto que um amortecimento mais intenso pode causar reflexão das ondas incidentes na praia numérica (Cornell e Cashman, 2016).

Para a definição dos coeficientes de amortecimento linear e quadrático mais adequados, foram simuladas ondas regulares incidentes com altura H = 1.0 m e períodos T = 5.0, 7.5 e 12.0 s. Foram testados dez coeficientes de amortecimento lineares (C_1) e quadráticos (C_2), calculando-se as alturas médias das ondas nas sondas de monitoramento (Fig. 1) a partir da série temporal de elevação da superfície livre, para determinar a variação da altura medida em relação à imposta. Apesar de existir a possibilidade da utilização simultânea dos coeficientes de amortecimento linear e quadrático, nesse trabalho foi analisada a sensibilidade dos mesmos de forma individual. Nas simulações para aferição da praia numérica através do termo linear, o termo quadrático de dissipação foi desconsiderado. Por outro lado, para a aferição da praia numérica através do termo quadrático, o termo linear de dissipação foi negligenciado. Na Tabela 2 são mostrados os valores de C_1 e C_2 testados para a aferição da praia numérica com incidência de três trens ondas regular.

Tabela 2. Valores de C_1 e C_2 testados para as três ondas regulares de H = 1.0 m e T = 5.0, 7.5 e 12.0 s.

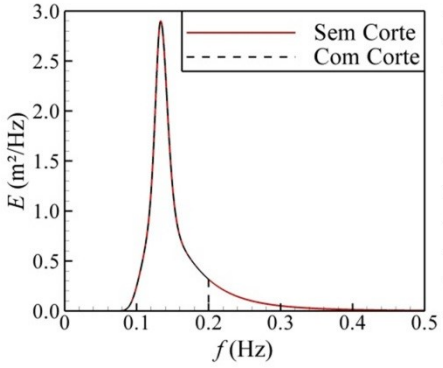
$C_1 = 0$	$C_2 =$	1	2	5	10	20	50	100	200	500	1000
$C_2 = 0$	$C_1 =$	1	2	5	10	20	50	100	200	500	1000

Após a aferição da praia numérica, foi realizada a simulação com incidência de ondas irregulares através da imposição de um espectro do tipo JONSWAP com período de pico Tp = 7.5 s e altura significativa Hs = 1.41 m, Eq. 2 (Hasselmann et al., 1973).

$$E(f) = \frac{\alpha g^2}{(2\pi)^4 f^5} e^{-\left[1.25\left(\frac{fp}{f}\right)^4\right]} \gamma^{e^{-\left[\frac{(f-fp)^2}{2\sigma^2 fp^2}\right]}} \tag{2}$$

onde α é o parâmetro de escala de Philips, g é a aceleração da gravidade, f é a frequência, fp é a frequência de pico (fp = 1 / Tp), γ é a picosidade do espectro e σ é o fator de forma do espectro. Ressalta-se que a onda irregular imposta com altura significativa Hs = 1.41 m e período de pico Tp = 7.5 s tem uma altura média quadrática $Hrms$ = 1 m e possui energia equivalente à onda regular com altura H = 1.0 m e período T = 7.5 s.

O limite sugerido pelo Fluent v.16 para o corte de um espectro ondulatório para a frequência mínima é $fmin$ = 0.5 fp (0.067 Hz) e para a frequência máxima é $fmax$ = 2.5 fp (0.333 Hz) (Det Norske Veritas, 2010). A frequência máxima de corte é a referência para a discretização espacial do domínio na direção de propagação da onda, pois indica a componente do espectro de menor período que se deve simular, que neste caso seria de 3 s. Por outro lado, a frequência mínima determina o maior comprimento de onda a ser simulada e, consequentemente, o tamanho do canal, que corresponderia neste caso a um período de 15 s. Pode-se adotar um relaxamento desses limites, possibilitando uma diminuição do custo computacional. Assim, a densidade de energia por faixa de frequência é mantida, mas ocorre uma redução da energia total presente no espectro. Uma maneira de ainda manter a energia total do espectro seria calcular a densidade de energia subestimada pelos cortes e reescaloná-la no espectro cortado (Holthuijsen, 2007). Nesse estudo de caso, foram adotadas as frequências mínima $fmin$ = 0.083 Hz e máxima $fmax$ = 0.200 Hz, correspondentes aos períodos máximo $Tmax$ = 12 s e mínimo $Tmin$ = 5 s. Não foi realizado o reescalonamento da densidade de energia desprezada pelos cortes, provocando uma pequena redução da energia total em relação a do espectro sem os cortes. Com isso, a altura média quadrática e a altura significativa foram reduzidas para $Hrms$ = 0.92 m e Hs = 1.31 m, respectivamente, devido à perda de densidade de energia subestimada pelos cortes. Por outro lado, este procedimento não influencia na generalidade desta análise. Na Figura 2 é mostrada uma imagem do espectro imposto e os valores dos parâmetros que o definem.



Forma do Espectro			Faixa de Frequência Espectro não Reescalonado		
α	0.0021				
γ	3.30		$fmin$	0.083	Hz
σ	0.07	$f < fp$	fp	0.133	Hz
	0.09	$f > fp$	$fmax$	0.200	Hz

Parâmetros Sintéticos do Espectro		
Parâmetros	Sem Corte	Com Corte
Hs	1.41 m	1.31 m
$Hrms$	1.00 m	0.92 m
Tp	7.50 s	7.50 s

Figura 2 – Espectro imposto do tipo JONSWAP e valores dos parâmetros que o definem.

A construção da geometria e a geração da malha foram realizadas no modelo Gambit v. 2.4 (ANSYS, 2007). Para a geração da malha foi considerada uma discretização horizontal de 70 células por comprimento de onda, distribuídas uniformemente. Na zona da praia numérica, o tamanho das células é aumentado de forma linear, atingindo 35 células por comprimento de onda no final do domínio computacional. São duas as razões para o aumento do tamanho dos elementos na praia numérica: (i) auxiliar no amortecimento das ondas e (ii) diminuir o tempo computacional. Para a discretização vertical, foram utilizadas 120 células, sendo que 40 dessas foram impostas na região de variação da superfície livre. Como resultado, foi obtida uma malha estruturada de células quadriláteras com 21000 e 65400 células para o caso de incidência de ondas regulares e irregulares, respectivamente.

Foi adotado um passo de tempo fixo para a discretização temporal mantendo o parâmetro CFL (*Courant-Friedrichs-Lewy*) menor que 0.25. Os passos de tempo adotados para as ondas regulares são Δt = 0.0078, 0.0117 e 0.0188 s para ondas regulares com períodos T = 5.0, 7.5 e 12.0 s, respectivamente. No caso de incidência da onda irregular, onde existem inúmeras componentes com diferentes períodos, foi adotado um passo de tempo Δt = 0.0078 s, que se refere à onda regular com período T = 5.0 s, referente ao período mínimo definido pelo corte no espectro. Assim, é garantido CFL menor que 0.25 para todas as componentes do espectro.

O desempenho da simulação com incidência de ondas irregulares foi investigado pela análise da evolução do espectro incidente ao longo do canal. Foram utilizadas as séries temporais de elevações de superfície livre medidas nas sondas de monitoramento, distribuídas ao longo do canal (Fig. 1), para construção do espectro unidimensional de densidade de energia. Além disso, foram calculados os parâmetros sintéticos do espectro: altura significativa (*Hs*), altura média quadrática (*Hrms*) e período de pico (*Tp*) nas posições das sondas de monitoramento.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Ondas Regulares e Aferição da Praia Numérica

Para a aferição da praia numérica, os valores dos coeficientes de amortecimento linear (C_1) e quadrático (C_2) foram testados para os casos de incidência de ondas regulares, do tipo segunda ordem de Stokes, com altura H = 1.0 m e períodos T = 5.0, 7.5 e 12.0 s. Na Fig. 3 é mostrada a altura média (*Hmed*), obtida através da análise da série temporal de elevação de superfície livre na sonda S4 (ver Fig. 1) para as ondas incidentes e coeficientes de amortecimento mostrados na Tab. 2. De maneira geral, analisando os gráficos da Fig. 3, percebe-se que os coeficientes de amortecimento baixos causam a diminuição da altura média em relação à altura imposta. Isso se deve a interferências das ondas incidentes com a saída do canal que são transmitidas para o restante do domínio computacional. Por outro lado, coeficientes de amortecimento altos provocam um aumento da altura média em relação à altura imposta. Tal comportamento deve-se a reflexões que são causadas pelos elevados amortecimentos na praia numérica. No entanto, existe uma faixa de coeficientes de amortecimento que não causam perturbações na propagação de ondas fora da praia numérica. Analisando o comportamento da altura média para os diferentes coeficientes de amortecimento e ondas incidentes, percebe-se que um coeficiente de amortecimento pode trazer uma dissipação satisfatória para um caso de incidência de onda e para outro tipo de onda incidente deixar ruídos numéricos no domínio computacional. Mesmo assim, existe uma ampla faixa de valores de C_1, de 5 a 200, que proporciona um amortecimento adequado para as três ondas simultaneamente, apresentando diferenças entre *Hmed* e H menores que 4%. Os testes em C_2 mostraram que valores entre 100 e 500 resultam nestas diferenças também abaixo de 4%.

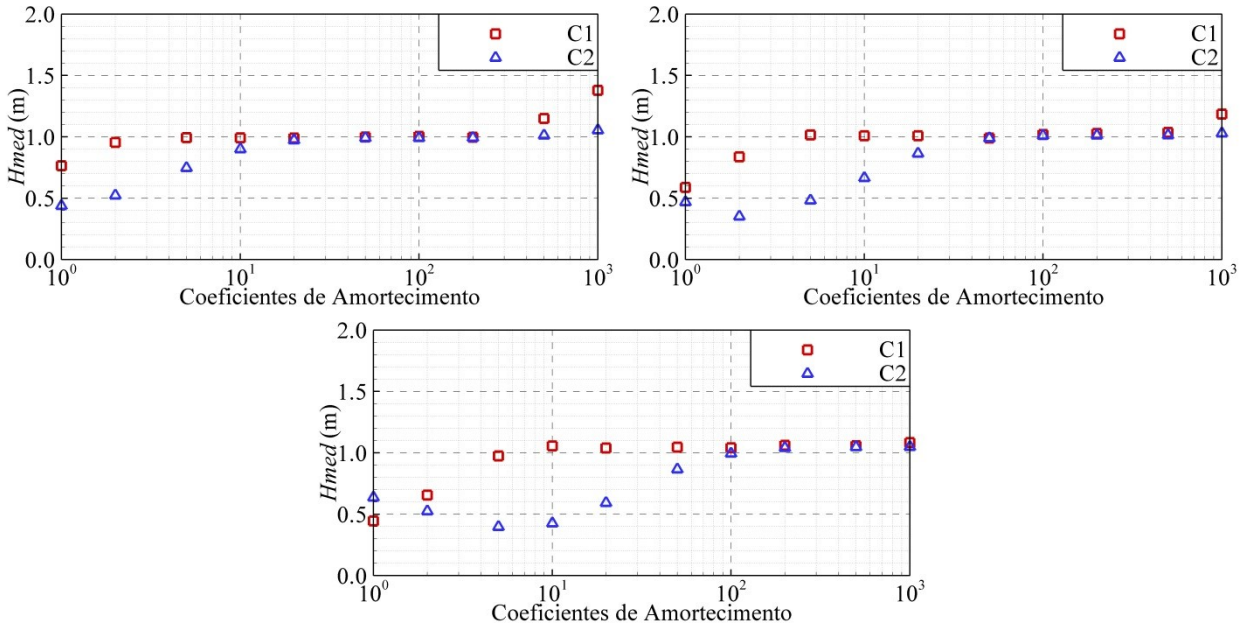


Figura 3 – Altura média na sonda S4 para os casos de incidência de ondas regulares com altura H=1.0 m e períodos T= (a) 5.0, (b) 7.5 e (c) 12.0 s em um canal com praia numérica com diversos valores de coeficientes de amortecimento lineares (C_1) e quadráticos (C_2).

Diante dos resultados obtidos, para o conjunto de ondas analisado, pode-se concluir que é possível usar apenas um termo não-nulo da Eq. 1, ou seja, pode-se adotar C_1 ou C_2 iguais a zero, sem necessitar a combinação dos termos de amortecimento. Análises similares a esta foram relatadas por Péric e Abdel-Maksoud (2016) usando o modelo STAR-CCM+, onde indicam um melhor amortecimento pelo uso apenas do coeficiente linear ($C_2 = 0$). Por isso,

neste trabalho, considerou-se $C_1 = 20$, que está dentro da faixa com boa performance de amortecimento, sem o termo quadrático de amortecimento.

Na Figura 4 são mostradas as séries temporais de elevação de superfície livre (η) medidas nas sondas de monitoramento S4 e S7 para os casos de incidência regular de onda em um canal com praia numérica com coeficiente de amortecimento linear $C_1 = 20$. A elevação de superfície na sonda S4, localizada a um comprimento de onda do inicio do canal, é comparada com a onda teórica de Stokes de 2ª ordem (Dean e Darlymple, 1991), obtendo-se uma excelente concordância dos resultados. Na sonda de monitoramento S7, localizada próxima a saída do canal, os resíduos no sinal da elevação de superfície livre são insignificantes, devido a atuação de amortecimento na praia numérica. Esta análise comprova que para as ondas incidentes com essa faixa de período, a dissipação na praia numérica utilizando apenas o termo linear de amortecimento com coeficiente $C_1 = 20$ resulta em excelentes resultados.

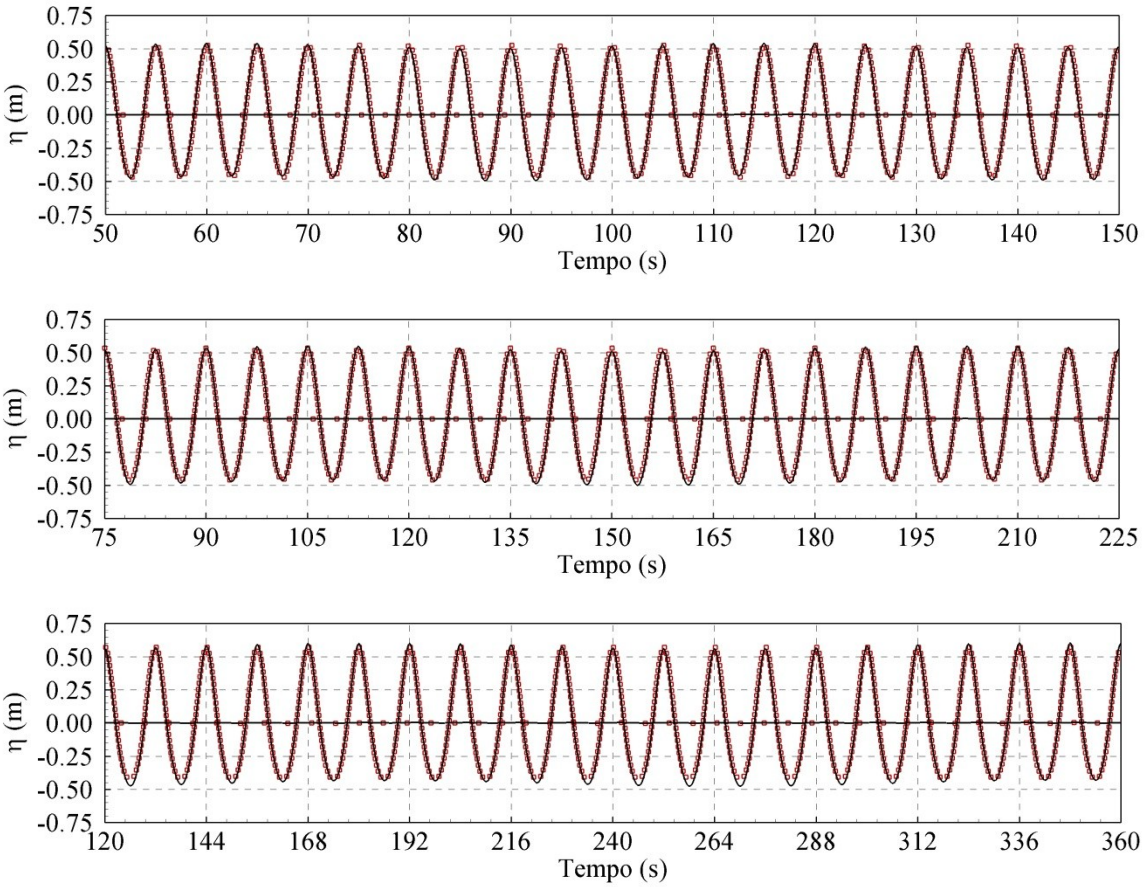


Figura 4 – Comparação das séries temporais de elevação de superfície livre medidas (linhas pretas) nas sondas de monitoramento S4 e S7 com as séries temporais teóricas (símbolos vermelhos) para ondas regulares incidentes com altura $H = 1.0$ m e períodos $T =$ (a) 5.0, (b) 7.5 e (c) 12.0 s em um canal com praia numérica utilizando apenas o termo linear com coeficiente de amortecimento $C_1 = 20$.

3.2 Ondas Irregulares

Para a simulação numérica da propagação de ondas irregulares, foi imposto no contorno inicial do canal um espectro de ondas do tipo JONSWAP com altura média quadrática *Hrms* = 1.0 m e período de pico *Tp* = 7.5 s. Os cortes nas frequências mínima e máxima do espectro foram *fmin* = 0.083 Hz e *fmax* = 0.200 Hz, correspondentes aos períodos máximo *Tmax* = 12.0 s e mínimo *Tmin* = 5.0 s. Utilizou-se apenas o termo linear de amortecimento, com coeficiente $C_1 = 20$. O tempo de simulação foi o suficiente para captar 15 min de sinal da superfície livre em todas as sondas colocadas ao longo do canal, tendo um custo computacional de 45 h e 27 min em um computador com processador de 3.2 GHz e 32 GB de memória. Já os casos de incidência de ondas regulares, o custo computacional é de 3 h e 43 min para um registro de 30 ondas. As principais razões para o aumento significativo do tempo computacional do caso com incidência de ondas irregulares são devido à malha computacional e o passo de tempo.

Na Figura 5 é mostrada a série temporal de elevação de superfície livre na sonda de monitoramento S4. Nesse sinal, os 60 s iniciais da simulação foram descartados, para evitar o trecho transiente, pois a solução começa a partir de uma situação de repouso. Percebe-se, através do sinal de elevação de superfície livre, a existência de componentes com diferentes alturas e períodos, característica do regime de onda irregular. A máxima elevação de superfície livre desse sinal foi 0.91 m e a mínima 0.79 m. Entretanto, maiores detalhes sobre a agitação ondulatória são obtidos através de análises estatísticas das séries temporais de elevação de superfície livre.

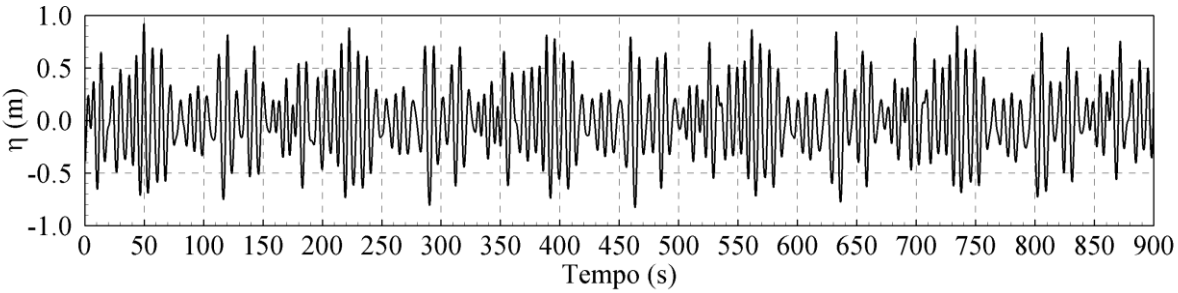


Figura 5 – Elevação de superfície livre medida na sonda de monitoramento S4.

Na Figura 6 são mostrados os espectros de densidade de energia medidos nas sondas de monitoramento distribuídas ao longo do canal. Foi realizada a transformada rápida de Fourier (FFT) da série temporal de elevação de superfície livre com duração de 900s, dividido em 20 amostras com 256 registros cada. Na Tabela 3 são mostrados os valores dos parâmetros sintéticos do espectro medidos nas sondas de monitoramento.

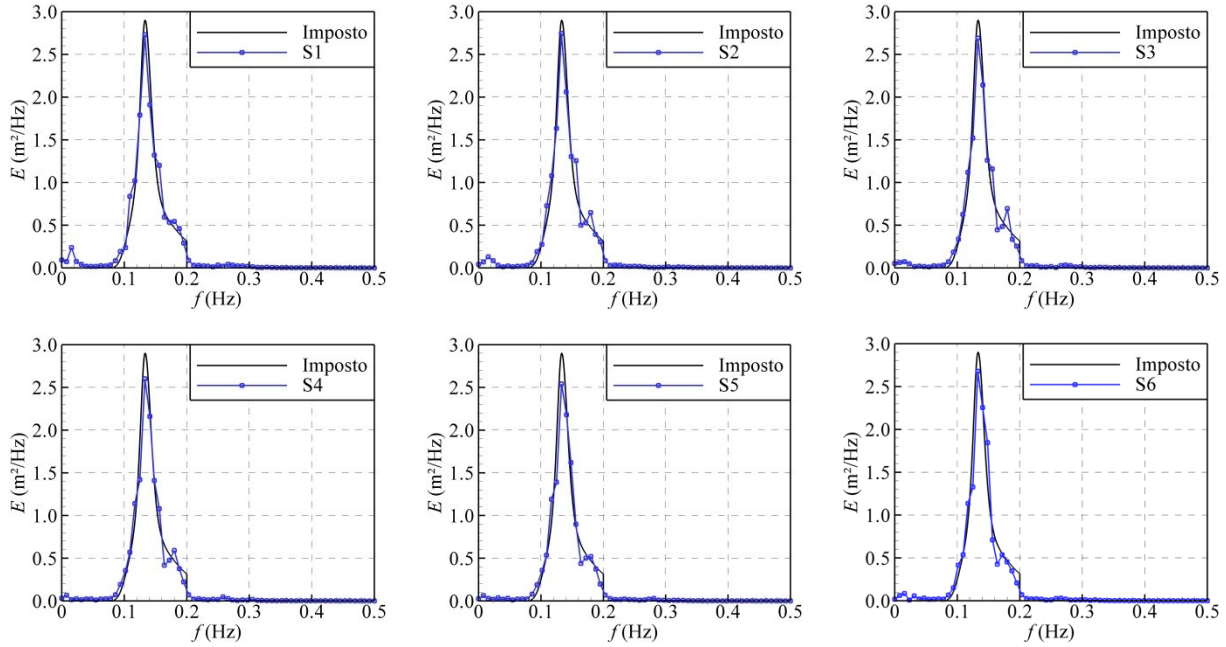


Figura 6 – Espectros de potência nas sondas de monitoramento ao longo do canal.

Tabela 3. Parâmetros sintéticos dos espectros de potência.

	S1	S2	S3	S4	S5	S6
Hs (m)	1.36	1.35	1.33	1.31	1.31	1.30
Hrms (m)	0.97	0.96	0.94	0.93	0.92	0.92
Tp (s)	7.53	7.53	7.53	7.53	7.53	7.53

Nota-se que existe uma boa concordância entre os espetros medidos nas sondas de monitoramento e o espectro imposto. Por consequência, os parâmetros sintéticos do espectro também se assemelham muito com os parâmetros do

espectro teórico imposto na condição de contorno. Estes resultados mostram que o Fluent v. 16 e a metodologia usada permitem realizar a simulação de ondas irregulares propagando-se em um canal com praia numérica.

4. CONCLUSÃO

Neste trabalho foram realizadas análises da propagação de ondas regulares e irregulares em um canal bidimensional com praia numérica utilizando o modelo numérico Fluent v. 16, desenvolvido pela ANSYS. Para a aferição da praia numérica, foram utilizadas ondas incidentes regulares, do tipo segunda ordem de Stokes, com altura H = 1.0 m e período T = 5.0, 7.5 e 12.0 s para diversos coeficientes de amortecimento linear e quadrático na dissipação das ondas na praia numérica. Foi verificado que para baixos coeficientes de amortecimento ocorrem ruídos numéricos decorrente da passagem das ondas pela condição de contorno na saída do canal. Por outro lado, altos coeficientes de amortecimento causam a reflexão das ondas na praia numérica.

Foi notado que o uso apenas do termo linear foi suficiente para o amortecimento das ondas na praia numérica, adotando-se neste trabalho um valor do coeficiente linear C_1 = 20. Comparando as elevações de superfície livre medidas com as teóricas, verificou-se uma boa concordância entre elas.

Para o caso de incidência irregular de onda, utilizou-se um espectro do tipo JONSWAP com altura média quadrática *Hrms* = 1.0 m e período de pico *Tp* = 7.5 s. Foram aplicados cortes no espectro imposto com o objetivo de reduzir o comprimento do canal, o tamanho da malha e, consequentemente, o tempo computacional. O corte no espectro reduziu, também, a altura média quadrática para *Hrms* = 0.92 m. Para a análise das simulações, foi comparada a evolução do espectro ao longo das sondas de monitoramento e foram comparados os espectros medidos com o imposto. Verificou-se uma boa concordância entre os espectros medidos com o imposto e, da mesma forma, os valores dos parâmetros sintéticos dos espectros medidos também se mostraram semelhantes com aqueles do espectro imposto. Tal estudo de caso mostra que o Fluent v. 16 e a metodologia utilizada permitem simular a propagação de ondas irregulares e regulares em um canal com praia numérica de forma adequada.

5. AGRADECIMENTOS

Rodrigo da Cruz Lisboa agradece a bolsa concedida pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e o Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica (PPGEO) da Universidade Federal do Rio Grande (FURG). Eric Didier agradece à Fundação para a Ciência e a Tecnologia pelo financiamento concedido no projeto SFRH/BPD/97343/2013 e o apoio financeiro concedido pela Unidade de Investigação e Desenvolvimento em Engenharia Mecânica e Industrial – UNIDEMI – através do projeto UID/EMS/00667/2013.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS, 2007. Gambit User's Guide.

ANSYS, 2015 a. Fluent User's Guide.

ANSYS, 2015 b. Fluent Theory Guide.

Cornell, K. O. and Cashman, A., 2016. Development of a numerical wave tank with reduced discretization error. Proceedings of the International Conference on Electrical, Electronics and Optimization Techniques (ICEEOT), p. 1 -5.

Dean, R. and Dalrymple, R. A., 1991. Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists**,** World Scientific Publishing, Advanced Series on Ocean Engineering, v. 2.

Det Norske Veritas, 2010. Recommended Practice DNV-RP-C205 - Environmental Conditions and Environmental Loads.

Goda, Y., 2010. Randon Seas and Design of Maritime Structures**,** World Scientific Publishing. Advanced Series on Ocean Engineering., v. 15.

Hasselmann, K., Barnett, T. P., Bouws, E., Carlson, H., Cartwright, D. E., Enke, K., Ewing, J. A., Gienapp, H., Hasselmann, D. E., Kruseman, P., Meerburg, A., Muller, P., Olbers, D. J., Richter, K., Sell, W. and Walden, H., 1973. Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP). Deutsche Hydrographische Zeitschrift, (8), Reihe A.

Hirt, C. W., Nichols, B. D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. Journal of Computational Physics, v. 39, p. 201-225.

Holthijsen, L. H., 2007. Waves in Oceanic and Coastal Waters, Cambridge University Press.

Park, J. C., Kim, M. H. and Mitaya, H., 1999. Fully non-linear free surface simulation by a 3D viscous numerical wave tank. International Journal for Numerical Method in Fluids, v. 29, p. 685-703.

Péric, R. and Abdel-Maksoud, M., 2016. Reliable damping of free-surface waves in numerical simulations. Ship Technology Research, v. 63, p. 1 - 13.

Versteeg, H., Malalasekera, W., 2007. Na Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Pearson, ed. 2.

Zwart P. J., Godin P. G., Penrose J., Rhee S. H., 2007. Ship Hull Simulations with a Coupled Solution Algorithm. Proceedings of the 10th International Symposium on Practical Designs of Ships and Other Floating Structures, Houston, TX.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ESTUDO NUMÉRICO DE UM PROCESSO DE INFUSÃO DE RESINA PARA DIFERENTES CONFIGURAÇÕES DE UM CANAL VAZIO EM FORMA DE Y

Carolline A. Schnich[1], Glauciléia M. C. Magalhães[2], Sandro C. Amico[3], Luiz A. O. Rocha[4], Liércio A. Isoldi[2], Jeferson A. Souza[2], Elizaldo D. dos Santos[2]

[1] Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, Rio Grande do Sul, Brasil
Avenida Itália, Km 8, s/n - Carreiros, Rio Grande - RS, 96203-900.
e-mail: caryene@hotmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande, Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil.
e-mail: mglaucileia@gmail.com
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: jasouza@furg.br
[3] Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Rio Grande do Sul, Brasil.
e-mail: amico@ufrgs.br
[4] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre,Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

O presente trabalho avalia numericamente o processo de Infusão de Resina Líquida (LRI- Liquid Resin Infusion) em distintas configurações de canais vazios com geometria "Y" inseridos numa placa retangular com meio poroso (que simula o comportamento do reforço fibroso). O LRI consiste na injeção de uma resina polimérica em um molde fechado constituído por um meio poroso e canais vazios, que facilitam a propagação da resina por toda extensão do domínio. É essencial destacar que esse processo apresenta grande aplicação na indústria automotiva, marítima e aeroespacial. O escoamento de resina aqui estudado é considerado incompressível, laminar e transiente tanto no meio poroso quanto no não-poroso, ou seja, é simulado o princípio físico de funcionamento do processo de LRI. O principal objetivo é comparar o tempo de preenchimento da resina ao longo de todo o domínio em diferentes configurações de canais vazios em formato de "Y" e identificar a geometria que minimiza o tempo de injeção. As restrições geométricas do problema são a área da placa com o meio poroso, a espessura e comprimento total do canal vazio. O problema possui dois graus de liberdade, a razão entre os comprimentos do ramo simples e dos ramos bifurcados do canal aberto (H_0/H_1) e o ângulo entre os ramos bifurcados e a direção horizontal (α), que neste estudo é mantido constante, $\alpha = 10^o$. As equações de conservação de massa e quantidade de movimento para a mistura de resina-ar e, uma equação para o transporte de fração volumétrica de resina são resolvidos com o Método dos Volumes Finitos (FVM). A interação entre as fases é tratada com o método Volume of Fluid (VOF) e para representar o efeito do meio poroso sobre o escoamento da resina é considerada uma força de campo dada pela lei de Darcy. Os resultados obtidos demonstraram que a variação de configuração tem alta influência no tempo de preenchimento da resina. Para

o caso estudado, observou-se que a maior razão H_0/H_1 conduziu ao melhor desempenho do sistema, ou seja, minimizou o tempo de injeção da resina no reforço fibroso.

Palavras-chave: *Infusão líquida de resina, Simulação numérica, Canais vazios, Geometria Y.*

1. INTRODUÇÃO

A aplicação dos materiais compósitos tem aumentado extensamente na indústria automobilística, aeronáutica e naval desde a década de 40, devido as suas notáveis vantagens, nas quais se evidenciam: baixa densidade, alta resistência, flexibilidade de projeto com geometrias complexas e excelente resistência à corrosão. Além disso, os custos de manutenção em materiais compósitos são menores em comparação com outros materiais de comportamento mecânico semelhante (Pardini e Gonçalves, 2009; Poodts et al., 2013). Como consequência, várias técnicas industriais foram desenvolvidas para a fabricação de materiais compósitos. Entre eles, é possível destacar os processos baseados na modelagem líquida de compósitos (LCM) , nos quais podem ser citados: moldagem por transferência de resina (RTM) , moldagem por transferência de resina light (LRTM) e infusão líquida de resina (LRI), que têm sido amplamente aplicados para a produção de vários componentes como painéis de veículos, cascos de barcos, hélices de navios e pás para turbinas eólicas (Poodts et al., 2013; Yenilmez e Sozer, 2009).

Os processos de Infusão de Resina Líquida (LRI) estão possibilitando a produção de peças estruturais grandes, espessas e complexas. Este processo consiste na injeção de uma resina polimérica através de canais vazios inseridos em um domínio com meio fibroso, o que torna mais fácil a propagação global da resina ao longo do domínio do molde (Wang et al, 2012). Uma das maiores dificuldades em aplicar o processo de infusão está relacionada com o preenchimento do molde, ou seja, garantir que o reforço fibroso seja infiltrado completamente pela resina no interior do molde, para que assim a qualidade final da peça possa ser garantida. Como consequência, vários estudos têm sido realizados no âmbito analítico, experimental e numérico a fim de melhorar a compreensão acerca do escoamento de resina no processo de infusão (Goncharova et al, 2015). A despeito de vários estudos experimentais e numéricos, poucos trabalhos focam na avaliação da influência da geometria de canais de escoamento de resina em processos de Moldagem Líquida de Compósitos. Entre os recentes estudos nesse assunto destaca-se as investigações de Isoldi et al. (2013) que empregaram o Design Construtal para avaliar o efeito da geometria no tempo de injeção durante um processo de Moldagem de Transferência de Resina Light (LRTM). Assim como, as recentes investigações de Magalhães et al. (2016) que aplicaram o Design Construtal para investigar a influência da geometria de canais vazios em forma de "I" e "T" inseridos em uma placa retangular bidimensional com um meio poroso sobre o tempo de injeção da resina em todo domínio analisado, simulando um processo de infusão. Os melhores formatos obtidos apontaram melhoras de cerca de 140% e 139% no tempo de injeção da resina para os canais em forma "I" e "T" respectivamente, sem formação de espaços vazios dentro do domínio da placa.

O presente trabalho tem por objetivo avaliar numericamente, um processo de infusão de resina líquida para diferentes configurações de canais vazios em forma de Y inseridos em uma placa retangular com meio poroso, que simulam o princípio de funcionamento de um processo de infusão de resina líquida (LRI). O principal objetivo é investigar a influência das diferentes configurações sobre o comportamento da resina no molde fechado do domínio. Mais precisamente, os tempos de preenchimento da resina são comparados para as diversas configurações. Para todas as configurações avaliadas, a soma de todos os comprimentos e espessuras de canais são iguais, isto é, apenas a configuração do canal vazio inserido na placa retangular porosa é variada. Além disso, foi considerado neste estudo que o ângulo entre os canais abertos bifurcados e a direção horizontal é constante ($\alpha = 10º$) sendo variada a razão H_0/H_1 (relação entre os comprimentos do ramo simples e bifurcado do canal em Y). As simulações efetuadas pretendem avaliar se as mudanças nos formatos dos canais vazios podem levar a melhorias significativas no tempo de infusão de resina. O avanço da resina é modelado através das equações de conservação de massa, quantidade de movimento para a mistura de resina-ar e uma equação para o transporte de fração volumétrica de resina, sendo resolvidas com o Método dos Volumes Finitos (FVM) (Fluent, 2007; Morren et al, 2009). A interação entre as fases é tratada com o método *Volume of Fluid* (VOF) e a resistência do meio poroso é considerada através da Lei de Darcy como uma força de campo. Mais precisamente, as simulações são realizadas utilizando um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD), mais precisamente o software FLUENT (Isoldi et al, 2012) .

2. MODELAGEM MATEMÁTICA

No processo de infusão de resina, a resina flui através de um reforço fibroso, que pode ser modelado como um meio poroso. Na região do meio poroso é considerada uma força de campo resistente ao escoamento da resina abordada pela Lei de Darcy, que indica que a taxa de escoamento de resina por unidade de área é proporcional ao gradiente de pressão e inversamente proporcional à viscosidade da resina (Ribeiro et al, 2007). A equação matemática para esse fenômeno é dada por:

$$V_i = -\frac{K_{ij}}{\mu} \nabla P \quad (1)$$

onde V_i é o vetor velocidade (m/s), μ é a viscosidade dinâmica da resina (Pa.s), K_{ij} é o tensor de permeabilidade do reforço fibroso (m²), ∇ é o operador de gradiente, P é a pressão (Pa) e os índices i, j = 1 e 2 representam as direções x e y, respectivamente.

Considerando o escoamento de resina incompressível, a equação de conservação da massa pode ser escrita como:

$$\nabla . V_i = 0 \quad (2)$$

No método VOF, as equações de quantidade de movimento, continuidade e fração volumétrica devem ser resolvidas simultaneamente. Neste trabalho, a solução VOF é obtida com o software FLUENT® que é baseado no método dos volumes finitos (FVM) que inclui um módulo VOF para a solução dos problemas com dois ou mais fluidos imiscíveis (Fluent, 2007; Isoldi et al, 2012). Um único conjunto de equações de quantidade de movimento e de continuidade é resolvido para a mistura resina-ar em todo o domínio, e a interface de fluido (resina e ar) é calculada através da solução de uma equação de conservação de fração de volume (Jinlian et al, 2004). Para a simulação da LRI, as duas fases envolvidas no problema são a resina (fase líquida) e o ar (fase gasosa). Desta forma a equação da continuidade para a mistura é dada por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla . (\rho V_i) = 0 \quad (3)$$

E a equação da quantidade de movimento é dada por:

$$\frac{\partial (\rho V_i)}{\partial t} + \nabla . (\rho V_i V_i) = -\nabla p + \nabla . [\mu \tau_{ij}] + \rho g_i + F_i \quad (4)$$

sendo ρ a massa específica da mistura (kg/m^3), t é o tempo (s), τ_{ij} é o tensor de cisalhamento no escoamento (Pa), g_i é o vetor de aceleração gravitacional (m/s^2) e F_i é um vetor de forças externas em (N/m^3).

Na presente formulação, o efeito do meio poroso é incluído no modelo matemático pela inserção de uma força resistiva ao escoamento na equação da quantidade de movimento.

$$Fi = -\frac{\mu}{K_{ii}} V_i \quad (5)$$

Também é necessária a solução para o transporte da fração de volume da resina, f, que é definida por:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla . (f V_i) = 0 \quad (6)$$

3. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

O problema consiste em um escoamento de resina considerado no regime laminar, transiente e incompressível em uma placa bidimensional, conforme ilustrado na Fig. 1 que apresenta um croqui do domínio fora de escala. A região cinza clara representa o meio poroso, enquanto a cinza escuro representa o canal vazio analisado na forma "Y". Destaca-se que o escoamento é causado pela aplicação de uma diferença de pressão entre a entrada da resina (região inferior do canal não-poroso) e a região de saída (superfície superior do meio poroso). Considera-se uma pressão de entrada de $P_{entrada}$ = 1.0 × 10^5 Pa e uma $P_{saída}$= 0 Pa. As demais superfícies (com linhas tracejadas) impõe-se uma condição de contorno de não-deslizamento e impermeabilidade ($u = v$ = 0 m / s). Para a fração de volume, é prescrito f = 1 na seção de entrada e zero de gradiente (normal para as condições de contorno) em todas as outras superfícies. No que diz respeito às propriedades termofísicas da resina é considerado uma densidade de ρ = 916 kg/m³ e uma viscosidade dinâmica de μ = 0.06 Pa.s. Para o meio poroso, considera-se uma permeabilidade de k = 3.0 × 10^{-10} m² e uma porosidade de ε= 0.88.

No presente problema, considera-se que a soma de todos os comprimentos do canal é igual para cada configuração analisada , assim como, a espessura dos canais vazios. As dimensões consideradas são $L_0 = L_1$ = 0.0635 m e ($H_0 + 2H_1$ = 0.4 m), sendo a última citada utilizada para serem feitas diferentes razões de H_0 / H_1, tendo assim diferentes configurações para uma geometria"Y". Os ramos bifurcados de canais vazios têm um ângulo de α = 10º com a linha horizontal. No que diz respeito ao meio poroso, considera-se que a região de análise é $H = L$ = 0.5 m (tracejado na Fig. 1).

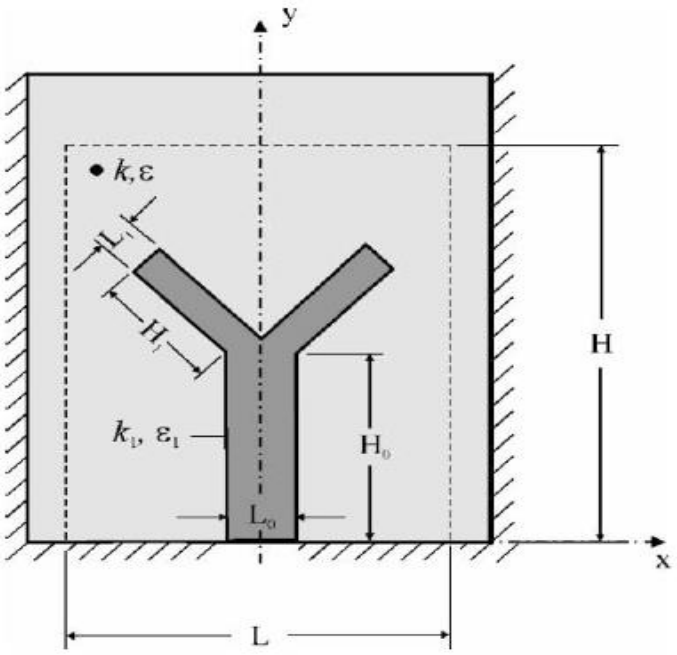


Figura 1. Ilustração computacional do domínio no processo de Infusão de Resina Líquida para diferentes configurações em formato "Y".

Para a simulação numérica das equações de conservação de massa, quantidade de movimento e fração de volume é utilizado o Método dos Volumes Finitos (FVM) (Fluent, 2007; Isoldi et al, 2012). Para a interpolação da pressão foi utilizado o esquema PRESTO (*PREssure STaggering Option*). O acoplamento pressão-velocidade é realizado pelo método PISO, enquanto o método *Geo-Reconstruction* é empregado para resolver a fração volumétrica. Além disso, fatores de subrelaxação iguais a 0,3 e 0,7 são impostos para as equações de conservação de continuidade e movimento, respectivamente. Mais detalhes relacionados com a metodologia numérica podem ser obtidos nos trabalhos de Magalhães et al. (2016) e Isoldi et al. (2012).

As simulações numéricas foram realizadas utilizando um computador com dois processadores Intel dual-core com clock de 2.67 GHz e 8 GB de memória RAM. Para a paralelização é usado a biblioteca de passagem de mensagens MPI (Message Passing Interface). Para a discretização temporal, é empregado um passo de tempo de $\Delta t = 1.0 \times 10^{-3}$ s. No que diz respeito à discretização espacial, o domínio foi discretizado em vários volumes finitos retangulares e um teste de independência de malha foi realizado para definir o número de elementos usado para todas as simulações. A Tab.1 mostra o número de volumes, o tempo de injeção para o preenchimento do molde e o tempo de processamento necessário para cada malha para um problema com "I" em forma de canal vazio penetrado num meio poroso. Considera-se um canal com as seguintes dimensões $H = L = 0.5$ m, $L_0 = 0.2236$ m e $H_0 = 0.0559$ m. No que diz respeito à avaliação da malha, quando a diferença entre os resultados atingidos com duas malhas sucessivas é inferior a 1,0%, considera-se a solução independente da discretização espacial. No presente caso, uma malha com 18,271 volumes finitos retangulares é levado em conta para simulações futuras, conforme mostra a Tabela 1. O mesmo tipo de malha está sendo empregada para o canal em forma de "Y".

Tabela 1: Teste de Independência de malha para um canal "I", com as seguintes dimensões ($H = L = 0.5$ m, $L_0 = 0.2236$ m e $H_0 = 0.0559$ m).

Número de volumes	Tempo de preenchimento (s)	Diferença (%)	Tempo de processamento (s)
1,209	188.3	1.69	43.026
4,636	185.1	1.18	78.387
18,271	182.9	0.87	126.456
72,451	181.3	------	184.882

A fim de avaliar a metodologia numérica empregada aqui, o tempo para preenchimento do meio poroso com resina obtida para um caso simplificado e um fluxo retilíneo que foi alcançado analiticamente em trabalhos anteriores da literatura são comparados (Isoldi et al., 2012; Magalhães et al., 2016). O caso simplificado consiste em um escoamento

de resina em um canal em forma de I de tal modo que $L_0 = L$. O objetivo é o de simular com o presente modelo numérico um caso retilíneo. Uma solução analítica para a colocação da linha de resina como função do tempo é dado por :

$$X_f = \sqrt{\frac{2KP_0 t}{\mu\varepsilon}} \tag{7}$$

onde K é a permeabilidade (m²), P_0 é a pressão de injeção (Pa), t é o tempo de avanço resina (s), μ é a viscosidade dinâmica (Pa.s) e ε é a porosidade no meio poroso.

Para a obtenção dos resultados numéricos, uma linha de monitorização é criada no centro de domínio, mais precisamente é uma linha que se sobrepõe ao eixo y. A linha foi definida pelos seguintes pontos: P_1 (x_1 = 0.3 m, y_1 = 0.0256 m) e P_2 (x_2 = 0.3 m, y_2 = 0.75 m). A coordenada $x_1 = x_2$ representa o centro do domínio na direção x, enquanto que o símbolo y_1 representa a colocação da interface entre o canal não-poroso e o meio poroso e y_2 a saída do canal. A Figura 2 mostra a colocação da primeira linha de resina em função do tempo previsto numericamente com o método usado aqui e que se previu analiticamente na literatura, em que a maior diferença é 0.66 %. Esta concordância diz respeito à verificação do presente método.

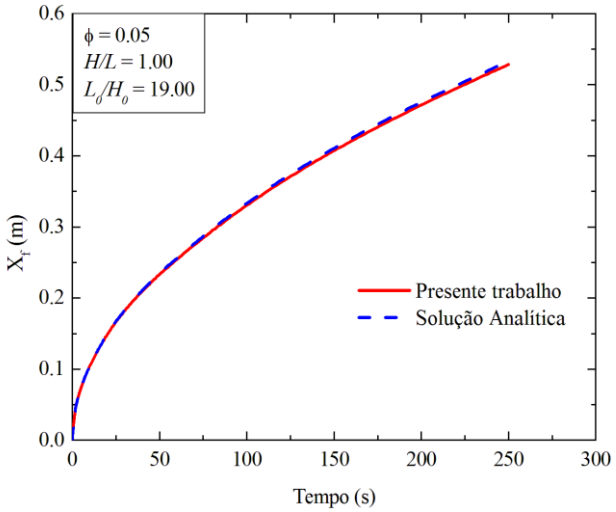


Figura 2. Comparação entre o avanço da linha de frente da resina em função do tempo obtido no presente trabalho e a solução analítica apresentada na literatura.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A fim de melhorar o processo de LRI, dois aspectos principais devem ser levados em consideração. O primeiro é a infiltração completa da resina no reforço fibroso sem a formação de bolhas de ar na peça final. A segunda relaciona-se com o tempo de preenchimento completo da resina no domínio. Estes aspectos podem ser importantes para a fabricação de vários componentes, principalmente no campo industrial. Neste sentido, a avaliação geométrica é um assunto extremamente importante, não só para o aumento da produtividade, mas também para melhorar o acabamento dos produtos realizados com o processo de LRI. O presente trabalho compara o tempo de preenchimento de resina ao longo de todo o domínio procurando por recomendações teóricas para futuros estudos de otimização geométrica nas diferentes configurações da mesma geometria avaliadas.

Para obter o tempo de injeção, é criada uma linha de referência definida pelos seguintes pontos: P_1 (x_1 = 0.05 m, y_1 = 0.5m) e P_2 (x_2 = 0.55 m, y_2 = 0.5 m). A posição da linha de frente do escoamento foi monitorada ao longo desta linha. Quando a linha de frente da resina atravessa completamente a linha de referência é considerado a conclusão do processo de LRI. Mais precisamente, isto ocorre quando a fração volumétrica ao longo de toda a linha é f = 1.0. Também foi considerado um espaçamento de 0.05m de cada lado do molde fibroso para evitar a formação de vazios na região que define a placa, que é a região de análise do problema. Também é verificado o campo da fração volumétrica para identificar se não há formação de vazios ao longo do domínio.

A Figura 3 mostra o efeito das diferentes configurações geométricas dos canais vazios para um formato "Y" sobre o tempo total de injeção da resina ao longo de todo o domínio, mais precisamente o efeito de H_0/H_1 sobre t para α = 10º. Pode ser observado que a configuração que apresenta uma razão H_0/H_1 = 40 conduziu ao melhor resultado, com tempo de t = 124.3 s, enquanto o pior resultado ocorreu com H_0/H_1 = 0.01 e um tempo de injeção de t = 501.1 s. Os resultados mostram que a primeira avaliação sobre o efeito da relação H_0/H_1 sobre o tempo de infusão conduziu a uma

melhoria de mais de 400% no desempenho do problema. Essa melhora pode ser atribuída ao comportamento transiente, que leva a uma redução no tempo (t) de injeção da resina em relação ao pior caso, isso porque o canal tem a maior penetração no interior do domínio poroso para a região da saída, já que devido ao baixo valor de H_1, essa configuração lembra um formato "I", sendo assim menos complexa que as demais. É significativo enfatizar então a indubitável importância da definição da geometria para o processo de infusão. Nos resultados obtidos aqui, é possível verificar que geometrias mais complexas levam a piores desempenhos, indicando que existe uma dependência do tempo de injeção em relação ao tipo de configuração geométrica adotada. É possível que, para outros ângulos entre o ramo bifurcado e a direção horizontal tenha-se outro comportamento e devem ser investigados em futuros trabalhos.

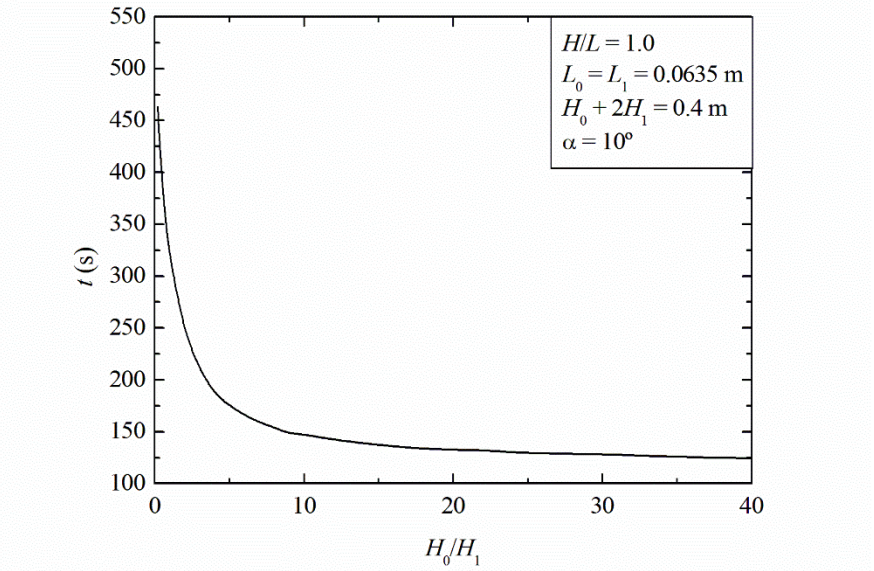
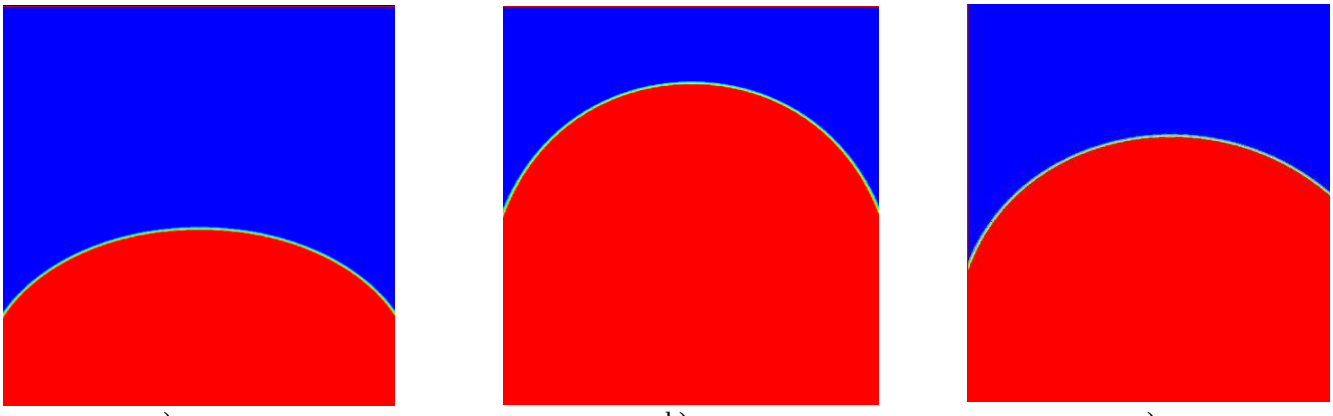


Figura 3. Efeito da razão H_0/H_1 sobre o tempo de infusão de resina para um canal aberto em forma de "Y".

A fim de ilustrar a influência geométrica dos canais vazios a Fig. 4 ilustra o comportamento do avanço da resina no instante de tempo t = 100.0 s para as duas configurações em formato de "Y" que apresentaram o pior e o melhor resultado, respectivamente. Além disso, afim de uma melhor compreensão foi inserida uma ilustração de um H_0/H_1=3 . Na figura, a região vermelha representa a resina, ao passo que a região azul representa o ar. Regiões com outras cores (amarelo e verde) representam frações intermediárias da fase entre resina e ar. De uma forma geral, observa-se que para a razão H_0/H_1 = 40 há um maior avanço da resina na direção y (direção de saída da resina da placa) em comparação com outras configurações realizadas. Entretanto, é nítido que na direção x a propagação é mais lenta. Para configurações de maior complexidade a resina tende a fluir de forma mais uniforme em ambos os eixos (x, y). Portanto, o caso ótimo de H_0/H_1 = 40 possui um menor tempo de injeção. Esse comportamento está relacionado com a distribuição mais uniforme do escoamento da resina dentro do domínio de canais alongados, isto é, de acordo com o princípio Construtal da Ótima Distribuição das Imperfeições (Bejan, 2000; Bejan e Lorente, 2008).



a) b) c)

Figura 4. Escoamento da resina na parte interna do molde para um tempo de t = 100.0 s para diferentes configurações: a) H_0/H_1 = 0,01 ; b) H_0/H_1 =40 e c) H_0/H_1 =3

5. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo numérico avaliando o princípio de funcionamento de um processo LRI para diferentes configurações de canais vazios em formato de "Y" inseridos em uma placa retangular com reforço fibroso. Mais precisamente, foram avaliados ao total vinte e quatro diferentes razões de H_0 /H_1. Em todos os casos, a soma de todos os comprimentos e espessuras de canais são mantidas constantes. As equações de conservação de massa e quantidade de movimento para a mistura de resina e ar e uma equação para o transporte de fração volumétrica da resina foram resolvidas com o método dos volumes finitos (FVM). A interação entre as fases foi tratada com o método *Volume of fluid* (VOF) e é considerada a resistência do meio poroso abordada pela a lei de Darcy.

Em geral, os resultados mostraram a importância da geometria para o projeto processo LRI . Apenas uma simples comparação entre as diferentes razões adotadas levou a diferenças de tempo de enchimento de resina de até 400 %. Os melhores resultados foram obtidos com razões mais altas dos canais vazios em formato "Y", mostrando que esta geometria é promissora para futuros estudos de otimização geométrica. Os resultados foram obtidos para um ângulo entre o ramo bifurcado e a direção horizontal ($\alpha = 10º$) e outros ângulos serão estudados .

6. AGRADECIMENTOS

A autora C. A. Schnich agradece a CNPq pela bolsa de iniciação científica na graduação. A autora G. M. C. Magalhães agradece a CAPES pela bolsa de estudos no mestrado. Os autores S. C. Amico, L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi, J. A. Souza e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pela bolsa de produtividade em pesquisa. Todos os autores agradecem ao CNPq e FAPERGS pelo auxílio financeiro ao trabalho.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bejan, A., 2000, Shape and Structure, from Engineering to Nature, Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Bejan, A., Lorente, S., 2008, Design with Constructal Theory, Wiley, Hoboken.

Fluent, Documentation Manual,2007 – FLUENT 6.3.16, Ansys Inc.

Goncharova, G., Cosson, B., Deléglise Lagardère, M., 2015. "Analytical modeling of composite manufacturing by vacuum assisted infusion with minimal experimental characterization of random fabrics", Journal of Materials Process Technology, Vol. 219, pp.173-180.

Isoldi, L.A., Souza, J.A., dos Santos, E.D., Marchesini, R., Porto, J., Letzow, M., Rocha, L.A.O., Amico, S.C., 2013. "Constructal Design applied to the light resin transfer molding (LRTM) manufacturing process". Proceedings of 22nd COBEM, Ribeirão Preto – SP.

Isoldi, L.A., Oliveira, C.P., Rocha, L.A.O., Souza, J.A., Amico, S.C. 2012. "Three-dimensional numerical modeling of RTM and LRTM processes". Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, Vol. 34, pp.105–11.

Jinlian, H., Yi, L., Xueming, S. 2004. "Study on void formation in multi-layer woven fabrics. Composites Part A, Vol. 35, pp. 595–603.

Magalhães, G.M.C., Lorenzini, G., Nardi, M.G., Amico, S.C., Isoldi, L.A., Rocha, L.A., Souza, J.A., dos Santos, E.D., 2016. "Geometrical evaluation of a resin infusion process by means of constructal design", International Journal of Heat and Technology,Vol. 34, S101-S108.

Morren, G., Bottiglieri, M., Bossuyt, S., Sol, H., Lecompte, D., Verleye, B., Lomov, S.V. 2009 " A reference specimen for permeability measurements of fibrous reinforcements for RTM, Composites Part A, Vol. 40, pp. 244-250.

Pardini, L. C., Gonçalves, A., 2009. "Processamento de Compósitos Termoestruturais de Carbono Reforçado com Fibras de Carbono". V Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Belo Horizonte.

Poodts, E., Minak, G., Dolcini, E., Donati, L., 2013. "FE analysis and production experience of a sandwich structure component manufactured by means of vacuum assisted resin infusion process". Composites Part B, Vol. 53, pp. 179 – 186.

Ribeiro, G.G., Souza, J.A., Rocha, L.A.O., Amico, S.C. 2007. "Utilização do aplicativo Fluent na modelagem numérica do processo RTM". IV Congresso Brasileiro de Carbono, Gramado/Rs. pp. 557-560.

Yenilmez, B., E.M, Sozer., 2009. "Compaction of e-glass fabric preforms in the Vacuum Infusion Process, A: Characterization experiments". Composites Part Apliccation Science and Manufacturing, Vol. 40, pp.499-510.

Wang, P., Drapier, S., Molimard, J., Vautrin, A., Minni, J., 2012. "Numerical and experimental analyses of resin infusion manufacturing processes of composite materials". Journal of Composite Materials, Vol. 46, pp.1617-1631.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING
Rio Grande, November 23^{rd} to 25^{th}, 2016

ANALYSIS OF SHIP BEHAVIOR UNDER INFLUENCE OF WAVES AND CURRENTS

Amanda Armudi[1], Wiliam Correa Marques[2], Phelype Haron Oleinik[3]

[1]Federal University of Rio Grande
Institute of Oceanography
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
e-mail: amandaarmudi@gmail.com
[2] Federal University of Rio Grande
Institute of Mathematics, Statistics and Physics
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
[3] Federal University of Rio Grande
Graduate Program in Civil, Coastal and Harbour Engineering
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil

ABSTRACT

The most important environmental factors related to safety of ship and performance on high sea are surface winds and waves. In order to obtain an optimal trajectory of a ship route, it is a prerequisite to know the sea state condition, as well as, the behavior of the ship in waves and currents. The purpose of this study is to analyze the ship behavior under the influence of 3 different sea state conditions (Day 4, 33 and 100) over the Southern Brazilian inner shelf near the Rio Grande coastal region. SHIPMOVE and TOMAWAC + TELEMAC3D system were used to simulate the ship motion under three different wave scenarios. The results of the Day 4 showed the shortest traveled distance and lowest velocity. The sea state of Day 33 deflected the initial vessel path northeasterly and generated high rotational motions. Day 100 depicted the longest final displacement and highest average velocity, where this event showed the most smooth sea state condition. Lastly, the ship behavior seems to be strongly influenced by the sea state condition for the three events.

1. INTRODUCTION

The evolution of shipbuilding has resulted in the development of new operating configurations for high speed ships (Sclavounos, 1984). The new operating configurations occurred due to the following reasons: ocean articulated convoys, phase approach of the side discharge for tankers, and supplying fuel to military vessels. These new operating conditions produce hydrodynamic interference on vessel dynamics due to radiated and diffracted waves between vessels. Therefore, it is necessary to develop numerical tools that include the effects of hydrodynamic interference on ship dynamics in order to assess the operational limits of these structures.

Over the years, many theories have been developed for vessel dynamics based on studies of ship movement under the influence of waves. The first study was conducted by Froude (1861). In his study of ship movements, Froude assumed that the large angles of movement were the result of a successive set of waves rather than a single wave. This author did not investigate perturbations produced by the ship on the surrounding flow.

The consideration of the flow disturbance caused by the presence of a vessel, with constant forward speed in calm waters, was developed and the advancement appeared to solve the problem of the resistance of incident waves. The first work in that direction has been attributed to Michell (1898), who was responsible for developing the Thin Ship Theory. This author assumed that the vessel draught was small compared with its length.

This consideration allowed a simplification of the problem using free surface boundary conditions and the formation of resistance due to the waves. In Michell's work, the body boundary condition was imposed only along the diametrical line of the ship. Although the numerical results obtained using the Thin Ship Theory differ significantly from experimental results, Michell's contribution was important because his theory served as a model for the simplification and solution of several problems within mathematical formulation of ship dynamics.

Haskind (1953) studied the sinking movements and pitching of vessels in waves, using Green's theorem to calculate the potential velocity associated with oscillatory movements. Haskind was the first to propose the separation of the non-permanent potential velocity into radiation contributions, diffraction and incidence of waves. However, some fundamental problems inherent in the Thin Ship Theory limited the applicability of the method. These problems include: the fact that real ships are not thin but are slender, containing draughts of the same order of magnitude as the breadth but not the length.

Michell's theory was then improved by Newman and Sclavounos (1980) and Sclavounos (1984). The unique theory of thin ships considers only the slimness of the vessel, their development placed a greater emphasis on the relationship between vessel breadth and length. By allowing a determination of ship dynamics at high and low frequencies, their theory overcame the drawbacks of the conventional thin body theory incorporating terms to account for the three dimensionality of ships.

Band's Method is also used to determine the behavior of ships under the influence of waves (Moreno (2010)). The method is based on a two dimensional solution of the problem, which splits the ship into several slices (or bands) over which the hydrodynamic forces are evaluated and then integrated along the length of the ship. Thus, the dimensional problem is reduced to a succession of two dimensional problems associated with the cross sections along the length of the ship.

According to Fonseca (2004), the amplitude of the transfer functions used to define the effect that the sea state generates on the sinking movement of the ship, in the case of forward speeds, are overestimated compared with experimental results. The sea keeping performances of two model ships in regular waves was studied by Cha and Wan (2015) using their house solver model. Ship motions were accurately predicted in order to study the sea keeping performances. A comparison of the influence of different hull forms were chosen as the main task and, in this study, the heave and pitch were simulated and green water was found during the ship motion.

An application of wave model for weather routing of ships in the North Indian Ocean was developed by Padhy et al. (2008). Weather routing of ships was used to establish the shortest time route or the most economical route from a departure to arrival point by applying available information of the weather condition winds, waves and currents. Information on ship speed loss due to these effects is precomputed using sea keeping computing tools, which are then suitably employed in the optimum ship routing algorithm. The results showed that chosen algorithm is capable of finding the optimal route between a given source and destination nodes reasonably well.

In accordance with Chen et al. (2013), it is poossible to achieve an optimum ship route by a numerical simulation with wind, waves and tidal currents informations.Chen et al. (2013) developed an study about numerical ship navigation based on weather and ocean simulation. Numerical simulations of tidal currents, waves, and wind were applied to provide high-resolution information, which was then used to simulate ship navigation. The objective of their paper was to study how ship navigation is affected by the combined effects of sea states, such as waves, tidal currents, and wind. Simulations of two representative typhoons were conducted, and the results were compared.

The most important environmental factors related to safety of ship and performance on high sea are surface winds and waves. In order to obtain an optimal trajectory of a ship route it is a prerequisite to know the sea state condition, as well as, the behavior of the ship in waves (Padhy et al., 2008). An optimum ship trajectory can be related with a safe and economic ship route, which is important to the Navy and other shipping organizations (Chen, 1978).

In this sense, the purpose of this study is to analyze the ship behavior under the influence of three distinct sea state conditions using the numerical model SHIPMOVE coupled to the wind driven waves and to the three-dimensional hydrodynamic (TOMAWAC + TELEMAC3D) system.

2. METHODOLOGY

The three numerical models used to simulate the vessel under the influence of sea state conditions are described by the follows sections.

2.1 TELEMAC3D + TOMAWAC SYSTEM

The hydrodynamic processes were studied using the three-dimensional finite-element open-source TELEMAC3D model (http://www.opentelemac.org) to evaluate circulation patterns along the SBS. This model solves the Navier-Stokes equations considering the local variation of the free surface, ignoring the density variation in the mass conservation equation and considering the Boussinesq approximation to solve the momentum equations (Hervouet, 2007).

The finite element technique has been used to spatially discretize the hydrodynamic equations using sigma levels for the vertical discretization. The Multidimensional Upwind Residual Distribution (MURD) method is applied for the advection of three-dimensional variables. On the other hand, the boundary conditions in TELEMAC3D are applied according with the advective and diffusive methods used. The advection of velocities and the diffusion of velocities and tracers are solved using characteristic methods.

According to Hervouet (2007), TELEMAC3D uses this method and prescribes the boundary conditions using a radiative condition. The advection of tracers was solved using the distributive method MURD but, in accordance with Hervouet (2007), this method ensures conservation and monotonicity. In this way, the prescription of tracers at the boundaries is applied using imposition by the Dirichlet boundary condition. Moreover, for a detailed mathematical description of the TELEMCA3D model, see Hervouet (2007).

The influence of the wind driven waves was included through the use of the sea state properties simulated by the TOMAWAC (TELEMAC-Based Operational Model Addressing Wave Action Computation), which is part of the modeling system TELEMAC (`www.opentelemac.org`). TOMAWAC is used to simulate the changes over the time and considering a spatial domain for intra continental seas and coastal zones, using the finite elements formalism for discretization of the sea domain.

TOMAWAC is a third generation wave model that computes the sea state by solving the equation of action density conservation for the wave directional spectrum. It represents a general situation of waves propagating in a non-homogeneous and unsteady environment. In this way, the wave action density is preserved within the source and sink terms (TOMAWAC, 2011).

This model is a third generation wave model that computes the sea state by solving the equation of conservation of action density for the wave directional spectrum. It represents a general situation of waves propagating in a non-homogeneous and unsteady environment. In this way, the wave action density is preserved within the source and sink terms (TOMAWAC, 2011).

The TOMAWAC and TELEMAC3D model are directly coupled into the TELEMAC3D code. The hydrodynamic properties of the TELEMAC3D model are evaluated with a time-loop structure. Therefore, the sea state properties provided by the TOMAWAC model must be evaluated in the same structure simultaneously using a feedback coupling structure.

2.2 SHIPMOVE

The SHIPMOVE (SHIP MOVEMENT MODEL - BR512014001163-1) model has been developed at the Universidade Federal do Rio Grande (FURG) to describe ship movement over time domain using variational theory and Lagrangian mechanics. The model considers the effect of waves and the water density field on the behavior of the vessel. It also accounts for inertial forces, damping and additional masses.

The ship can move in three directions considering six degrees of freedom. The translation of the x-axis, y-axis and z-axis are the surge, sway and heave movements, respectively. On the other hand, the rotational movements are yaw (α), pitch (β) and roll (γ) (Lewis, 1989).

The vessel position is described by Eq. 1, where X represents the translation, $R(\alpha, \beta, \gamma)$ is the rotation, and $C(t)$ is a polynomial function used to interpolate and parameterize the vessel contour.

$$X' = X + R(\alpha, \beta, \gamma)[C\,(t) - X] \tag{1}$$

In the Lagrangian mechanics formulation, each mechanical system is characterized by a defined functional that depends on a generalized coordinate system q, its time derivative $\dot{q}$ and time t. This functional is called Lagrangian L of the system and is represented by $L(q, \dot{q}, t)$. The Lagrangian can be written as Eq. 2, where T is the kinetic energy, and U is the potential energy of the dynamic system. The first term (on the left of the Eq. 2) consists of the effects from the conservative forces.

$$L\,(q, \dot{q}, t) = T - U \tag{2}$$

From the principle of minimum action, a system of ordinary differential equations known as Euler-Lagrange equations can be obtained. A system with n degrees of freedom over a generalized coordinate system (q_1,q_2,...,q_n) can be

written in a non-conservative form as (Eq. 3):

$$\sum_{i}^{n} F_i^{ext} = \frac{d}{dt}\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial L}{\partial q_i} \tag{3}$$

where F_i^{ext} are the external forces applied to the system. The Lagrangian of the system was first derived according to its generalized coordinates (x, y, z) and temporal variations ($\dot{x}$, $\dot{y}$, $\dot{z}$). After the derivation, an algebraic procedure was used to organize and obtain a system of ordinary differential equations. The system of ordinary differential equations that represents the dynamics of the vessel with six degrees of freedom (x, y, z, α, β, γ) is (Eq. 4):

$$(I + M_A)\ddot{\sigma} + B\dot{\sigma} + F_c(\alpha, \dot{\alpha}) = T_m + F_e \tag{4}$$

where I represents the inertia matrix, M_A is the additional mass matrix, σ represents the six degrees of freedom (x, y, z, α, β, γ), B represents the potential damping matrix, and F_C represents the centrifugal efforts of the system. The external forces are represented by F_e, and the thrust of engine is represented by the T_m matrix.

The additional mass is the mass of fluid that moves due to the movement of the vessel. Hydrodynamic forces around a floating body are present when the body moves or rotates according to the degrees of freedom of the dynamic system. To estimate the additional mass, we assumed that the vessel is a partially submerged ellipsoid, the fluid is ideal and the forces are of a viscous nature (Korotkin, 2009).

The thrust applied was calculated based on the engine's horse power and proppeler physical characteristics Artyszuk (2003). It was directly related with the resistance force from the vessel's displacement on the fluid at a controlled speed. The ship was initially at rest, then it assumed a respective constant thrust imposed by the ship engine ($10^7 N$). The engine torque was represented in the mathematical model as a thrust resulted from the ship engine.

The coupling of the numerical system is performed using a feedback structure. TELEMAC3D provides to SHIPMOVE the current velocities (u and v components), salinity, temperature ($^\circ C$) and density ($kg.m^{-3}$) and TOMAWAC provides the significant wave heights and orbital velocities of wind waves. All these data are included into the external forces through the Morison equation.

2.3 External Forces

The external forces on the ship movement is a result of wave forces, currents and ocean water density field. In order to demonstrate more realistically the ship's dynamic pattern, the effect of the fluid surrounding the vessel was added, which can be represented by the Morison equation. The Morison equation is often used to describe the effect of horizontal hydrodynamic forces generated by progressive waves on slim bodies. This equation can be decomposed into the sum of the drag and inertial forces (Avila and Adamowski, 2011).

In this study, a variation of the Morison equation (Eq. 5) was used in which the fluid acts on an elliptical geometric structure. The equation can be decomposed into three terms. The first term represents the drag force between the ship and the water. The second term represents the acceleration and deceleration of the ship, which generates a pressure gradient (this term is known as the Froude-Krylov force). The third term refers to the inertial forces, which depend on the relative acceleration between the vessel and the water (Fish et al., 1980).

$$F_{ext} = \frac{1}{2}\rho C_D D|v_n - u_n|(v_n - u_n) - \rho A\dot{u}_n h(C_M - 1) + \rho A\dot{v}_n C_M \tag{5}$$

where, ρ is the density of the fluid, C_D is the drag coefficient, C_M is the inertia coefficient, D is the transversal dimension of the body, v_n and $\dot{v}_n$ are the velocity and acceleration of the fluid, respectively, and u_n and $\dot{u}_n$ are the velocity and acceleration of the vessel, respectively. The density of the fluid is calculated by the TELEMAC3D model.

2.4 Drag forces

When an object moves in a fluid medium, there is an interaction between the body and the fluid. In turn, the object experiences a drag caused by the shear forces and pressure differences on the hull surface. Drag is a form of energy loss that acts in the opposite direction to the movement of the body. In this case, part of the ship kinetic energy is converted into thermal energy and noise.

In this study, two different contributions for the drag forces were included. In the first case (Eq. 6), the drag is due to friction, which is the part of the drag caused by the shear tension on the hull. This drag force depends on the distribution of the tension and the form of the object. In this model, the form was approximated as a horizontally positioned and partially sunken cylinder.

$$D_A = \frac{1}{2}U^2 A C_A \tag{6}$$

where U is the ship velocity, A is the area perpendicular to the displacement, and C_A is the drag coefficient defined from the aerodynamics. According to Brown (1993), the coefficient of a semi cylinder positioned horizontally is approximately 0.85.

The second contribution comes from the fact that an object loses energy by generating waves when it moves in a fluid medium. This loss of ship energy is expressed as a drag. Thus, this contribution has a greater dependence on the velocity. The wave drag produces a smaller effect on the object dynamics than the friction contribution, as shown in Eq. 7.

$$D_O = \frac{1}{2} V^2 L^2 C_O \tag{7}$$

where V is the wave velocity, L is the length of the vessel, and C_O is the wave drag coefficient, which is affected by the Froude number (Young, 1994). Models of ship hydrostatic motion presented by Ueng (2013) were used to analyze the ship stability.

Based on the stability theory of ships and a consideration of the external forces (as the water wave influence), the damping coefficients and their contributions to the oscillation of the ship were analyzed. It was found that smaller damping coefficients resulted in longer and larger oscillations. Analogously, larger damping coefficients yielded shorter and smaller oscillations.

2.5 Initial and Boundary Conditions

The initial and boundary conditions are essential to the initialization of the numerical model. These define which vessel is going to be used in the simulation (physical characteristics of the ship) and in which environmental conditions the ship is inserted (water temperature, salinity, water density, significant wave height, velocity and acceleration of the waves).

The physical characteristics of the simulated ship are shown in Table 1 (`https://www.vesselfinder.com/vessels/AMELAND-IMO-9434761-MMSI-305342000`). The ship started from the same Longitude ($-51.9433°$) and Latitude ($-32.2753°$) for the three simulations.

Table 1: Principal physical properties of the simulated ship (full scale).

Length	112 m
Width	17 m
Draught	5.7 m
Gross Tonage	5399 ton

Three wave events were chosen considering the highest significant height from an annual wind-driven waves simulation starting on January 1st, 2013. The first simulated event started on January 4th (Day 4), the second on February 2nd (Day 33) and the third on April 10th (Day 100). The intensity (m/s) and direction (deg) were analyzed considering a sum of wave and current parameters. The intensity (m/s), direction (deg) and significant wave height (m) values were depicted in Fig.1 for the three events.

Among three events, the Day 4 showed high values of wave velocities during the entire simulation, and Day 33 displayed the highest velocity data. The maximum and minimum velocities (m/s) were 6.23 and 4.87 (Day 4), 6.46 and 2.00 (Day 33), 3.60 and 2.14 (Day 100).

Day 33 presented the highest variation on wave direction (deg) range among the three events. It depicted a minimum value of 289.68° and maximum of 303.50°. The other two events did not display big variations. The maximum and minimum significant heights (m) were 2.61 and 2.05 (Day 4), 2.88 and 0.88 (Day 33), 1.90 and 1.20 (Day 100).

In order to evaluate the hydrodynamics of the SBS, the oceanographic parameters from HYCOM (HYbrid Coordinate Ocean Model, `http://hycom.org`) were used in this work as TELEMAC3D boundary conditions. These data set present moderate temporal and spatial resolution, they also have been used worldwide. Figure 2 showed the boundary conditions implemented in TELEMAC3D. The yellow line indicates the position were the boundary conditions are imposed on TELEMAC3D using: temperature, salinity, oceanic currents and astronomical tides and on TOMAWAC using: significant wave height (H_s), peak period (T_s) and average direction at the peak period (D_p). The pink arrow represents that: air pressure and temperature, besides wind velocity are imposed over the entire domain as superficial boundary condition.

The five major components of the astronomical tides (K1, M2, N2, O1 and S2) were extracted from the TPXO - Global Inverse Solution (`http://volkov.oce.orst.edu/tides/global.html`) and also interpolated to the boundary nodes of the numerical domain. The superficial boundary was forced by winds from NOAA, from the NCEP/NCAR

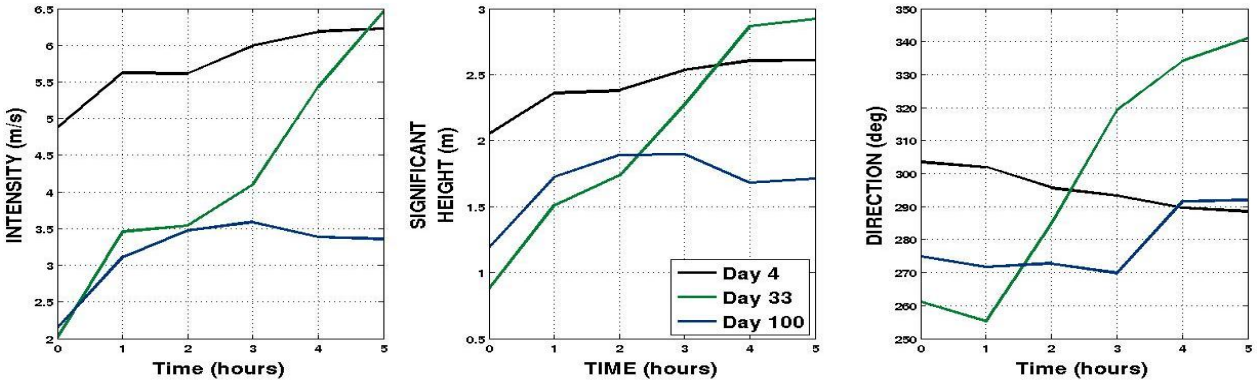


Figure 1: Wave dataset over 5 hours. *(a)* wave and current velocity (m/s), *(b)* direction (deg) and *(c)* significant height (m) for Day 4 (black), Day 33 (green) and Day 100 (blue).

Reanalysis Project (`www.esrl.noaa.gov/psd/data/gridded/data.ncep.reanalysis.html`) with temporal resolution of 6 hr.

In addition, TOMAWAC was forced at the oceanic boundaries by the imposition of significant wave height, peak period and peak direction, obtained from the database generated by the wave forecasting model WAVEWATCHIII (`ftp://polar.ncep.noaa.gov/history/waves`) with temporal resolution of 3 hr. The superficial boundary of TOMAWAC model was also forced using the dataset of winds from the NCEP/NCAR Reanalysis Project.

The vessel was simulated at the Southern Brazilian Shelf (SBS) that is located between $28°S$ and $35°S$. It is continentally bounded by Rio Grande do Sul state and has a slightly rugged shoreline that is oriented Northeast-Southwest. The southwest Atlantic ocean is one of the most dynamic regions of the global ocean (Matano et al., 2010). The coastal circulation of the SBS is dominated by northeast (NE) and southwest (SW) winds (Marques et al., 2010) and astronomical tides are less important. The spatial domain is represented by an unstructured mesh (Fig.2) composed of 205617 nodes with varying relative distance between them from $8\ km$ near the oceanic boundary to $1\ km$ on the coastline. Elements with $100\ m$ edge are used on the coastal region.

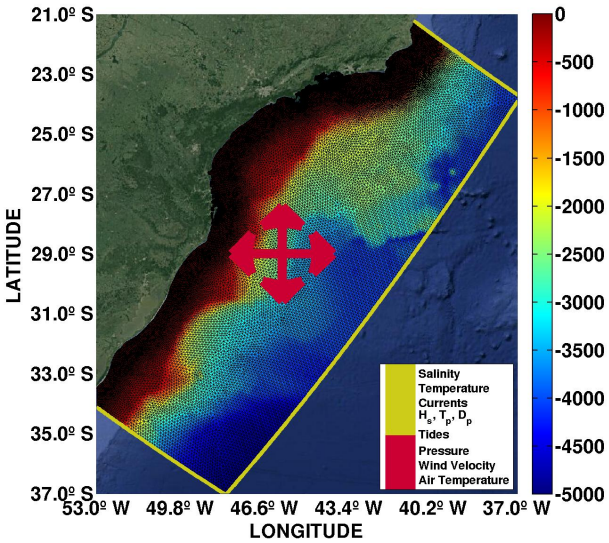


Figure 2: The South-Southeastern Brazilian Shelf and the unstructured mesh used for the spatial domain. The yellow line and the red cross indicate the position and the boundary conditions used in the TELEMAC3D and TOMAWAC models. Color bar represents the bathymetry in meters.

3. Results and Discussion

The three simulations (Day 4, Day 33 and Day 100) were performed over 5 hours, aiming to analyze the ship behavior under wave and current actions. The angular motions (roll, pitch and yaw) for the three events were displayed

in Fig. 3.

Within approximately 1 hr, the angular movements depicted significant disparities. Day 4 did not show a significant range of angular motion. The roll motion showed bigger values around the fifth hour of simulation, which reached an absolute angle of $16.2°$. The pitch and yaw depicted small variations during the simulation of the Day 4. During the first hour of simulation, they had a maximum absolute angle of $7.5°$ and $16.3°$, respectively. The highest velocity and significant height values for Day 4 were also obtained at the end of the simulation (Fig.1). The variations on roll and yaw can be related to the influence of strong and low variable wave conditions during this event.

The second simulation (Day 33) displayed the highest roll, pitch and yaw variations among three events. Starting from 2 hr of simulation, the Day 33 presented three significant peaks: $32.52°$ (roll), $14.72°$ (pitch) and $30.20°$ (yaw). For the same event high values of velocity, significant height and direction were displayed between the third and forth hour (Fig.1). So, it seems, at this time, the wave forces and large changes on wave direction were affecting the ship behavior, generating big angular motion variations.

The Day 100 depicted low variations during the simulation. The maximum absolute angles displayed were: $6.2°$ (roll), $6.7°$ (pitch) and $5.7°$ (yaw). These small angular motion variations were result of low values of wave velocity and significant height. The wave direction also did not show significant variation that could influence significantly the angular movements of the vessel.

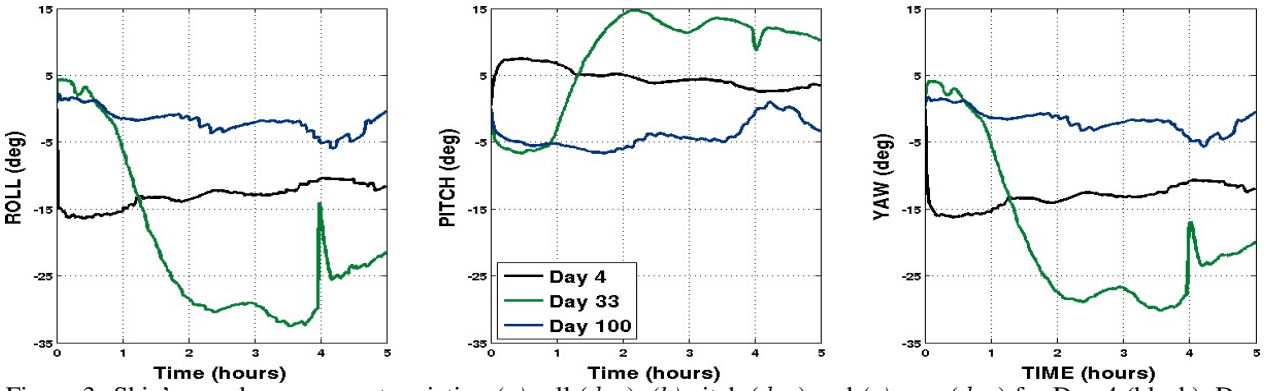


Figure 3: Ship's angular movement variation *(a)* roll (deg), *(b)* pitch (deg) and *(c)* yaw (deg) for Day 4 (black), Day 33 (green) and Day 100 (blue).

Figure 4 displayed the second and fifth hour of ship displacement for the three simulations (Day 4, Day 33 and Day 100). The wave direction (deg) and significant height (m) is shown in the same figure, being possible to identify how wave forces influence the ship behavior. The first simulation (Day 4) displayed high values of significant height and northwest wave direction during the whole simulation. This scenario provided a short ship displacement that is related with high wave forces acting constantly (Fig.4a Fig.4b).

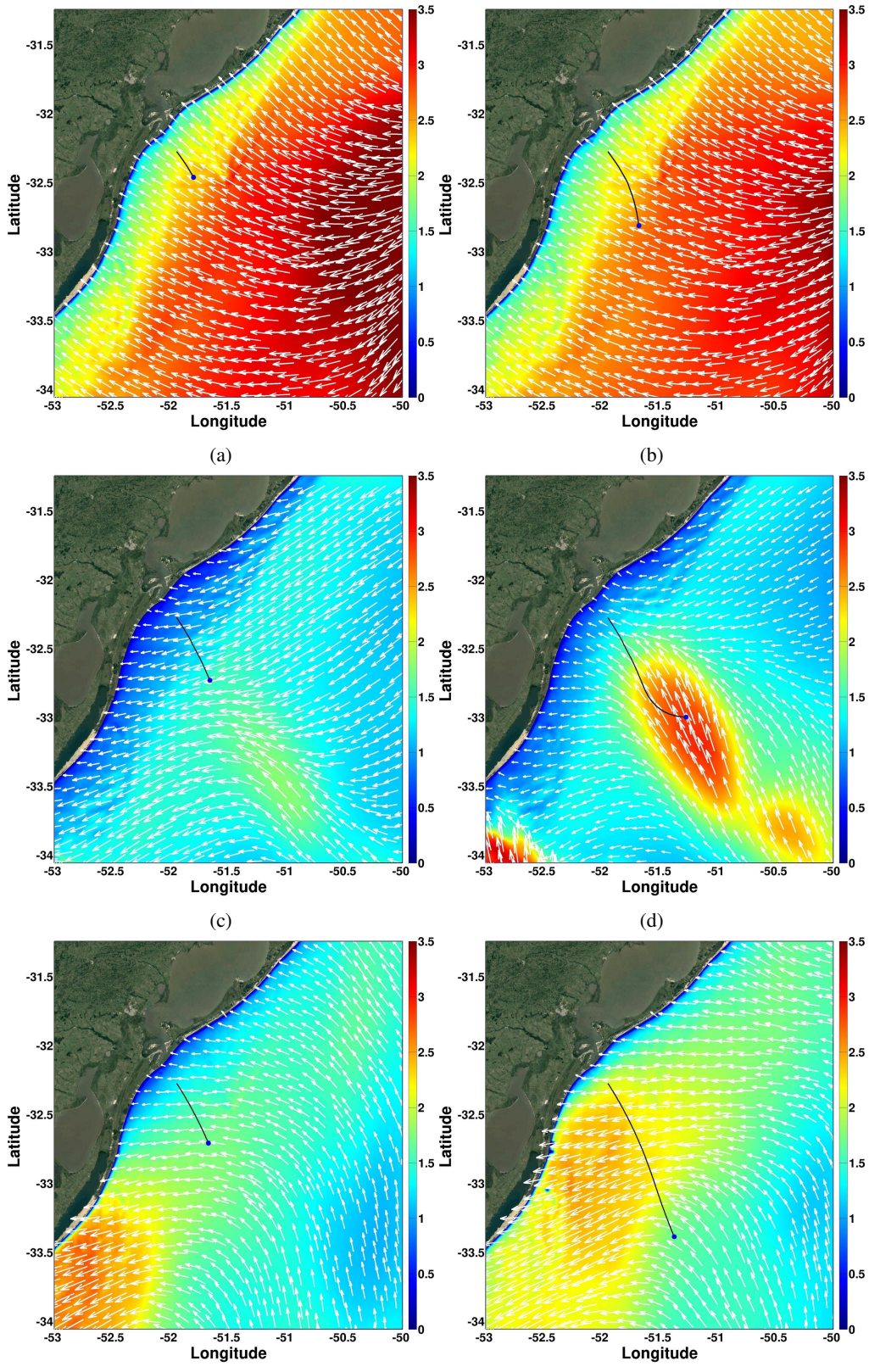
The significant height in the second simulation displayed lower values (4c). Within the second hour, the vessel was able to defeat the wave forces. In the fifth hour the wave direction and significant height changed, reaching a maximum height value of $2.86m$. Then, this new wave scenario affected the initial ship path, generating a deflection on its trajectory (Fig. 4d) and high rotational motion presented above.

On the other hand, the third simulation showed calm wave conditions. Figure 4e and 4f showed a slight changed in the initial vessel trajectory that can be related with incident waves moving it southwesterly. In order to compare the ship behavior for the three simulations, the Fig.4 displayed the vessel displacement over 5 hours of simulation.

Day 4 showed high values of wave velocity and significant wave height during the 5 hours of simulation (Fig.1). The wave scenario for Day 4 prompted to the shortest displacement among three events. By the end of Day 33, the vessel displacement was deflected. It can be related with the highest values of velocity and significant wave height that were displayed in the Fig. 1. Day 100 depicted the longest and more linear displacement among the simulations. The wave forces were not sufficiently high to promote a significant deflection on the ship trajectory.

Bennett et al. (2013) developed a study about the influence of forward speed on ship motions in abnormal waves. These authors presented the results of an experimental investigation into the influence of abnormal waves on a vessel traveling with forward speed in irregular seas. This study used a Leander class frigate vessel, with length of $113.40m$, width of $12.36m$ and draught of $4.36m$. These results presented a maximum pitch motions (experimental results) at 18 knots in random seas, with significant heights of $3.33m$ and $4.36m$ ($9.25m/s$) were $8.62°$ and $10.50°$, respectively. For the same ship velocity and significant wave height, the 2D linear strip theory (LST) displayed pitch motions of $6.34°$ and $8.31°$ and the 3D partly nonlinear sea keeping depicted (PNL) $6.57°$ and $8.61°$.

In the present study, each vessel showed a different average velocity 6 knots (Day 4), 11.5 knots (Day 33) and 12.8



(a) (b) (c) (d) (e) (f)

Figure 4: Ship displacement (black line), wave significant height (colors) and wave direction (white vectors) for the *(a)* second and *(b)* fifth hour of Day 4, *(c)* second and *(d)* fifth hour of Day 33 and *(e)* second and *(f)* fifth hour of Day 100.

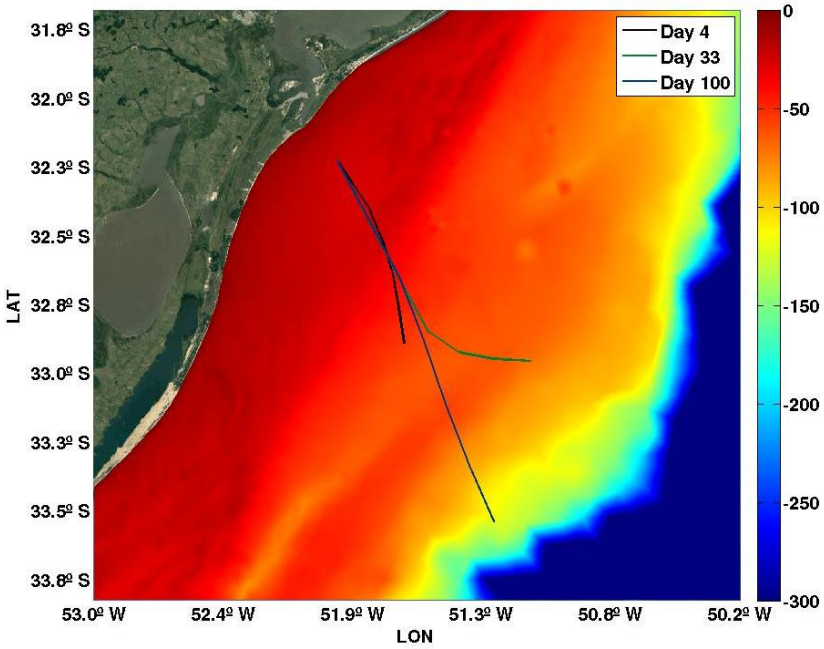


Figure 5: Ship displacement for three simulations (Day 4, Day 33 and Day 100) during 5 hours of simulation.

knots (Day 100) considering the displacement after 5 hr of simulation. The significant wave height fluctuated between $0.87m$ and $3m$. For this scenario, the maximum pitch motions were $7.5°$ (Day 4), $14.72°$ (Day 33) and $6.7°$ (Day 100). Even though the ship velocity for Bennett et al. (2013) analysis is greater, the pitch angles depicted similar results for the LST, PNL and the present study.

Chen et al. (2013) found an effectively estimation of ship position by comparing the results from the two typhoons cases. These authors used a ship with length of$175m$, width of $25.40m$ and draught of $9.50m$ and the numerical simulation of waves was carried out using the SWAN model. The maximum calculated significant wave height was $4m$ and $1.4m$ for number 1 and 2 typhoon, respectively.

According to Chen et al. (2013), the strong south winds of number 1 typhoon had an effective influence on moving the ship northward, while the ship tended to move southward in the number 2 typhoon. In the cases of navigating in inclined following waves, the ship had a tendency to move a longer than the normal distance. However, when the vessel moved in a headwind, it could make the real distance shorter. Additionally, when ship movement is influenced by lateral wave, the lateral displacements are relatively large.

Similar results were found in the present study. It showed how the intensity and direction of current and wave forces affected the ship displacement. The Figure 4b displayed the shortest travel distance and Figure 4d depicted lateral deflections on the initial vessel path. Both scenarios can be related with high intensity values, and a big range in the wave and current direction. In other words, the ship was not able to defeat the wave and current forces.

4. Conclusion

This paper brings a solution for the problem of determining ship route under different sea conditions. It combines the solutions obtained with the SHIPMOVE (for ship route calculations), TOMAWAC and TELEMAC3D softwares (for sea conditions simulation). In order to observe the ships behavior the SHIPMOVE and TOMAWAC + TELEMAC3D system were simulated under three different wave scenarios (Day 4, Day 33 and Day 100). The three ships started from the same Longitude ($-51.9433°$) and Latitude ($-32.2753°$) positions considering the same thrust. However, they did not show the same path and travel distance, once the sea state and the wave field scenarios were collected at different days for each simulation.

The wave velocity and significant wave height displayed high values during the entire simulation for Day 4. This wave field promoted the shortest ship displacement among three events. Day 33 depicted the highest significant height and the most significant range in wave direction at the ending of simulation, which was promoted by a localized sea state perturbation. This sea state condition deflected the initial vessel path northeasterly and generated high rotational motions. Day 100 reproduced the calmest wave field which was not able to prompt significant influence on ship behavior.

The travel distance for each event was $56km$ (Day 4), $106.17km$ (Day 33) and $118.26km$ (Day 100). The average

velocity for each vessel was 6 knots (Day 4), 11.5 knots (Day 33) and 12.8 knots (Day 100). As expected, Day 4 showed the shortest traveled distance and lowest velocity. Day 4 results were related to the fact that the vessel engine was not able to defeat the wave field properly. Day 100 depicted the longest final displacement and highest average velocity, where this event showed the most smooth sea state condition. Lastly, the ship behavior seems to be strongly influenced by the sea state condition.

5. REFERENCES

Artyszuk, J., 2003. "Wake fraction and thrust deduction during ship astern manoeuvres". Marine Technology, Vol 68, pp. 11.

Avila, J.P.J. and Adamowski, J.C., 2011. "Experimental evaluation of the hydrodynamic coefficients of a ROV through Morison's equation". Ocean Engineering, Vol 38, nº 17-18, pp. 2162–2170.

Bennett, S.S., Hudson, D.A. and Temarel, P., 2013. "The influence of forward speed on ship motions in abnormal waves: Experimental measurements and numerical predictions". Journal of Fluids and Structures, Vol 39, pp. 154–172.

Brown, D.K., 1993. "Naval Architecture". Naval Engineers Journal, Vol 105, nº 1, pp. 42–50.

Cha, R. and Wan, D., 2015. "Numerical investigation of motion response of two model ships in regular waves". Procedia Engineering, Vol 116, nº 1, pp. 20–31.

Chen, C., Shiotani, S. and Sasa, K., 2013. "Numerical ship navigation based on weather and ocean simulation". Ocean Engineering, Vol 69, pp. 44–53.

Chen, H.H.T., 1978. A dynamic program for minimum cost ship routing under uncertainty. PhD. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.

Fish, P., Dean, R. and Heaf, N., 1980. "Fluid-structure interaction in Morison's equation for the design of offshore structures". Engineering Structures, Vol 2, nº 1, pp. 15–26.

Fonseca, N., 2004. Comportamento do navio no mar - Análise Avançada da Dinâmica do Navio. PhD. Thesis, Universidade de Lisboa.

Froude, W., 1861. "On the rolling of ships". Transactions of the Institution of Naval Architects, Vol Second, pp. 180–227.

Haskind, M.D., 1953. "The hydrodynamic theory of ship oscillations in rolling and pitching". Society Naval Architects Marine Engineers, Vol 10.

Hervouet, J.M., 2007. Hydrodynamics of Free Surface Flows: Modelling with the Finite Element Method. John Wiley & Sons, 2007.

Korotkin, A.I., 2009. Added Masses of Ship Structures, Vol 88 of Fluid Mechanics and Its Applications. Springer Netherlands, Dordrecht, 2009.

Lewis, E.V., 1989. Society of Naval Architects and Marine Engineers (SNAME), 1989.

Marques, W.C., Fernandes, E.H.L. and Moller, O.O., 2010. "Straining and advection contributions to the mixing process of the Patos Lagoon coastal plume, Brazil". Journal of Geophysical Research, Vol 115, nº C6, pp. C06019.

Matano, R.P., Palma, E.D. and Piola, A.R., 2010. "The influence of the Brazil and Malvinas Currents on the Southwestern Atlantic Shelf circulation". Ocean Science, Vol 6, nº 4, pp. 983–995.

Michell, J.H., 1898. "The Wave-Resistence of a Ship". Philosophical Magazine, Vol 45, pp. 106–123.

Moreno, C.A.S., 2010. Interferência hidrodinâmica no comportamento em ondas entre navios com velocidade de avano. PhD. Thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Newman, J.N. and Sclavounos, 1980. "The Unified Theory for Ship Motions". In "13th Symposium Naval Hydrodynamics", Tokyo, 1980.

Padhy, C.P., Sen, D. and Bhaskaran, P.K., 2008. "Application of wave model for weather routing of ships in the North Indian Ocean". Natural Hazards, Vol 44, nº 3, pp. 373–385.

Sclavounos, P.D., 1984. "The diffraction of free surface waves by a slender ship". Journal of Ship Research, Vol 28.

TOMAWAC, 2011. TOMAWAC Technical Report - software for sea state modelling on unstructured grids over oceans and coastal seas. Release. EDF R&D, 2011.

Ueng, S., 2013. "Physical Models for Simulating Ship Stability and Hydrostatic Motions". Journal of Marine Science and Technology, Vol 21, nº 6, pp. 674–685.

Young, I.R., 1994. Wind Generated Ocean Waves. Elsevier, 1994, 2 edition.

6. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING
Rio Grande, November 23nd to 25th , 2016

ESTIMATING SURFACE VELOCITIES IN THE CONTINENTAL SHELF USING THE MAXIMUM CROSS-CORRELATION METHOD

Juliana Costi[1], Eduardo de Paula Kirinus[2], Wiliam Correa Marques[1]

[1] Instituto de Matemática, Estatística e Física
Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brazil
[2] Programa de Pós Graduação em Oceanografia Química, Física e Geológica
Universidade Federal do Rio Grande
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brazil
e-mail: ju.costi@gmail.com

ABSTRACT

The present study investigates the viability of the use of the maximum cross-correlation method on ocean color imagery to estimate surface velocities on the Southern Brazilian and Uruguayan continental shelf. The method searches for maximum correlation areas in two sequential images, determining the displacement of oceanographic features within the time interval of the images acquisition. We use the NLW550 parameter of MODIS-Aqua imagery, once it is well correlated with the total suspended matter in the water and provides defined color features on the continental shelf waters. The estimated velocity fields showed a preferential direction northwards, with average intensities between 0.06 m/s and 0.11 m/s. The method showed potential for investigating the current velocity fields on the study area, tough the frequent cloud coverage and the diffusive processes limit the number of suitable image pairs.
Keywords: *Current velocity, continental shelf, MODIS, MCC*

1. INTRODUCTION

The continental shelf is a region where local and remote atmospheric and oceanic forces interact with the coastal geomorphology and continental freshwater inputs, resulting in a highly dynamic system. The understanding of this system is of relevance for many human activities, such as renewable energy generation, oil exploration, fisheries and disposal of dredged material.

The southwestern portion of the Atlantic Ocean (Figure 1) has a complex water masses structure. It includes the The Brazil-Malvinas confluence region, considered one of the most interesting oceanographic region in the world (Souza and Robinson, 2004). The general patterns of deep oceanic circulation in the adjacencies of the southern Brazilian coast is reasonably well understood and documented. Tough, the circulation over the wide continental shelf remains poorly studied and virtually unknown (Zavialov et al., 2002). The local dynamics is peculiar for the large inputs of continental, sub antarctic and tropical water masses and shows high seasonal variability of the termohaline characteristics (Souza and Robinson, 2004).

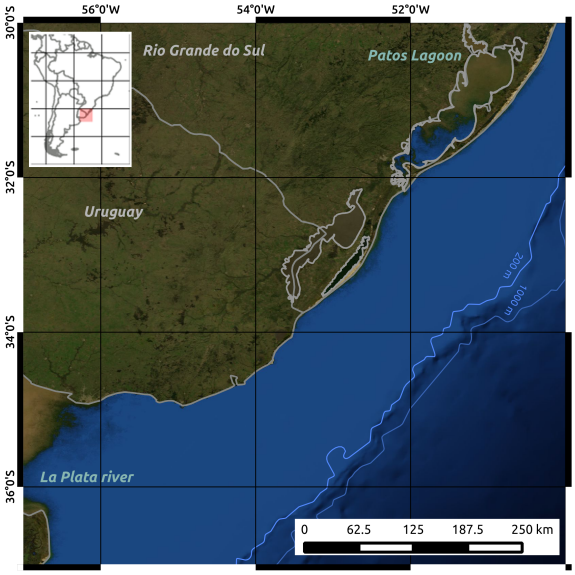


Figure 1. *Blue Marble* composition of the study area, showing the Southern Brazilian and Uruguayan continental shelves.

Zavialov et al (2002) performed the first direct measurements of current velocities on the Rio Grande do Sul continental shelf. They described the flow as essentially barotropic, despite the intense depth wise termohaline gradient. A slow northward flow was observed under high continental discharge conditions, independently of the wind direction. This behavior is attributed to the development of a thin and stable brackish water layer at the surface, isolating the water column from the wind stress. Their analysis showed that the velocities can be described as a sum of highly variable flows, related to the local wind, and a residual flow northwards masked by the local meteorologic forcing. It corroborated the study of Soares and Möller (2001), that described the residual flow as shore parallel, equatorwards, in agreement with the buoyancy current. Tough, measurements carried out by Costa and Möller (2011) during the spring and summer showed that the net flow is southward directed. Such discussions reflect the dynamic complexity of the study area and the need of systematic observations for its understanding.

In this context, the use of remote sensing data is of particular suitability given the good spatial and temporal coverage of the data acquired. The Maximum Cross Correlation (MCC) method has been adapted for the estimation of ocean currents and extensively applied on infrared imagery of deep waters, demonstrating good performances (Oliveira et al., 2005). Garcia and Robinson (1989) showed the efficiency of the method for the continental shelf waters using ocean color imagery acquired by the Coastal Zone Coastal Scanner. In this paper, we evaluate the suitability of the method for the region comprised between the La Plata river and Patos lagoon estuaries (30S to 37S, 50W to 57W), using Moderate Resolution Imaging Spectroradiometer (MODIS) imagery.

2. METHODOLOGY

2.1 The Maximum cross-correlation (MCC) method

The MCC method tracks oceanic features, determining its translational movement. The cross-correlation coefficient is a measurement of the linear relation between two independent variables, which in this case are two bi dimensional images (Gao and Lythe, 1995). The velocity of a feature is given by its relative displacement divided by the time interval between both images.

In each image two sub areas with the same center are defined; the search window (in the first image) and the template window (in the second image). The method searches within the template window for the area with the highest correlation coefficient with the search window. The distance between the center of the search window and the maximum cross-correlated region found in the template window is divided by the time interval between both images, giving a mean velocity vector.

The method requires that the images must be well georreferenced to minimize errors of the features displacement estimates. The maximum time interval between the images should not be longer than 24 hours to prevent errors caused by diffusive processes. The images must have a spatial resolution suitable to the local dynamics, in a way that the features displacement in 24 hours should be larger than the pixel resolution. In order to exclude randomly estimated vectors, it is possible to define a minimum correlation coefficient threshold.

2.2 MODIS imagery

We use the Normalized Water-Leaving Radiance at 550 nm (NLW550) parameter once it shows good correlation with sediments in suspension in the water's surface (Otero and Siegel, 2004). The study area receives continental inputs from the La Plata river and the Patos Lagoon estuary, both providing large contributions of suspended matter to the coastal zone. Hence, the tracking of color features formed by the variability of sediments in suspension and the local hydrodynamics is feasible in this region. The images were acquired in the processing level L2 - Local Area Coverage (LAC). L2 products are generated after applying the sensor calibration, the atmospheric correction and an algorithm with geophysical parameters on L1 processing level imagery. The geometric corrections were performed using the SeaWiffs Data Analysis System (SeaDAS) software using the Mercator projection.

2.3 Wind fields

We acquire wind data from the ERA-Interim reanalysis project, carried out by the European Centre of Medium-range Weather Forecast (ECMWF), and compare the wind fields with the estimated surface velocity fields. ERAI is the most recent reanalysis release from ECMRWF. It provides data from 1979 to the present in a finest spatial resolution of 0.125^o x 0.125^o. We acquire the u and v wind components at 10 m above the surface, within the geographical limits of 30S to 37S and 50W to 57W, for the days that we could obtain current velocity fields using the method proposed.

3. RESULTS AND DISCUSSION

We use daily MODIS sensor imagery acquired by the Aqua swatellite in 2006 and 2007 for evaluating the method's potential. We selected only pairs of images with less than 50% of cloud coverage in two sequential days, resulting in a series of 48 images (24 pairs). From these, it was possible to estimate surface velocity vectors in 6 pairs, using a minimum correlation threshold of 0.65. Such threshold is relatively low when compared to thresholds used in previous studies. Yet, we tested different values in the range between 0.5 and 1 and selected the one which visually resulted in the best balance between a) the number of vectors estimated and b) the number of spourious vectors estimated. Spourious vectors were removed using a spatial coherence filter, and the resulting vector field was interpolated to a 1000 m x 1000 m regular grid.

The cloud coverage and the diffusive processes are the main limitations for the method in this case. The cloud coverage is usually high in the region, and prevents the ocean surface to be detected by the sensor. The diffusive processes change the spatial patterns of the ocean surface features, restricting their detectability by the MCC. For each image, we used combinations of the size of the search and the template window and selected the combination that generated more vectors in each separate case. Despite the limited number of pairs that generated estimates, the estimates are generally in agreement with the wind field and the velocities' intensities are well within the values previously described in the literature for the region (Zavialov et al., 2002, Costa and Möller,2011).

The first image pair able to generate velocity estimates is represented in Figure 2. The mean velocity for the day is 0.06 m/s yet maximum values reached 0.13 m/s. The preferential direction of the v component is northward, in agreement with the wind field. The u component of both current and wind are also in agreement, with preferential direction westward. Such conditions are normally caused by the passage of frontal systems over the study area.

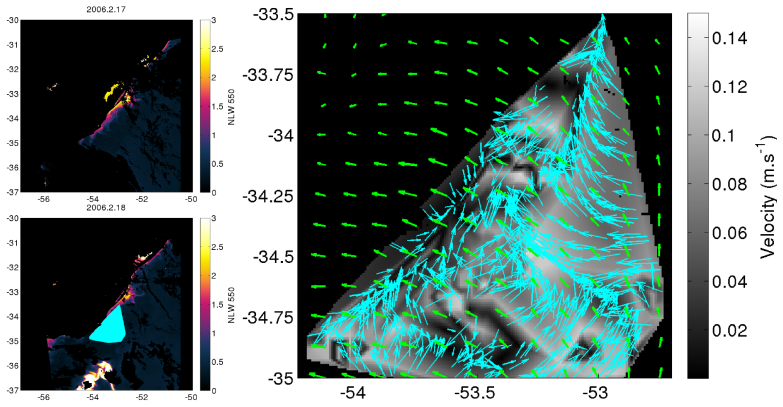


Figure 2. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 17 and 18 February 2016. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

In 13-14 March 2006 the few estimated vectors show again a preferential direction northwestward, accompanied by the wind (Figure 3). The velocity maximum reached 0.08 m/s with average of 0.06 m/s. The conditions are similar to the first pair, though less vectors were estimated. The color patterns of the water changed drastically from the first to the second day, which limits the efficiency of the MCC method.

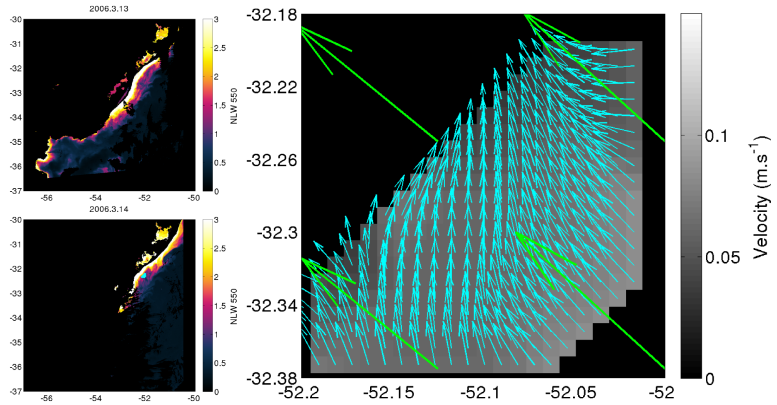


Figure 3. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 13 and 14 March 2006. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

The velocity field obtained from the 19-20 July 2006 pair covered a larger area, showing a preferential direction northeast (Figure 4). The average wind direction was northeast over the ocean surface, yet the average wind field is not reflecting the prevailing wind direction during the time interval between both images. Figure 5 represents the evolution of the wind field, showing that the prevailing wind was southwest. The average velocity was 0.11 m/s with maximum values reaching 0.24 m/s. According to Zavialov et al (2002), the maximum correlation between the alongshore components of the wind and the currents in this region occurs 18 hours after the change of the wind direction.

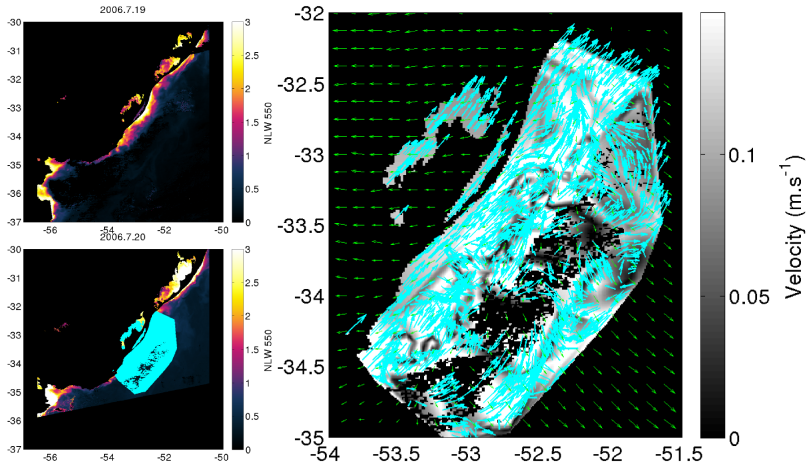


Figure 4. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 19 and 20 July 2006. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

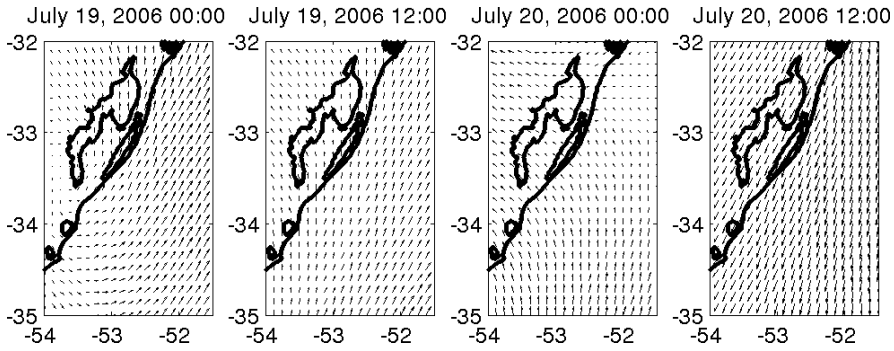


Figure 5. Evolution of the wind field from 19 to 20 July 2006.

The estimates from 28-29 June 2007 were restricted to a small portion of the study area, as the fast change in the color patterns again did not allow for a good method's performance (Figure 6). The average velocity of the homogeneous field

was 0.10 m/s, with maximum of 0.11 m/s. The current showed direction opposite to the average wind, though in this case the direction of the wind changed from south to east during the 24 hours between both images (Figure 7).

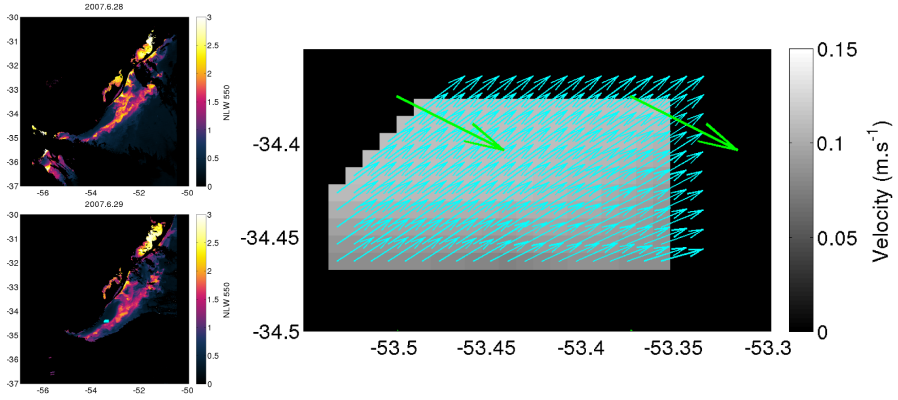


Figure 6. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 28 and 29 June 2007. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

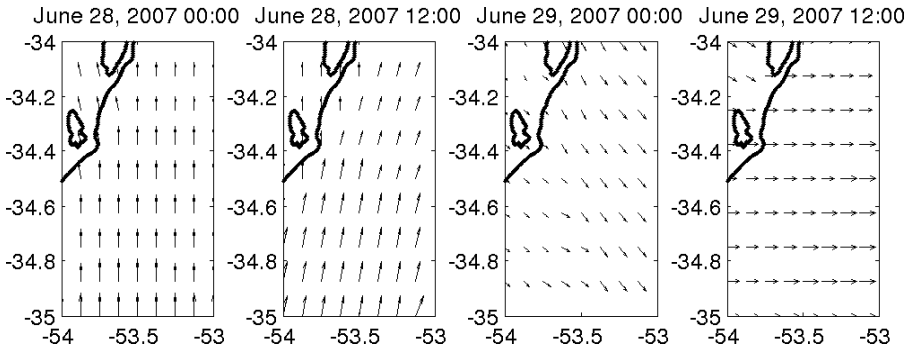


Figure 7. Evolution of the wind field from 19 to 20 July 2006.

On the 7-8 August 2007 pair, the analysis resulted in a complex vector field, without a single preferential direction of the flow (Figure 8). In the southern portion of the field the current direction is predominantly north, while in the northern portion the vectors are oriented southwards, creating a convergence zone with vectors oriented eastwards at approximately 34.5^{o}S. The mean and maximum velocity were 0.09 m/s and 0.23 m/s respectively.

The image pair acquired on 27-28 August 2007 also showed two preferential current directions(Figure 9). Similarly to the previous pair, in the northern portion of the field the current has a prevailing south direction, while in the southern part to the north. It creates a similar convergence at approximately 34^{o}S, suggesting that this may be a frequent feature in the region.

Most of the velocity fields obtained showed a preferential alongshore direction towards north. Although, the fields are in accordance with the wind direction, i.e., most of the images that produced velocity fields were acquired under the influence of winds from the southern quadrants. This is probably due to the typical clear sky conditions that succeed the passage of cold fronts.

The present method does not allow for a frequent monitoring of the study area. Tough, it can be combined with in situ measurements and provide useful information about the spatial distribution of the velocity field. Is is also suitable for the validation of hydrodynamic simulations. Considering the very limited knowledge about the dynamics of the region, the logistic difficulties for in situ data acquisition, the method can be considered to further investigations of the continental shelf dynamics. Despite that we selected two years for evaluating the method, it is important to note that MODIS-Aqua imagery is an open access dataset and provides daily imagery of the Earth's surface from 2002 to the present.

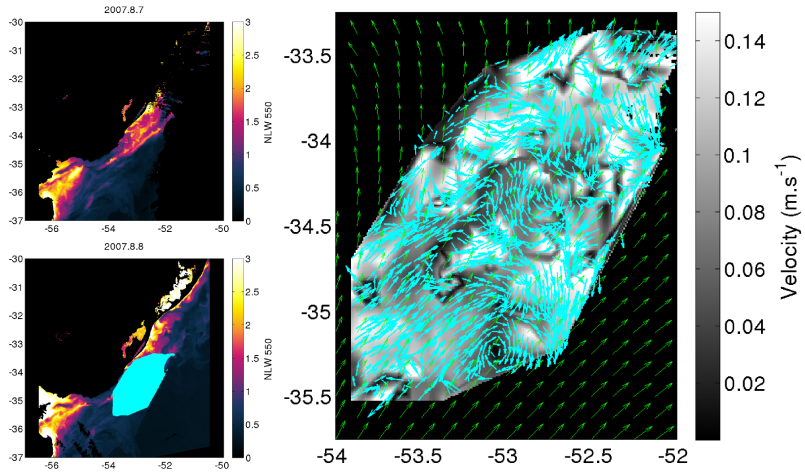


Figure 8. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 7 and 8 August 2007. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

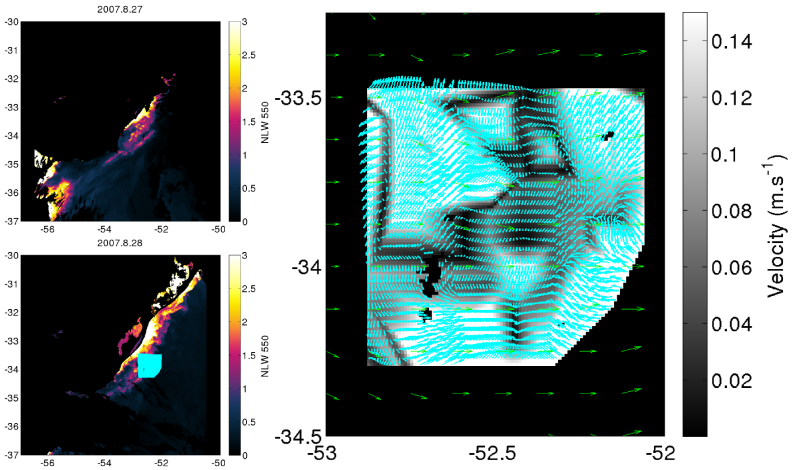


Figure 9. Surface velocity field obtained from the image pair acquired on 27 and 28 August 2007. The left panels represent the NLW550 parameter for each image. In the right panel the surface velocity intensity is represented in the color scale, the current direction are the blue vectors and the wind field is represented by the green vectors.

4. CONCLUSIONS

The application of the MCC method on sequential MODIS imagery showed potential for estimating the surface velocity fields on the continental shelf. The range of values found are in agreement with previous studies, and the directions are generally in concordance with the wind field. The method does not allow for a continuous monitoring of the area, once the cloud coverage limits the data acquisition. Tough, the data generated is spatially distributed, which is an advantage over single point measurements. The method can provide a valuable dataset for the calibration and validation of hydrodynamic models.

5. REFERENCES

Costa, R. L. and Möller, O., 2011. "Estudo da estrutura e da variabilidade das correntes na área da plataforma interna ao largo de Rio Grande (RS, Brasil), no sudoeste do Atlântico Sul, durante a primavera-verão de 2006-2007". Revista da Gestão Costeira Integrada, Vol 11, No. 3, pp. 273–281.

Gao, J. and Lythe, M. B., 1996. "The maximum cross-correlation approach to detecting translational motions from sequential remote-sensing images". Computers and Geosciences, Vol. 22, No. 5, pp. 525-534

Garcia, C. A. E. and Robinson, I. A. N. S., 1989. "Sea Surface Velocities in Shallow Seas Extracted From Sequential Coastal Zone Color Scanner Satellite Data," Journal of Geophysical Research, Vol. 94, No. C9, pp. 681–691.

Oliveira, E. N., Domingues, C. M. and Ghisolfi, R. D., 2005. "Velocidades de corrente a partir de imagens de satélite". In Oceanografia por Satélites (Ronald Buss de Souza), Oficina de textos, São Paulo. 336.

Otero, O. P. and Siegel, D. A., 2004. "Spatial and temporal characteristics of sediment plumes and phytoplankton blooms

in the Santa Barbara Channel“. Deep-Sea Research II, Vol. 51, pp. 1129–1149.
Soares, I. and Möller, O., 2001. “Low-frequency currents and water mass spatial distribution on the southern Brazilian shelf“. Continental Shelf Research, Vol. 21, pp. 1785-1814.
Souza, R. B. and Robinson, I. S., 2004. “Lagrangian and Satellite observations of the Brazilian Coastal Current“. Continental Shelf Research, Vol. 24, pp. 241-262.
Zavialov, P., Möller, O. and Campo, E., 2002. “First direct measurements of currents on the continental shelf of Southern Brazil“. Continental Shelf Research, Vol. 22, pp. 1975-1986.

6. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Boar.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE GEOMÉTRICA DE DOIS GRAUS DE LIBERDADE DE UM DISPOSITIVO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS DO TIPO COLUNA DE ÁGUA OSCILANTE NA FORMA TRAPEZOIDAL

Mateus das Neves Gomes[1], Leandro Ferres Cassel[2], Elizaldo Domingues dos Santos[3], Liércio André Isoldi[4], Luiz Alberto Oliveira Rocha[5]

[1,2] Instituto Federal do Paraná - IFPR
Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues 453, Porto Seguro, Paranaguá, PR, 83215-750, Brasil.
e-mail: [1]mateus.gomes@ifpr.edu.br , [2]leandro_hp7@hotmail.com
[3,4] Universidade Federal do Rio Grande - FURG
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: [3]elizaldosantos@furg.br , [4]liercioisoldi@furg.br
[5] Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, 90.050-170, Brasil.
e-mail: [5]luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo numérico bidimensional sobre a análise da geometria na forma trapezoidal de um dispositivo conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica. O princípio de funcionamento é o de coluna de água oscilante (CAO). O objetivo é maximizar a potência hidropneumática absorvida pelo dispositivo quando submetido a um clima de ondas real. É empregado Design Construtal para analisar dois graus de liberdade: β, que é o ângulo formado pela parede frontal do dispositivo CAO com a superfície livre (ângulo da base do trapézio) enquanto o outro grau de liberdade e H_3, que é a profundidade de submersão do dispositivo. A relação H_2/l, (razão entre altura e comprimento da chaminé de saída da câmara CAO) é mantida constante. As restrições do problema são a área de entrada e a área total da câmara CAO, que são mantidas constantes. Para a solução numérica, é empregado um código de dinâmica dos fluidos computacional, FLUENT®, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF). O modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) é aplicado no tratamento da interação água-ar. O domínio computacional é representado por um tanque de ondas com profundidade h = 10 m e com o dispositivo CAO acoplado. Foi possível verificar a influência dos dois graus de liberdade analisados no aproveitamento da energia da onda incidente. O melhor desempenho foi obtido quando $\beta = 30^o$ e $H_3 = 9{,}50$ m, por outro lado, o pior desempenho ocorre quando $\beta = 80^o$ e $H_3 = 10{,}25$ m. Isso representa, em termos de potência hidropneumática, um acréscimo de cerca de sete vezes no desempenho do dispositivo.

1. INTRODUÇÃO

Os países ultimamente têm investido na exploração de novas fontes de energia, e em especial nas chamadas fontes renováveis de energia. E uma dessas é a transformação da energia contida nos oceanos em energia elétrica. Segundo Cruz e Sarmento (2004), a energia contida nos oceanos pode ter origens distintas, o que gera diferentes classificações. As mais relevantes são: (i) a energia das marés, fruto da interação dos campos gravíticos da lua e do sol; (ii) a energia térmica dos oceanos, consequência direta da radiação solar incidente; (iii) a energia das correntes marítimas, cuja origem está nos gradientes de temperatura e salinidade e na ação das marés; e, (iv) a energia das ondas, que resulta do efeito do vento na superfície do oceano.

Uma classificação possível para as diferentes tecnologias está associada ao modo de conversão de energia das ondas do mar em energia elétrica, isto é, ao tipo de dispositivo. Assim, existem fundamentalmente três classes principais de conversores de energia das ondas (Cruz e Sarmento, 2004), que são: coluna de água oscilante (CAO); corpos flutuantes, podendo ser de absorção pontual (*point absorbers*) ou progressivos (*surging devices*); e galgamento (*overtopping*). Esta classificação não encerra a possibilidade de existirem outros tipos de dispositivos. Um exemplo é o dispositivo que utiliza uma placa horizontal submersa em conjunto com uma turbina, ambos submersos (Carter, 2005).

O objetivo deste trabalho é analisar a geometria de um dispositivo do tipo CAO na forma trapezoidal para o melhor aproveitamento da energia presente em um clima de ondas estabelecido. Este trabalho é semelhante ao desenvolvido em Gomes et al. (2013) e uma sequencia ao estudo de Gomes et al. (2015). É empregado Design Construtal para analisar dois graus de liberdade: β que é o ângulo formado pela parede frontal do dispositivo CAO com a superfície livre (ângulo da base do trapézio) enquanto o outro grau de liberdade e H_3 que é a profundidade de submersão do dispositivo. A relação H_2/l, (razão entre altura e comprimento da chaminé de saída da câmara CAO) é mantida constante. As restrições do problema são a área de entrada e a área total da câmara CAO que são mantidas constantes. É importante ressaltar que este estudo é realizado de forma numérica. Espera-se que, caso o princípio se mostre adequado para a otimização geométrica de casos mais simplificados, o mesmo possa ser extrapolado para dispositivos reais a serem inseridos no mar.

A modelagem do domínio computacional (câmara CAO e tanque de ondas) é feita no software GAMBIT® e as simulações numéricas foram realizadas com um código computacional de dinâmica dos fluidos computacional implementado no FLUENT®, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF) (FLUENT, 2006; Versteeg e Malalasekera, 2007). O modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) (Hirt e Nichols, 1981) é aplicado no tratamento da interação água-ar, semelhante ao utilizado por (Horko, 2007; Liu et al. ,2008a; Liu et al. ,2008b; Gomes, 2010;Liu et al.,2011; Ramalhais, 2011). O domínio computacional é representado por um tanque de ondas com um dispositivo CAO acoplado. Assim foi possível analisar o conversor sujeito a incidência de ondas regulares em escala real.

2. ASPECTOS TEÓRICOS E COMPUTACIONAIS

2.1 Principio de funcionamento do dispositivo Coluna de Água Oscilante

Os dispositivos de Coluna de Água Oscilante (CAO) são estruturas de concreto ocas parcialmente submersas, abertas para o mar, abaixo da superfície livre da água, como mostra a Fig. 1. De acordo com Cruz e Sarmento (2004), o processo de transformação da energia das ondas do mar em energia elétrica segue duas fases: quando uma onda entra na estrutura o ar, que se encontrava dentro dela, é forçado a passar por uma turbina, como consequência direta do aumento de pressão na "câmara de ar". Quando a onda regressa ao mar o ar passa novamente na turbina, desta vez no sentido inverso, dada a pressão inferior no interior da "câmara de ar". Para aproveitar estes movimentos opostos, normalmente, utiliza-se a turbina do tipo *Wells*, que possui a propriedade de manter o sentido de rotação independentemente do sentido do escoamento. O grupo turbina/gerador é o responsável pela produção de energia elétrica (Cruz e Sarmento, 2004; Nielsen et al., 2006; Twidell e Weir, 2006; Gomes, 2010). No presente trabalho, o efeito da turbina é desconsiderado, sendo esta uma simplificação do modelo computacional.

2.2 Representação computacional

Uma possibilidade de representação computacional da interação fluido versus estrutura, ou seja, da incidência das ondas oceânicas em dispositivos conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica é considerar um tanque de ondas, com a inserção do dispositivo a ser analisado, conforme empregado nos trabalhos de (Horko, 2007; Liu et al. 2008a; Gomes,2009). A técnica consiste em gerar, de forma numérica, ondas regulares com características bem definidas e constantes.

Para representar o problema numa escala adequada no domínio computacional, é necessário o conhecimento de algumas características do clima de ondas, como: período (T), altura (H) e profundidade de propagação (h). Com

estas características definidas, é possível determinar o comprimento (C_T) e a altura do tanque de ondas (H_T), conforme a representação esquemática apresentada na Fig. 1. Não existe uma regra geral que estabeleça as dimensões do tanque de ondas, porém, algumas questões devem ser consideradas. A profundidade de propagação da onda é a mesma do tanque, representada por *h*. Para o comprimento do tanque, é preciso considerar o comprimento da onda (λ). É recomendável que o comprimento do tanque deva ser aproximadamente cinco vezes maior que o comprimento da onda (Gomes et al.,2012). Assim garante-se a simulação numérica da onda sem efeitos de reflexão por um tempo razoável de propagação.

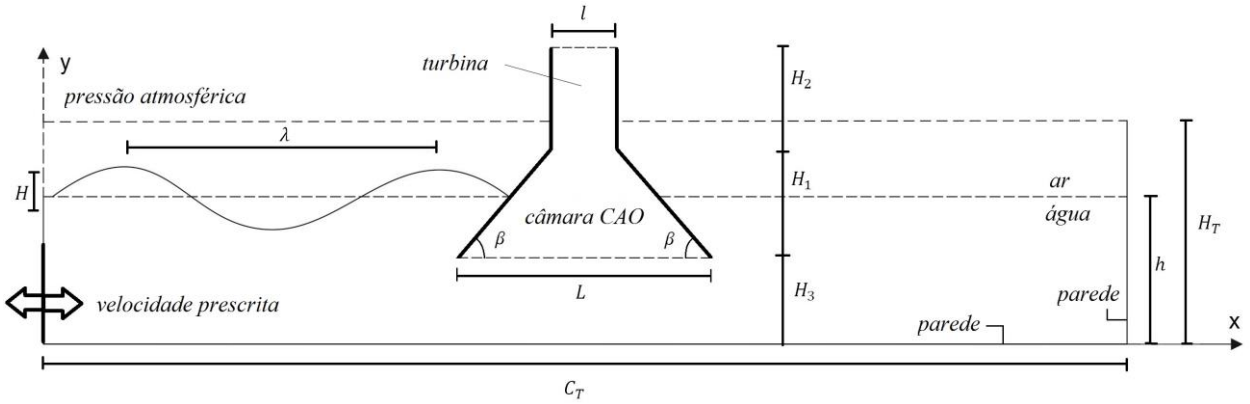


Figura 1. Representação esquemática do domínio computacional – Câmara CAO no formato trapezoidal.

Com relação à altura do tanque, é preciso considerar a profundidade mais a altura da onda, assim é possível definir que a altura do tanque seja dada, no mínimo, pela profundidade mais pelo menos duas vezes a altura da onda. É importante destacar que a medida H_3 esta relacionada ao quanto o dispositivo CAO está submerso em relação à superfície livre. O clima de ondas considerado no presente trabalho tem as seguintes características: T = 5,0 s, H = 1,0 m, λ = 37,6 m e h = 10,0 m. As demais dimensões geométricas do domínio computacional são: C_T = 188 m, H_T = 13 m e H_3 = variável (9,00; 9,25; 9,50; 9,75; 10,00; 10,25 m).

2.3 Condições de contorno

Como é possível observar na Fig. 1, o gerador de ondas numérico é posicionado no lado esquerdo do tanque de ondas. Para a geração de ondas regulares, com características constantes, é empregada a Metodologia Função, definida em Gomes et al. (2009). Esta metodologia consiste em aplicar as componentes horizontal (u) e vertical (w) da velocidade da onda como condição de contorno (velocidade de entrada prescrita) no modelo computacional, através de uma função definida pelo usuário, UDF (*user define function*), no FLUENT®. Essas componentes da velocidade variam em função do espaço e do tempo e são baseadas na Teoria de Stokes de 2ª ordem. Assim, as equações impostas na superfície de entrada são dadas por (McCormick, 1976; Dean e Dalrymple, 1991; Chakrabarti, 2005):

$$u = Agk\frac{\cosh(kz+kh)}{\omega\cosh(kh)}\cos(kx-\omega t)+A^2\omega k\frac{\cosh 2k(k+z)}{sen^4(kh)}\cos 2(kx-\omega t) \quad (1)$$

$$w = Agk\frac{senh\,(kz+kh)}{\omega senh\,(kh)}sen(kx-\omega t)+A^2\omega k\frac{senh\,2k(k+z)}{\cos^4(kh)}sen\,2(kx-\omega t) \quad (2)$$

onde: H é a altura da onda (m); g a aceleração da gravidade (m/s^2); λ é o comprimento da onda (m), k é o número de onda dado por $k = 2\pi/\lambda$ (m^{-1}); h é a profundidade (m); T é o período da onda (s); ω é a frequência dada por $\omega = 2\pi/T$ (Hz); x é a posição espacial (m); t é o tempo (s) e z é a variação da posição entre a superfície livre da água e o fundo do mar (m).

Com relação às outras condições de contorno, na parte superior da superfície lateral esquerda, bem como na superfície superior do tanque e da saída da chaminé da CAO é aplicada uma condição de contorno de pressão atmosférica (vide superfície tracejada nas Fig. 1). Nas paredes do dispositivo CAO, superfícies do tanque de ondas: superfície inferior e superfície lateral direita, é imposta uma condição de não-deslizamento e impermeabilidade com velocidade nula. Com relação às condições iniciais, foi considerado que o fluido está em repouso, com profundidade h = 10,0 m.

2.4 Discretização

Para a geração da malha, foi adotada uma estratégia que tem como objetivo gerar uma malha mais refinada em determinadas regiões de interesse no domínio computacional, como a superfície livre, por exemplo. Essa metodologia é baseada na técnica de malhas *stretched* (Mavripilis, 1997). Como pode ser observado na Fig. 2, na direção vertical o tanque de ondas é dividido em três regiões denominadas A, B e C. Na região da superfície livre da água (Região B) é adotado um refinamento com 40 volumes na direção vertical (o tamanho desse intervalo é equivalente a $H/20$) e com 250 volumes na direção horizontal (intervalo equivalente a $\lambda/50$). Além disso, 10 e 60 volumes são usados na direção vertical para a discretização espacial das regiões A e C, respectivamente, de acordo com Barreiro (2009) e Gomes et al. (2012). Para completar o domínio computacional, quadriláteros com 0,1 m de lado foram utilizados na discretização do dispositivo CAO (região E).

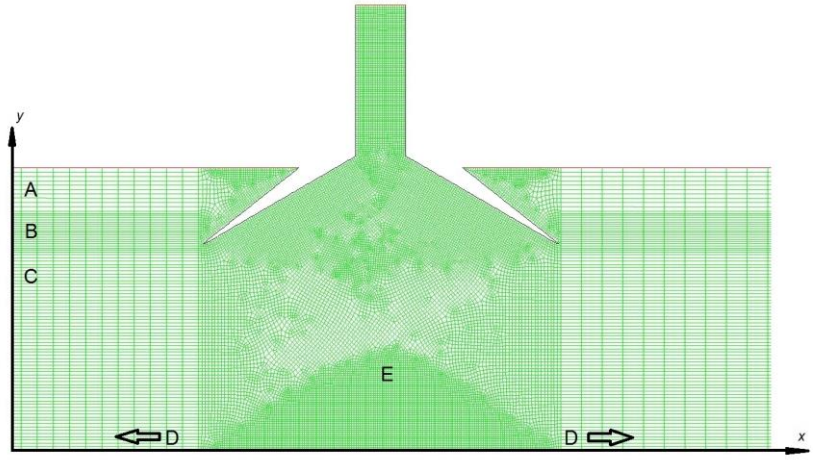


Figura 2. Esquema de discretização para as diferentes regiões do domínio computacional.

3. MODELO MATEMÁTICO

3.1 Design construtal aplicado a um dispositivo CAO na forma trapezoidal

A Teoria *Constructal* explica como a geração de estruturas submetidas a alguma espécie de fluxo que são vistas em qualquer lugar na natureza (secção transversal de rios, pulmões, movimentação de massas na atmosfera, tecidos vascularizados entre outros) pode ser fundamentada através de um princípio do acesso aos fluxos no tempo. Este princípio é a lei *Constructal*, que afirma que para um determinado sistema persistir ao longo do tempo (sobreviver) sua configuração geométrica deve evoluir de forma a facilitar o acesso das correntes do fluxo através deste sistema (Bejan e Lorente, 2008). O Design Construtal é um método empregado para a obtenção de formas geométricas ótimas de sistemas submetidos a alguma espécie de fluxo. De acordo com este método, o fluxo é maleável e a geometria é deduzida a partir de um princípio de maximização do desempenho global. Além disso, a geometria deve ser submetida a restrições globais e variada de acordo com seus graus de liberdade (Bejan, 2000). Para aplicar Design Construtal na otimização geométrica de um sistema físico, é necessário um objetivo (uma grandeza a ser otimizada: vazão mássica, potência, energia e etc), graus de liberdade (parâmetros geométricos que podem variar durante o processo de otimização) e restrições geométricas (parâmetros que são mantidos constantes ao longo do processo de otimização).

Neste trabalho é variado o grau de liberdade β (ângulo formado pela parede frontal do dispositivo CAO com a superfície livre - ângulo da base do trapézio, vide Fig. 1). Este grau de liberdade β é relacionado com as demais características geométricas da câmara CAO através da seguinte equação:

$$\tan(\beta) = \frac{2H_1}{(L-l)} \tag{3}$$

A área de entrada da câmara do dispositivo CAO (A_1) e a área total do dispositivo CAO (A_2) são mantidas constantes e são as restrições geométricas do problema, assim como em (Gomes et al., 2015). A relação H_2/l (razão

entre a altura e o comprimento da chaminé) é mantida constante. São considerados seis diferentes valores do grau de liberdade H_3 (profundidade de submersão da câmara CAO): 9,00; 9,25; 9,50; 9,75; 10,00; 10,25 m.

O objetivo é sempre levar em conta o clima de ondas para a variação da geometria do dispositivo CAO. Assim, como critério para a definição da restrição da área de entrada da câmara do dispositivo CAO (A_1) considera-se a situação inicial em que o comprimento do dispositivo CAO (L) é igual ao comprimento da onda incidente (λ) e que a altura do dispositivo CAO (H_1) é igual à altura da onda incidente (H). E para determinar a restrição da área total do dispositivo CAO (A_2) é definido que A_1 representa 70 % de A_2, ou seja: $A_2 = 1{,}43\ A_1$.

Variando o grau de liberdade β é possível determinar as dimensões testadas neste trabalho, conforme apresentado na Tab. 1.

Tabela 1. Variações da geometria do dispositivo CAO.

β (^{O})	l (m)	H_2 (m)	L (m)	H_1 (m)
10	2,3214	6,9644	29,2976	2,3783
20	2,3214	6,9644	20,4599	3,3009
30	2,3214	6,9644	16,3061	4,0370
40	2,3214	6,9644	13,5878	4,7267
50	2,3214	6,9644	11,4712	5,4521
60	2,3214	6,9644	9,60327	6,3062
70	2,3214	6,9644	7,75438	7,4633
80	2,3214	6,9644	5,64879	9,4350

As funções objetivo a serem consideradas são a média RMS (*Root Mean Square*) da: vazão mássica – medida na chaminé de saída da câmara CAO, pressão – medida no interior da câmara hidropneumática e potência hidropneumática – calculada através de uma composição da vazão mássica com a pressão.

3.2 Modelo multifásico *Volume of fluid* (VOF)

O método *Volume of Fluid* VOF (Hirt e Nichols, 1981) é utilizado nesse trabalho. O método VOF é um modelo multifásico usado para a solução de escoamentos compostos de dois ou mais fluidos imiscíveis. Nesta formulação, todas as fases são definidas e o volume ocupado por uma fase não pode ser ocupado por outra fase. Assim, para representar as fases contidas em cada volume de controle, é necessário o conceito da fração de volume (α). Consequentemente, é necessário que a soma de todas as fases em cada célula seja sempre igual a um. No modelo numérico apresentado neste trabalho, somente duas fases são consideradas: a água e o ar. Portanto, as células com valores de $\alpha_{água}$ entre 0 e 1 contém a interface entre água e ar (neste caso $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$). As que possuem $\alpha_{água} = 0$ estão sem água e completas de ar ($\alpha_{ar} = 1$); e, por sua vez, as que apresentam $\alpha_{ar} = 0$ estão cheias de água ($\alpha_{água} = 1$).

Além disso, quando o método VOF é empregado, apenas um único conjunto de equações, formado pelas equações de quantidade de movimento e de continuidade, é aplicado a todos os fluidos componentes do escoamento. Então, a fração de volume de cada fluido em cada célula (volume de controle) é considerada em todo o domínio computacional através da equação de transporte para a fração volumétrica. Assim, o modelo é composto pela equação de continuidade:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \tag{4}$$

a equação da fração volumétrica:

$$\frac{\partial (\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \vec{v}) = 0 \tag{5}$$

e as equações de quantidade de movimento:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v}\vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\mu \overline{\overline{\tau}}\right) + \rho \vec{g} \tag{6}$$

onde: ρ é a massa específica do fluido (kg/m³), t é o tempo (s), $\vec{v}$ é o vetor velocidade do escoamento (m/s), p é a pressão estática (Pa), μ é a viscosidade (kg/(ms)), $\overline{\overline{\tau}}$ é o tensor de tensões (Pa) e $\vec{g}$ é a aceleração da gravidade (m/s²).

Uma vez que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura de ar e água, é necessário calcular valores médios para a massa específica e a viscosidade, respectivamente (Srinivasan et al., 2011):

$$\rho = \alpha_{agua}\rho_{agua} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{7}$$

$$\mu = \alpha_{agua}\mu_{agua} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{8}$$

4. MODELO NUMÉRICO

Para a solução das equações de conservação da massa e quantidade de movimento, foi empregado um código comercial baseado no Método de Volumes Finitos - MVF (FLUENT, 2006). Para todas as simulações foi considerado o esquema de advecção *upwind* para tratamento dos termos advectivos, enquanto a discretização espacial para a pressão foi realizada através do método PRESTO (*Pressure Staggering Option*) e o método *Geo-reconstruction* para a fração volumétrica. Quanto ao acoplamento pressão-velocidade foi empregado o método PISO. Além disso, empregaram-se os fatores de sub-relaxação para as equações da conservação da massa e quantidade de movimento de 0,3 e 0,7, respectivamente. Para a solução do sistema de equações gerado após a discretização, é utilizado o método Gauss-Seidel com multigrid algébrico. Maiores detalhes sobre a metodologia numérica podem ser obtidos em Patankar (1980) e Versteeg e Malalasekera (2007).

Todas as soluções foram realizadas usando computadores com 4 processadores Intel® Xeon® com 8,0 Gb de memória RAM. Para reduzir o tempo de processamento das simulações foi empregada a técnica do processamento paralelo disponibilizada pelo software FLUENT® que emprega biblioteca de passagem de mensagens MPI. O tempo de processamento de cada simulação é de aproximadamente 2 h.

5. VERIFICAÇÃO DA METODOLOGIA

A verificação do modelo computacional foi realizada comparando a elevação da superfície livre ao longo do tempo, numa posição específica, obtida de forma numérica, com a respectiva solução analítica, que é definida por (Dean e Darlymple, 1991):

$$\eta = A\cos\left(kx-\omega t\right) + \frac{A^2 k\cosh\left(kh\right)}{4\,senh^3\left(kh\right)}\left[2+\cosh\left(2kh\right)\right]\cos 2\left(kx-\omega t\right) \tag{9}$$

onde: A é a amplitude da onda (m), dado por $H/2$.

Na Fig. 3 é possível comparar qualitativamente a propagação da onda, apresentando uma boa concordância entre as soluções numérica e analítica. Durante o intervalo 15 s $\leq t \leq$ 30 s, depois da estabilização da onda numérica, a diferença máxima encontrada foi de 5,00 %, verificando o modelo computacional para a geração da onda. O avanço no tempo é definido por: T / 500. Cabe destacar que validações e verificações do modelo VOF aplicado a energia das ondas do mar, e principalmente dispositivos do tipo CAO, podem ser encontradas em Horko (2007), Liu et al. (2008a), Liu et al. (2008b), Gomes et al (2009), Gomes (2010), Ramalhais (2011), Liu et al. (2011) e Gomes et al. (2012).

Conhecendo-se a vazão mássica e a pressão é possível calcular a potência hidropneumática através da seguinte expressão (Dizadji e Sajadian, 2011):

$$P_{hid} = \left(P_{ar} + \frac{\rho_{ar}\,v_{ar}{}^2}{2}\right)\frac{\dot{m}}{\rho_{ar}} \tag{10}$$

onde: P_{ar} é a pressão estática na chaminé do dispositivo CAO (Pa), ρ_{ar} é a massa específica do ar (kg/m^3), $\dot{m}$ é a vazão mássica de ar no duto da turbina (kg/s) e v_{ar} é a velocidade do ar no duto da turbina (m/s) , que pode ser dada por:

$$v_{ar} = \frac{\dot{m}}{A\,\rho_{ar}} \tag{11}$$

sendo A a área da secção transversal da chaminé (m^2).

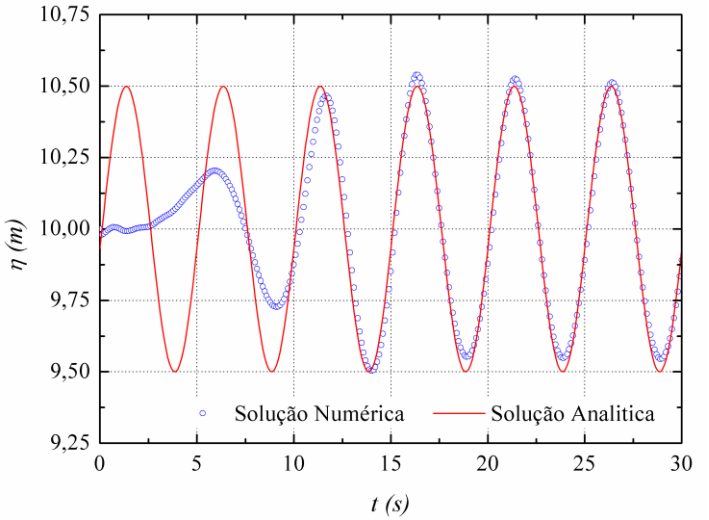


Figura 3. Elevação da superfície livre em x= 50 m.

6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Fig. 4a é possível observar os valores médios, média RMS, para a potência hidropneumática no dispositivo CAO considerando a variação dos graus de liberdade β e H_3. Os resultados apresentados na Fig. 4a indicam que quando $\beta = 30^o$ e H_3 = 9,50 m tem-se a maior média RMS para a potência hidropneumática. Essa inclinação das paredes da câmara CAO (vide Fig. 1) é o equivalente a uma relação de $(H_1/L)_O$ = 0,24. Na Tab. 1 tem-se para $\beta = 30^o$ que L= 16,3061 m e H_1 = 4,0370 m. Relacionando estes valores com o clima de ondas considerado pode-se concluir, aproximadamente, que $L \sim \lambda / 2$ e $H_1 \sim 4H$. Deste modo é possível verificar a seguinte relação teórica para o caso ótimo:

$$\left(\frac{H_1}{L}\right)_O \cong 8\frac{H}{\lambda} \tag{12}$$

De uma forma geral, conforme apresentado na Fig. 4a a média RMS da potência hidropneumática ocorre quando $\beta = 30^o$ exceto quando a profundidade de submersão H_3 coincide coma região da superfície livre e acima da mesma, H_3 = 10,00 m e H_3 = 10,25 m, respectivamente. Na Fig. 4b é apresentado a maximização da média RMS da potência hidropneumática. Este resultado corrobora o fato de que a combinação $\beta = 30^o$ e H_3 = 9,50 conduz a um desempenho ótimo global do sistema CAO.

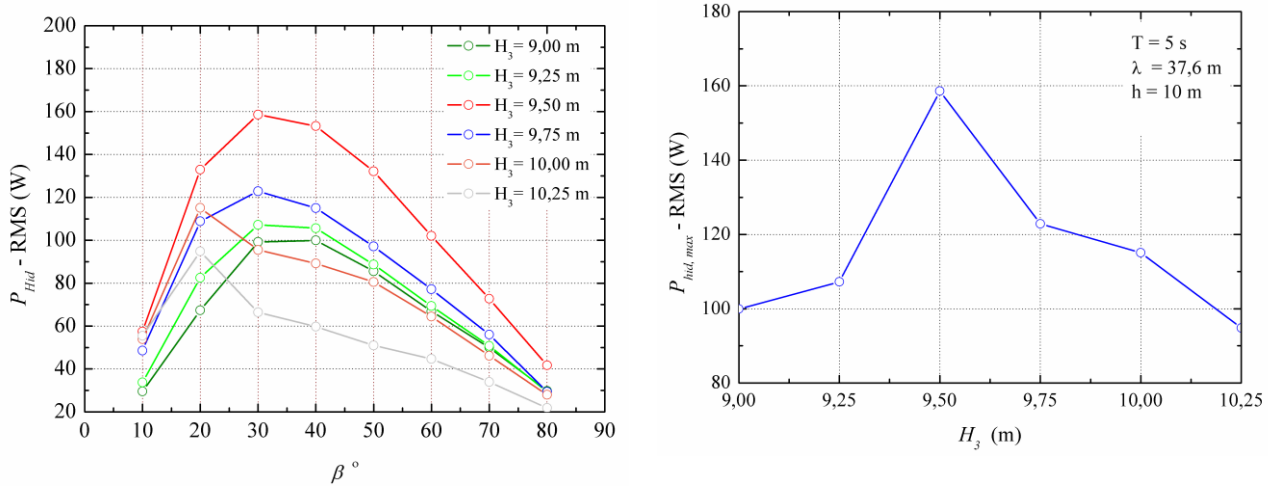


Figura 4. Potência Hidropneumática: (a) média RMS considerando a variação de β e H_3, (b) maximização da potência em relação à profundidade de submersão.

Como pode ser visto na Eq. (10), a potência hidropneumática é uma composição da vazão mássica e da pressão. Deste modo, otimizar dispositivos CAO significa encontrar um arranjo geométrico que possibilite a maximização da vazão mássica e da pressão. Na Fig. 5a é apresentado o comportamento transiente da vazão mássica para a situação em que β = 30º com H_3 = 9,50 m e β = 80º com H_3 = 10,25 m. O comportamento em ambas as situações é simétrico, o que é desejável para o bom funcionamento da turbina do tipo *wells*, entretanto uma variação na inclinação das paredes do dispositivo CAO ocasiona diferenças instantâneas de até aproximadamente 5 kg/s. De maneira semelhante,para o comportamento transiente da pressão na Fig. 5b, é possível observar que podem ocorrer diferenças instantâneas de até 11 Pa.

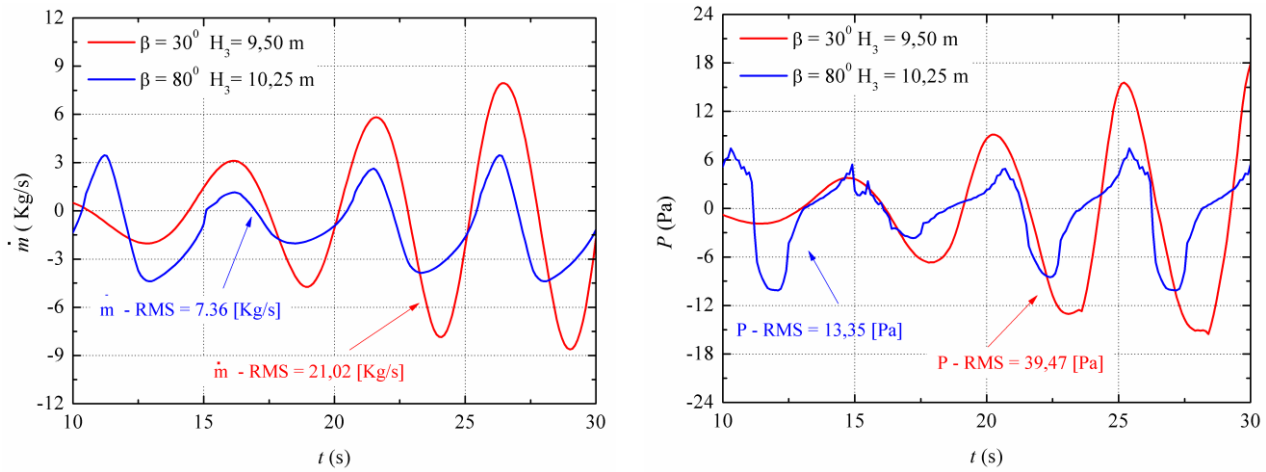


Figura 5. Comportamento transiente para os arranjos geométricos de câmara CAO β = 30º com H_3 = 9,50 m e β = 80º com H_3 = 10,25 m da: (a) vazão mássica e (b) pressão.

De acordo com os resultados apresentados, sobretudo na Fig. 5, fica evidente a pertinência da aplicação e Design Construtal no projeto de dispositivos conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica. Como pode ser visto na Fig. 5a, uma redistribuição geométrica conduz a um aumento de até 185%, um aumento cerca de três vezes, em termos de vazão mássica. De forma, semelhante para a pressão, considerando a Fig. 5b, ocorre um aumento de cerca de três vezes.

7. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo numérico com o objetivo de determinar uma geometria ótima para um dispositivo conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica do tipo Coluna de água oscilante (CAO), cujo formato da câmara CAO é um trapézio. Para tanto, o método Design Construtal foi usado para definir as diversas variações das geometrias, permitindo definir qual arranjo geométrico (na forma trapezoidal) que possibilita um melhor desempenho do sistema CAO. Assim, o principal objetivo foi a obtenção de uma recomendação teórica sobre os valores do grau de liberdade β (ângulo formado pela parede frontal do dispositivo CAO com a superfície livre - ângulo da base do trapézio) e H_3 (profundidade de submersão do dispositivo CAO) que permitem obter valores de potência hidrodinâmica mais elevados para um dispositivo CAO, quando sujeito a incidência de ondas com período de 5 s e comprimento de onda incidente igual a 37.6 m.

O valor ótimo de β combinado H_3, isto é, o valor de β e H_3 que geram o valor máximo RMS para a potência hidropneumática para o caso de uma câmara CAO é obtido quando $\beta_o = 30^o$ o equivalente a $(H_1/L)_o$= 0.24 e $(H_3)_{max}$ = 9,50 m. É importante ressaltar que $(H_3)_{max}$ é a profundidade de submersão do dispositivo que maximiza o desempenho do dispositivo CAO.

Durante o processo de otimização, ficou evidente que uma simples redistribuição geométrica faz com que o dispositivo CAO tenha um desempenho melhor, mostrando a aplicabilidade do método Design Construtal neste tipo de problemas de engenharia. Estes resultados são muito promissores, pois fornecem uma recomendação teórica sobre a geometria ideal de um dispositivo CAO, que permite a maximização do aproveitamento das ondas incidentes. Além disso, de acordo com a formulação de Construtal adotada, é possível relacionar as dimensões do dispositivo CAO com as características das ondas incidentes. Assim, se o clima de ondas é conhecido, é possível conceber o sistema CAO para uma região específica atingindo o seu melhor desempenho.

8. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Instituto Federal do Paraná (IFPR), à Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), à Universidade Federal de Rio Grande (FURG), e ao CNPq pelo suporte financeiro.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Barreiro, T.G., 2009. Estudo da interação de uma onda monocromática com um conversor de energia. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, 2009.

Bejan, A., 2000. Shape and Structure, from Engineering to Nature. Cambridge University Press,Cambridge, UK.

Bejan, A., Lorente, S., 2008. Design with Constructal Theory. Wiley, Hoboken.

Carter, R. W., 2005. Wave Energy Converters and a Submerged Horizontal Plate. Master Thesis, Master of Science in Ocean and Resources Engineering, University of Hawaii, Manoa, Honolulu.

Chakrabarti, S. K., 2005. Handbook of offshore engineering. vol. 1, Elsevier, Ilinois, Estados Unidos, 661 p.

Cruz, J. M. B. P., Sarmento, A. J. N. A., 2004. Energia das Ondas: Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais. Ed. Instituto do Ambiente, Amadora, 61 p.

Dean, R.G., Dalrymple, R.A.,1991, Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists. vol. 2, World Scientific.

Dizadji N.,Sajadian S. E., 2011, Modeling and optimization of the chamber of OWC system, Energy, Vol. 36, pp. 2360 – 2366.

FLUENT (version 6.3.16), ANSYS, Inc., 2006.

Gomes, M. das N. ; Olinto, C. R. ; Rocha, L. A. O. ; Souza, J. A. e Isoldi, L. A., 2009. Computational modeling of a regular wave tank. Engenharia Térmica, v. 8, p. 44-50.

Gomes, M. das N., 2010. Modelagem Computacional de um Dispositivo Coluna d'Água Oscilante de Conversão de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica. Dissertação (Mestrado em Modelagem Computacional) - Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Gomes, M. N., Santos, E. D. Dos, Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2012, Análise de malhas para geração numérica de ondas em tanques. In: Proceedings VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM 2012. São Luiz, Brazil.

Gomes, M. N., Santos. E. D., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2013, Two-dimensional geometric optimization of an oscillating water column converter of real scale. In: Proceedings 22nd International Congress of Mechanical Engineering (COBEM 2013), Ribeirão Preto.

Gomes, M. N., Bonafini, B. L., Cassel, L. F., Isoldi, L. A., Santos. E. D., Rocha, L. A. O., 2015, Otimização geométrica de um dispositivo conversor de energia das ondas do mar do tipo coluna de água oscilante na forma trapezoidal. In: Proceedings XXXVI Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering (CILAMCE 2015), Rio de Janeiro.

Hirt, C.W. , Nichols, B.D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. Journal of Computational Physics, vol. 39, n. 1, pp. 201-225.

Horko, M., 2007. CFD Optimisation of an Oscillating Water Column Energy converter. Tese de Mestrado em Engenharia e Ciência, Escola de Engenharia Mecânica, Universidade de Western, Austrália, 145 p.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2008a. Application of Numerical Wave Tank to OWC Air Chamber for Wave Energy Conversion. International Offshore and Polar Engineering Conference.

Liu, Z.; Hyun B.; Jin, J., 2008b . Numerical prediction for overtopping performance of OWEC. Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, vol. 11, n.1, p. 35-41.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2011. Numerical study of air chamber for oscillating water column wave energy convertor. China Ocean Eng., v.25 ,p.169-178.

Mavriplis, D. J., 1997. Unstructured Grid Techniques. Annual Reviews Fluid Mechanics , Vol. 29, pp: 473-514.

McCormick, M. E., 1976. Ocean engineering wave mechanics. John Wiley & Sons, USA,New York.

Nielsen, F. G., Andersen, M., Argyriadis, K., Butterfild, S., Fonseca, N., Kuroiwa, T., Boulluec, M. L. E., Liao, S. J., Turnock, S. R, Waegter, J., 2006, Ocean wind and wave energy utilization, ISSC, Southampton.

Patankar, S. V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York.

Ramalhais, R. dos S., 2011. Estudo numérico de um dispositivo de conversão da energia das ondas do tipo coluna de água oscilante (CAO). Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal.

V. Srinivasan, A.J. Salazar, and K. Saito,2011. Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology. Applied Mathematical Modeling, vol. 35, n. 8, pp. 3710-3730.

Twidell, J., and Weir, T., 2006, Renewable Energy Resources, Taylor & Francis, London.

Versteeg, H. K.; Malalasekera, W., 2007. An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method. Pearson, England.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS AO ESTUDO DE FLAMBAGEM EM PLACAS DE AÇO COM PERFURAÇÃO HEXAGONAL

Caio Cesar Cardoso da Silva[1], Daniel Helbig[2], João Paulo Silva Lima[1], Mauro de Vasconcellos Real[1], Elizaldo Domingues dos Santos[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Liércio André Isoldi[1]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
*e-mail: caiocesarcivil@hotmail.com
joaop_1005@hotmail.com
mauroreal@furg.br
elisaldosantos@furg.br
liercioisoldi@furg.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Rua Sarmento Leite, 425, CEP. 90050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
*e-mail: daniel.helbig@gmail.com
luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Placas finas de aço são componentes estruturais muito utilizados em estruturas navais e oceânicas. Por se tratarem de elementos esbeltos, quando uma placa fina de aço é submetida a um carregamento de compressão axial,um comportamento mecânico denominado Flambagem pode ocorrer, provocando um deslocamento lateral da placa.Constantemente, a realização de perfurações nestes componentes estruturais é necessária, o que gera uma redistribuição de tensões nas placas, causando mudanças nas características de flambagem e no desempenho mecânico das mesmas. Este trabalho propõe um estudo do fenômeno de flambagem em placas quadradas ou retangulares, simplesmente apoiadas e com perfuração hexagonal longitudinal. A simulação numérica foi utilizada, com o auxílio do software ANSYS®, para determinar a carga crítica de flambagem e a carga de colapso da placa. O método Design Construtal foi aplicado, permitindo avaliar a influência do grau de liberdade H_0/L_0 (sendo H_0 a altura e L_0 o comprimento da perfuração hexagonal), no comportamento mecânico das placas. A variação da fração de volume da perfuração na placa (ϕ) também foi considerada, correspondendo a 10%, 15%, 20% e 25% do volume total da placa. Os resultados mostraram a direta influência da relação H_0/L_0 na definição da flambagem, para cada valor de fração de volume estudada. Além disso, o método Design Construtal, associado ao mecanismo de busca exaustiva, permitiu definir a dimensão ótima para cada tipo de perfuração, ou seja, aquela que conduz a placa a um melhor desempenho mecânico.

1. INTRODUÇÃO

A indústria naval e oceânica apresenta uma grande demanda por placas finas de aço, que são utilizadas como componentes de diversas estruturas deste setor como, por exemplo, plataformas de petróleo, pórticos de estaleiros, comportas, docas flutuantes e embarcações de pequeno a grande porte. A principal característica das placas finas de aço é a sua esbeltez, ou seja, elas possuem uma pequena espessura quando comparada com as dimensões de sua largura e comprimento. Essa característica única garante uma vantagem significativa para a estrutura que utiliza placas finas como componentes estruturais, que é a redução do seu peso de uma forma geral, aliado a uma boa resistência mecânica destes componentes. Outras vantagens na utilização de placas finas de aço podem ser citadas, como: bom desempenho frente às solicitações mecânicas as quais serão impostas, resistência à corrosão quando adicionado o cromo, níquel ou zinco (aço galvanizado), etc. (Silva, 2012).

O fenômeno de flambagem ocorre em elementos esbeltos, como placas finas e colunas esbeltas. Quando uma placa fina sem deformações é submetida a um carregamento axial de compressão, uma deflexão lateral ocorrerá somente quando o carregamento atinge um valor crítico, gerando um comportamento de flambagem elástica ou linear na placa. Esta deflexão lateral pode aumentar gradualmente, em função do aumento da carga aplicada, até um determinado carregamento (carga última) que provocará o colapso do elemento, caracterizando um comportamento de flambagem elasto-plástica ou não linear na placa (Trahair et al., 2008). Além disso, a existência de perfurações nesses elementos estruturais ocorre com bastante frequência, nas mais variadas formas e tamanhos, com o objetivo de permitir acesso (janelas e escotilhas), passagem de cabos de energia e tubulações ou, simplesmente, para a redução do peso próprio da estrutura. Sendo assim o desempenho de uma placa perfurada, frente ao fenômeno de flambagem, é influenciado pelo tipo, forma, tamanho e localização da perfuração (Chow e Narayanan, 1984).

Diversos trabalhos relativos ao estudo de flambagem elástica de placas podem ser encontrados na literatura científica, dentre os quais se destacam: El-Sawy e Nazmy (2001) utilizaram a modelagem computacional para determinar a carga crítica de flambagem elástica em placas retangulares, sujeitas a carregamento uniaxial de compressão, com perfurações circulares e retangulares (com cantos arredondados). El-Sawy e Martini (2007) utilizaram o Método dos Elementos Finitos (MEF) para determinar a carga crítica de flambagem elástica em placas de aço retangulares, com carregamento axial longitudinal e perfurações circulares. Em Rocha et al. (2013) o método *Design Construtal* foi utilizado para determinar a geometria e dimensão de perfuração em placas finas de aço carregadas axialmente, visando a maximização da carga crítica de flambagem elástica nessas placas perfuradas. Também são encontrados na bibliografia atual, trabalhos envolvendo o comportamento de flambagem não linear ou elasto-plástica em placas: El-Sawy et al. (2004) utilizaram em seu trabalho o MEF e a simulação numérica para determinar a flambagem elasto-plástica de placas quadradas e retangulares, submetidas a perfurações circulares e carregamento de compressão uniaxial. Recentemente, Lorenzini et al. (2016) e Helbig et al. (2016) realizaram uma análise do comportamento de flambagem elástica e elasto-plástica em placas de aço perfuradas, utilizando a modelagem computacional e o método *Design Construtal*. Nestes dois últimos estudos, os autores investigaram a influência da geometria e dimensão de perfurações centralizadas na flambagem de placas finas de aço, definindo uma curva limite de flambagem, com o intuito de evitar a ocorrência da flambagem em cada caso estudado.

No presente trabalho, foram realizadas simulações numéricas em placas perfuradas, submetidas a um carregamento axial de compressão, utilizando o software *ANSYS*®, que é baseado no MEF. Foram consideradas perfurações na placa do tipo hexagonal longitudinal. Soltani et al. (2012) estudaram o comportamento de flambagem da alma de vigas casteladas (com perfurações hexagonais e octogonais), enquanto Cheng et al. (2006) estudaram o comportamento de flambagem em placas de material compósito submetidas a perfurações hexagonais, porém ainda existem poucos estudos a respeito do assunto. O principal objetivo do trabalho é o estudo da forma e dimensão da perfuração hexagonal em placas de aço, visando o aumento do desempenho mecânico destes elementos frente ao fenômeno de flambagem elástica e elasto-plástica. Para isso, o método *Design Construtal* é utilizado, o que garante uma avaliação consistente das geometrias e dimensões ótimas de perfurações. Relações entre o volume do furo e da placa (ϕ), nos valores de 0,10, 0,15, 0,20 e 0,25 são consideradas, com o objetivo de maximizar a carga de compressão, evitando a flambagem. A geometria das perfurações pode variar através da relação característica entre as dimensões H_0/L_0. Foram definidas duas relações entre a largura H e comprimento L da placa: $H/L=0,5$ (placa retangular) e $H/L=1,0$ (placa quadrada). Além disso, para todos os casos estudados, a placa apresenta vinculação simplesmente apoiada nos quatro bordos, e as perfurações são posicionadas de forma centralizada na placa, respeitando uma distância limite mínima de 100 mm entre a borda do furo e a borda da placa.

2. TEORIA DE FLAMBAGEM DE PLACAS

Quando placas finas de aço são submetidas a carregamentos axiais de compressão, uma curvatura ou deflexão lateral pode ocorrer, caracterizando a ocorrência da flambagem. A Figura 1 mostra uma placa fina (largura *H,*

comprimento *L* e espessura *t*) submetida a um carregamento axial de compressão, considerando as bordas carregadas engastadas e as bordas não carregadas livres de vinculação (Åkesson, 2007).

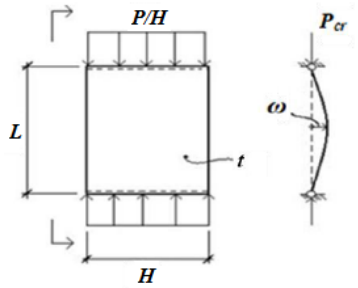


Figura 1. Placa submetida a um carregamento axial de compressão (Åkesson, 2007).

Quando o carregamento alcança um valor crítico, a placa sofre uma deflexão lateral de forma repentina (deslocamento ω). Esta deflexão lateral e curvilínea, mostrada na Fig. 1, indica a ocorrência do fenômeno de flambagem e a carga que provoca este fenômeno é denominada carga crítica, P_{cr}. Para carregamentos menores que a carga crítica, a deflexão não é permanente, ou seja, se retirado o carregamento, a placa volta a sua configuração original. Quando o carregamento atinge o valor de carga crítica, a deflexão na placa se torna permanente, ocorrendo o fenômeno denominado flambagem elástica ou linear (Åkesson, 2007). Uma placa no estado de flambagem elástica apresenta cargas de colapso muito maiores que a crítica, sendo assim, a placa suporta um aumento de carregamento acima de P_{cr}, até o momento em que a carga de colapso é atingida. Logo, essa capacidade de carga pós-flambagem que a placa apresenta caracteriza a ocorrência da flambagem elasto-plástica ou não linear (Szilard, 2004).

Vinson (2005) apresenta uma solução analítica para o problema de flambagem elástica em placas simplesmente apoiadas (sem perfuração), de comprimento *L*, largura *H*, espessura *t* e submetida a um carregamento uniaxial de compressão (conforme mostrado na Fig. 1). A solução analítica é dada pela por:

$$P_{cr} = k\frac{\pi^2 D}{H^2} \tag{1}$$

onde P_{cr} é a carga crítica por unidade de comprimento, π é uma constante matemática e k é o coeficiente de flambagem da placa, dado por:

$$k = \left(m\frac{H}{L} + \frac{1}{m}\frac{L}{H}\right)^2 \tag{2}$$

sendo *m* o modo de deformação da placa e *D* a rigidez à flexão da placa, definida por:

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \tag{3}$$

onde *E* e *v* são o módulo de elasticidade longitudinal e o coeficiente de Poisson do material da placa, respectivamente. A tensão que provoca a deflexão elástica, σ_{cr}, é definida através da relação entre a carga crítica, P_{cr}, e a espessura da placa, *t*. Esta tensão é denominada tensão de flambagem elástica ou crítica e é dada por:

$$\sigma_{cr} = k\frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)}\left(\frac{t}{H}\right)^2 \tag{4}$$

A teoria de flambagem não linear é extremamente complexa e difícil de ser estudada analiticamente, sendo necessária a aplicação de métodos computacionais para a solução destes problemas.

3. MODELAGEM COMPUTACIONAL

O comportamento mecânico de placas isotrópicas e perfuradas, quando submetidas ao fenômeno de flambagem elástica e inelástica, deve ser representado por um sistema de equações diferenciais parciais que, através de um método de discretização, poderão ser resolvidas numericamente. Um método de discretização bastante empregado na análise numérica de estruturas é o Método dos Elementos Finitos (MEF) (Blaauwendraad, 2010). Um programa baseado no MEF comumente utilizado é o software ANSYS®, que possui uma ampla variedade de soluções numéricas para problemas mecânicos. Sendo assim, o software ANSYS® foi utilizado para a simulação numérica do comportamento mecânico das placas envolvidas neste estudo.

No presente trabalho, o elemento finito do tipo casca com oito nós foi utilizado. Este elemento é particularmente adequado para a modelagem computacional de placas e cascas com espessura fina. O elemento apresenta seis graus de liberdade em cada nó, envolvendo translações e rotações em torno dos eixos *x*, *y* e *z*, respectivamente (ANSYS, 2005).

3.1. Flambagem Elástica

O procedimento numérico utilizado para o cálculo da carga crítica que provoca a flambagem elástica é baseado em uma análise de autovalores e autovetores. Uma vez assumido que a estrutura apresenta um comportamento elástico linear, uma instabilidade estrutural é prevista, sendo o enfoque do estudo a verificação da carga que provoca a flambagem elástica do elemento. Para este tipo de análise, que envolve as condições de equilíbrio das equações de elementos finitos, é necessária a solução de equações algébricas homogêneas, cujo menor autovalor e autovetor correspondem, respectivamente, à carga crítica de flambagem e ao modo de deformação elástica da estrutura (Madenci e Guven, 2006).

A matriz de rigidez global de uma placa, $[K]$, é obtida através da soma de uma matriz de rigidez responsável pelas pequenas deformações no elemento, $[K_E]$, com outra matriz, $[K_G]$, chamada matriz de rigidez geométrica (Przemieniecki, 1985). Esta matriz não depende apenas da geometria do elemento, mas também das tensões existentes no início do carregamento da placa, definido pelo passo de carga $\{P_0\}$. Sendo assim, quando o carregamento atinge um nível $\{P\}=\lambda\{P_0\}$, onde λ é um escalar, a matriz de rigidez global de uma placa pode ser escrita como:

$$[K] = [K_E] + \lambda[K_G] \tag{5}$$

As equações de equilíbrio que regem o comportamento da placa podem ser definidas como:

$$[[K_E] + \lambda[K_G]]\{U\} = \lambda\{P_0\} \tag{6}$$

onde $\{U\}$ é o vetor deslocamento total da placa, determinado por:

$$\{U\} = [[K_E] + \lambda[K_G]]^{-1}\lambda\{P_0\} \tag{7}$$

Após a ocorrência da flambagem elástica, a placa apresenta grandes deslocamentos sem qualquer aumento de carga. Logo, o vetor deslocamento $\{U\}$ tende ao infinito quando:

$$det[[K_E] + \lambda[K_G]] = 0 \tag{8}$$

A Equação (8) representa um problema de autovalores, apresentando como solução autovalores de λ, sendo o menor autovalor, λ_1, correspondente ao valor de carga crítica em que a flambagem elástica ocorre, ou seja:

$$\{P_{cr}\} = \lambda_1\{P_0\} \tag{9}$$

Além da carga crítica, a configuração do deslocamento (modo de flambagem) pode ser definida através da associação do vetor deslocamento $\{U\}$ com o menor autovalor λ_1.

3.2. Flambagem Elasto-plástica

A determinação da carga última de flambagem inelástica é consideravelmente difícil, uma vez que a relação tensão-deformação além do estado de flambagem elástica é mais complexa (Szilard, 2004). O material da placa é assumido como sendo linear elasto-plástico perfeito, ou seja, uma geometria inicial imperfeita que segue o modo de flambagem linear da placa é considerada. O valor máximo desta imperfeição é escolhido para ser *H / 2000*, sendo *H* a largura da placa (El-Sawy et al., 2004).

Para a carga última responsável pela flambagem não linear, uma carga de referência dada por $P_y=\sigma_y.t$, onde σ_y é a tensão de escoamento do material, é aplicada em pequenos incrementos nas arestas da placa. Para cada incremento de carga, o método de Newton-Raphson foi aplicado para determinar os deslocamentos que correspondem a configuração de equilíbrio da placa, através das seguintes equações:

$$\{P\}_{i+1} = \{P\}_i + \{\Delta P\} \tag{10}$$

$$\{\psi\} = \{P\}_{i+1} - \{F_{NL}\} \tag{11}$$

$$[K_t]\{\Delta U\} = \{\psi\} \tag{12}$$

$$\{U\}_{i+1} = \{U\}_i + \{\Delta U\} \tag{13}$$

sendo $[K_t]$ a matriz de rigidez tangente, $\{\Delta U\}$ é o vetor responsável pelo incremento de deslocamentos necessários para atingir a configuração de equilíbrio, $\{F_{NL}\}$ é o vetor de forças internas nodais não lineares e $\{\Psi\}$ é o vetor de cargas em desequilíbrio. Os vetores $\{U\}_i$ e $\{U\}_{i+1}$ correspondem aos deslocamentos enquanto que os vetores $\{P\}_i$ e $\{P\}_{i+1}$ correspondem as cargas externas aplicadas, considerando duas configurações de equilíbrio sucessivos da estrutura. A carga de colapso da estrutura é atingida quando o vetor de cargas em desequilíbrio $\{\Psi\}$ é anulado. (Helbig et al., 2014).

4. MÉTODO *DESIGN CONSTRUTAL*

Os estudos sobre os princípios da Teoria Construtal foram desenvolvidos pelo professor romeno Adrian Bejan, onde foi definida a chamada Lei Construtal. A Lei Constructal diz que: para um sistema de fluxo de dimensões finitas persistir no tempo, sua configuração deve evoluir no tempo de forma a facilitar o acesso das correntes que fluem através do sistema (Bejan e Zane, 2012). O método utilizado na aplicação da Lei Construtal é denominado *Design Construtal*. O *Design Construtal* é um método que relacionando graus de liberdade, restrições e função objetivo, busca a geometria ótima que conduz ao melhor desempenho. Sendo assim, este método foi empregado no trabalho, permitindo avaliar como a variação da dimensão da perfuração na placa influencia em seu comportamento mecânico.

Neste trabalho foi considerada uma placa submetida a um carregamento axial de compressão uniforme e simplesmente apoiada. Considerando a relação Largura/Comprimento (*H/L)*, os modelos de placa analisados apresentam as seguintes dimensões: placa retangular (largura H = 1000 mm, comprimento L=2000 mm, H/L = 0,50) e placa quadrada (largura H = 1414,2 mm, comprimento L = 1414,2 mm, H/L = 1,00). A esbeltez de ambas as placas é representada pela relação Largura/Espessura (*H/t)*, onde t = 10 mm. As placas retangulares e quadradas apresentam uma relação H/t = 100 e H/t = 141,42, respectivamente. A Figura 2 mostra as características gerais da placa e da perfuração considerada.

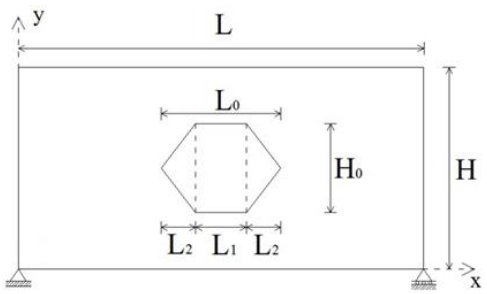


Figura 2. Características gerais da placa e da perfuração hexagonal longitudinal.

Para a realização de uma comparação consistente entre as dimensões das perfurações hexagonais, uma restrição denominada fração de volume da perfuração, ϕ, é definida. Esta relação é dada pela razão entre o volume da perfuração, V_0, e o volume total da placa (sem perfuração), V, sendo determinada através da divisão dos furos em uma área retangular e duas triangulares, conforme mostra a Fig. 2. A fração de volume, ϕ, é definida através da seguinte equação:

$$\phi = \frac{V_0}{V} = \frac{\left(H_0 L_1 + \frac{2L_2 H_0}{2}\right)t}{HLt} = \frac{H_0\left(L_1 + L_2\right)t}{HLt} = \frac{H_0\left(L_1 + L_2\right)}{HL} = \frac{3}{4}\frac{L_0 H_0}{HL} \tag{14}$$

onde H_0 e L_0 são as dimensões características da perfuração, conforme Fig. 2. No presente estudo, foram considerados os seguintes valores para a fração de volume da perfuração: ϕ = 0,10, ϕ = 0,15, ϕ = 0,20 e ϕ = 0,25. O grau de liberdade H_0/L_0 (relação entre as dimensões características da perfuração) é livre para variar, respeitando a distância mínima de 100,00 mm entre as arestas da placa e as arestas do furo.

A função objetivo do estudo é definir a geometria ótima da perfuração (H_0/L_0) que maximiza a tensão limite de flambagem em cada placa estudada. Para que os resultados obtidos sejam adequadamente comparados, os mesmos foram normalizados através da tensão de escoamento (σ_y) do material da placa (que para o Aço A-36 é de 250 MPa), originando então a Tensão Limite Normalizada (*TLN*). Para a tensão referente à flambagem elástica (σ_{cr}) e elasto-plástica (σ_u), a *TLN* é dada por:

$$TLN = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} \tag{15}$$

$$TLN = \frac{\sigma_u}{\sigma_y} \tag{16}$$

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Inicialmente o modelo computacional utilizado na solução do problema de flambagem elástica foi verificado. Para isso, foi adotada uma placa simplesmente apoiada (Aço A-36) com H = 1000 mm, L = 2000 mm e t = 10 mm, sem perfurações e discretizada com uma malha de elementos quadrilaterais SHELL93, onde cada elemento apresenta uma dimensão de 20 mm. A carga crítica de flambagem definida pela solução analítica, Eq. (1), para a placa em estudo é 759,20 kN/m enquanto que o valor obtido pela solução numérica foi de 753,74 kN/m. Os resultados apresentaram uma diferença de 0,72%, verificando assim o modelo computacional.

Já a validação do modelo computacional utilizado para o problema de flambagem elasto-plástica foi realizada através da utilização de resultados experimentais obtidos em El-Sawy et al. (2001). Foi considerada para a validação uma placa com H = 1000,00 mm, L = 1000 mm e t = 20,00 mm, considerando uma perfuração circular centralizada de diâmetro igual a 300,00 mm. A simulação também foi realizada para uma malha composta por elementos quadrilaterais (SHELL93) de tamanho 20,00 mm, baseado nos trabalhos de Helbig et al. (2014) e Lorenzini et al. (2016). O resultado da carga última obtida numericamente, P_u = 4340,00 kN/m, é comparada com o resultado experimental, P_u = 4270,00 kN/m, produzido por El-Sawy et al. (2001) para uma placa idêntica a adotada para o modelo numérico. Logo, o modelo computacional foi validado, com uma diferença entre os resultados de 1,61%.

Com isso, a Fig. 3 apresenta a variação da *TLN* em função de H_0/L_0, para as placas H/L = 0,50, com perfuração hexagonal longitudinal, e ainda, considerando uma fração de volume ϕ = 0,10. Esta variação origina duas curvas para cada tipo de perfuração, referentes aos valores de *TLN* para a flambagem elástica e elasto-plástica. No canto superior direito da Fig. 3 é possível observar as características geométricas da perfuração com o menor valor de H_0/L_0 (placa da esquerda) e com o maior valor de H_0/L_0 (placa da direita).

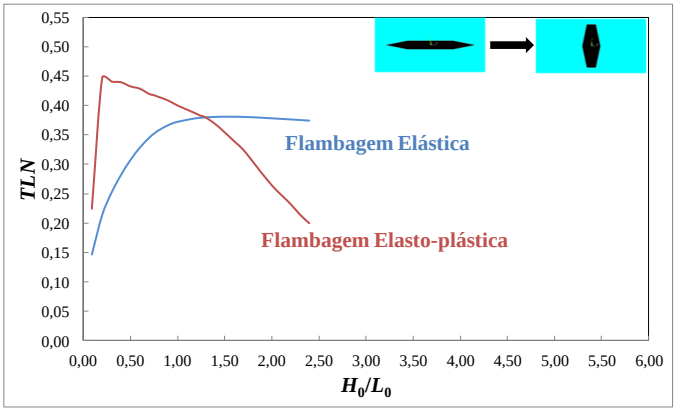


Figura 3. *TLN* em função de H_0/L_0, para a placa com H/L = 0,50, ϕ = 0,10.

Analisando o gráfico da Fig. 3, observa-se que para valores de H_0/L_0 localizados à esquerda do ponto de intersecção das curvas, a *TLN* última é atingida após a ocorrência da *TLN* crítica, garantindo uma segurança quanto à ocorrência da tensão de colapso da placa segundo as normas de projeto vigentes. Neste caso, como a intensão é evitar a ocorrência da flambagem, a curva referente a flambagem elasto-plástica é descartada. Já para os valores de H_0/L_0 localizados à direita do ponto de intersecção das curvas, a tensão de escoamento do material da placa é atingida para valores menores dos que causariam a flambagem elástica. Nesta situação a análise linear não é válida, pois a mesma não será atingida. Então, a partir dos resultados apresentados na Fig. 3, foi possível a definição da curva limite de flambagem, ou seja, valores limites de *TLN*, em função da variação de H_0/L_0, que determinam a ocorrência de flambagem elástica ou elasto-plástica para a placa perfurada H/L = 0,50 e ϕ = 0,10. Para as demais frações de volume, ϕ, das placas retangulares e quadradas, o procedimento de definição da curva limite de flambagem é semelhante ao realizado nos resultados obtidos para ϕ = 0,10 e H/L = 0,50. Nas Figuras 4 e 5 são mostradas as curvas limite para todas as frações de volume estudadas para a perfuração hexagonal longitudinal e as placas H/L = 0,50 (retangular) H/L = 1,00 (quadrada), respectivamente.

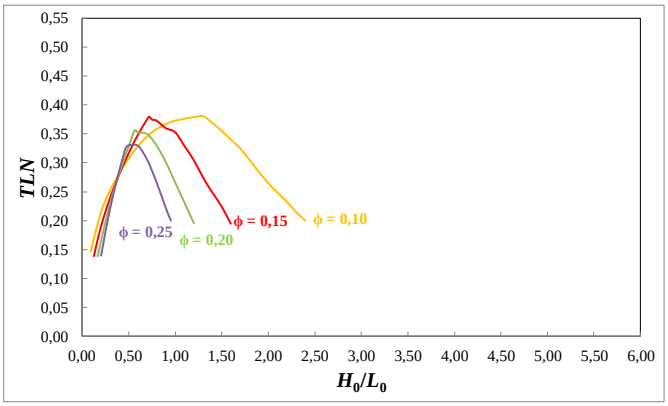


Figura 4. Curvas limite de flambagem para placas com H/L = 0,50.

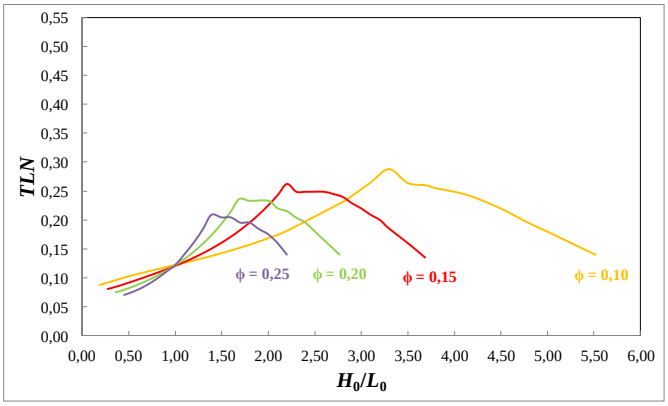


Figura 5. Curvas limite de flambagem para placas com H/L = 1,00.

Através da análise das curvas limite da Fig. 4, é possível verificar a influência da variação de ϕ nos resultados de *TLN*. Para um intervalo de $0{,}09 \leq H_0/L_0 \leq 0{,}40$, a fração de volume $\phi = 0{,}10$ obteve o melhor desempenho, enquanto que a fração $\phi = 0{,}25$ obteve o pior desempenho. Considerando um intervalo de $0{,}60 \leq H_0/L_0 \leq 0{,}90$, as frações de volume $\phi = 0{,}15$ e $\phi = 0{,}10$ obtiveram o melhor e o pior desempenho, respectivamente. Para o intervalo de $0{,}90 \leq H_0/L_0 \leq 1{,}60$, a fração de volume $\phi = 0{,}10$ apresenta resultados de *TLN* bastante superiores aos resultados obtidos por $\phi = 0{,}15$. Para as curvas limite da Fig. 5, considerando todos os valores de ϕ, é possível ver que o intervalo de relações H_0/L_0 simuladas para placas $H/L = 1{,}00$ é maior do que para $H/L = 0{,}50$ (Fig. 4). A análise feita para a Fig. 4, envolvendo intervalos de H_0/L_0 e as respectivas frações de volume, que promovem os melhores resultados de *TLN* é semelhante para as curvas da Fig. 5. Outras características que podem ser observadas nas Fig. 4 e 5 são: o intervalo de relações H_0/L_0 simuladas diminui conforme o aumento de ϕ; a fração de volume $\phi = 0{,}10$ apresenta o maior número de relações H_0/L_0 simuladas enquanto que o menor número de relações H_0/L_0 simuladas ocorre para $\phi = 0{,}25$.

Analisando os gráficos das Fig. 4 e 5 é possível observar que todas as curvas limite atingem um ponto de máximo, caracterizando a relação H_0/L_0 otimizada ($(H_0/L_0)_o$) e a sua respectiva *TLN* maximizada ($(TLN)_m$). Este ponto de máximo das curvas é a intersecção entre as curvas de flambagem elástica e elasto-plástica (ver Fig. 3) de cada ϕ, considerando as duas dimensões de placas analisadas. Na Tabela 1, são apresentados os valores máximos de *TLN* para as placas retangulares e quadradas. Além disso, considerando somente valores de H_0/L_0 maiores que $(H_0/L_0)_o$ em cada caso, são apresentados na Tab. 1 os menores valores de *TLN* e seu respectivo valor de H_0/L_0. Optou-se por comparar os casos ótimos com os piores casos que possuem $H_0/L_0 > (H_0/L_0)_o$, pois nessas configurações ocorre a flambagem elasto-plástica que causa o colapso da estrutura.

Tabela 1. Tensões limites máximas e mínimas para os casos estudados.

Fração de volume	$H/L = 0{,}50$				
	$(H_0/L_0)_o$	$(TLN)_m$	H_0/L_0	*TLN*	Diferença (%)
$\phi = 0{,}10$	1,30	0,380	2,40	0,200	90,00
$\phi = 0{,}15$	0,72	0,380	1,60	0,195	94,87
$\phi = 0{,}20$	0,56	0,353	1,20	0,195	81,03
$\phi = 0{,}25$	0,47	0,324	0,95	0,200	62,00
Fração de volume	$H/L = 1{,}00$				
	$(H_0/L_0)_o$	$(TLN)_m$	H_0/L_0	*TLN*	Diferença (%)
$\phi = 0{,}10$	3,30	0,284	5,52	0,140	102,86
$\phi = 0{,}15$	2,20	0,262	3,68	0,135	94,07
$\phi = 0{,}20$	1,69	0,236	2,76	0,140	68,57
$\phi = 0{,}25$	1,39	0,209	2,20	0,140	49,29

De acordo com a Tab. 1, considerando a melhoria do comportamento mecânico entre o caso ótimo e o pior caso, a otimização geométrica realizada através do método *Constructal Design* indica que para as placas $H/L = 0{,}50$ e $H/L = 1{,}00$, a perfuração hexagonal longitudinal apresentou uma melhoria de 94,87% para $\phi = 0{,}15$ e 102,86% para $\phi = 0{,}10$, respectivamente. Os menores percentuais de melhorias ocorreram para a fração de volume $\phi = 0{,}25$, onde, considerando a placa $H/L = 0{,}50$, o furo hexagonal longitudinal apresentou uma melhoria de 62,00%, enquanto que para a placa $H/L = 1{,}00$ ocorreram melhorias de 49,29%. Cabe destacar, que estas melhorias são obtidas apenas através da variação da forma do furo (grau de liberdade H_0/L_0). É possível observar também, que o aumento de ϕ provoca uma redução nos valores de $(TLN)_m$ e $(H_0/L_0)_o$. Essa situação ocorre devido ao aumento de ϕ provocar um aumento nas proporções da perfuração, gerando uma retirada maior de material da placa e, consequentemente, enfraquecendo-a.

Considerando o aumento de ϕ, entre os valores de 0,10 e 0,25, é possível observar a ocorrência de uma redução gradativa dos percentuais de melhorias da $(TLN)_m$, para a placa $H/L = 1{,}00$. Para a placa $H/L = 0{,}50$, observa-se um pequeno aumento no percentual de melhorias entre $\phi = 0{,}10$ e $\phi = 0{,}15$ de 90,00% para 94,87%, ocorrendo uma redução deste percentual para valores maiores de ϕ. Ainda analisando os resultados apresentados na Tab. 1, é possível observar que não existe um único valor de $(H_0/L_0)_o$ que conduza ao comportamento superior, ou seja, não existe uma geometria universal para a perfuração que maximize a *TLN*. Sendo assim, para cada valor de H/L e ϕ é necessário definir um valor específico de $(H_0/L_0)_o$.

Por fim, as Figs. 6 e 7 mostram, respectivamente, para as placas com $H/L = 0{,}50$ e $H/L = 1{,}00$, a distribuição de tensões por von Mises, para os casos apresentados na Tab. 1.

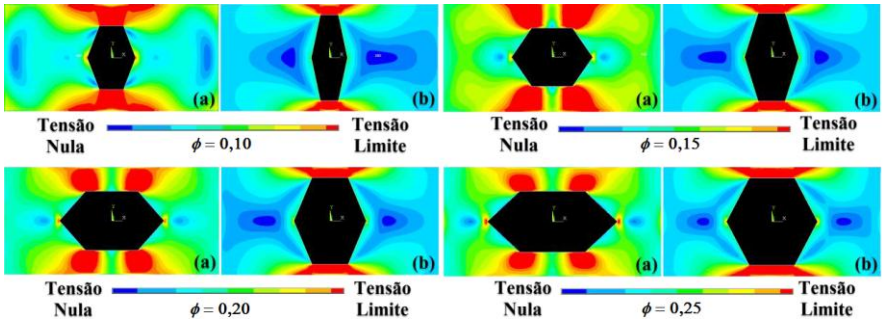


Figura 6. Distribuição de tensões para placas H/L = 0,50, considerando (a) Casos ótimos e (b) Piores casos.

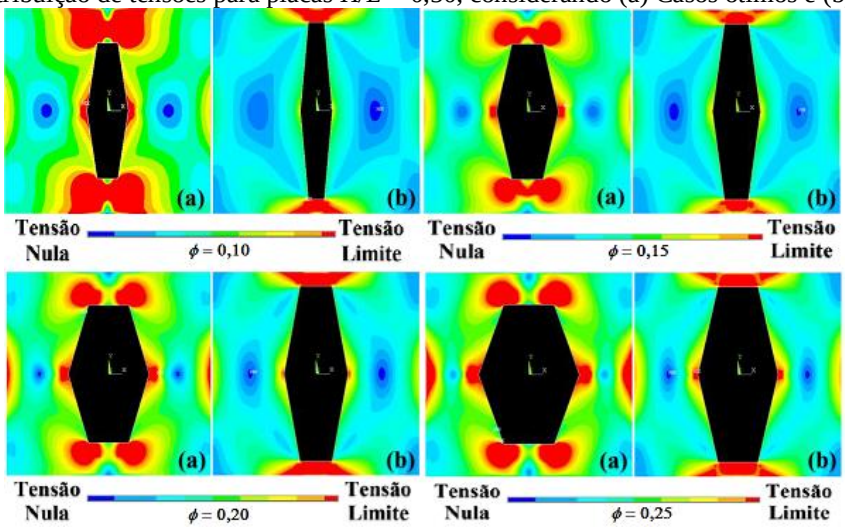


Figura 7. Distribuição de tensões para placas H/L = 1,00, considerando (a) Casos ótimos e (b) Piores casos.

Analisando as Figs. 6 e 7 observa-se que as geometrias ótimas apresentam uma melhor distribuição das tensões limites ao longo de toda a superfície das placas, enquanto que para os piores casos isso não acontece. Em outras palavras, as geometrias ótimas permitem que a tensão limite seja melhor distribuída em cada caso, o que faz com que uma maior região da placa seja exposta à essa tensão (cor vermelha nessas figuras), independentemente da fração de volume utilizada. Os princípios da Teoria Construtal justificam este comportamento mecânico superior alcançado pelas geometrias ótimas, através do princípio da ótima distribuição de imperfeições (Bejan e Zane, 2012).

6. CONCLUSÕES

Através da variação do grau de liberdade H_0/L_0, mantendo como restrição as frações de volume da perfuração ϕ = 0,10, ϕ = 0,15, ϕ = 0,20 e ϕ = 0,25, foi possível avaliar a influência das dimensões da perfuração no comportamento mecânico sob flambagem das placas. Através dos resultados obtidos, foi possível notar que a variação das dimensões da perfuração estabelece a ocorrência da flambagem elástica ou elasto-plástica na placa, independentemente da dimensão da placa. Na literatura consultada, essa mudança de comportamento de flambagem sempre foi relacionada à variação da espessura da placa. Sendo assim, essa é uma importante contribuição do presente estudo.

Foi observado também que a mudança do regime elástico para o regime elasto-plástico de placas sob flambagem foi definida pela intersecção das curvas de flambagem linear e não linear. Sendo assim, para descrever o fenômeno de flambagem nas placas perfuradas H/L = 0,50 e H/L = 1,00, uma curva limite de tensão para cada fração de volume estudada foi definida, através da união do comportamento de flambagem elástica e elasto-plástica, sendo esta outra contribuição científica relevante deste trabalho. O melhor desempenho mecânico foi obtido exatamente no ponto de intersecção entre as curvas elástica e elasto-plástica. Este ponto de interseção é definido pela relação $(H_0/L_0)_o$ e a sua referente $(TLN)_m$. Comparando os valores de TLN dos casos ótimos com os valores de TLN dos piores casos, ficou constatado que a fração de volume ϕ = 0,10 obteve os melhores percentuais de melhorias, enquanto que para ϕ = 0,25 ocorreram os piores percentuais. Além disso, o estudo apresenta as distribuições de tensões nas placas estudadas, deixando evidente que as relações $(H_0/L_0)_o$ proporcionam uma melhor distribuição de tensões nas placas e mostrando que o valor de ϕ afeta as distribuições de tensões em placas retangulares e quadradas.

Sendo assim, fica evidente que o método *Design Construtal*, aliado à simulação numérica estrutural, é uma ferramenta eficaz na análise da influência de perfurações hexagonais em placas submetidas ao fenômeno de

flambagem, permitindo para cada ϕ estudado, a determinação de uma curva limite de tensão, que impede a ocorrência da flambagem desses componentes estruturais.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Åkesson, B., 2007. Plate buckling in bridges and other structures. Taylor & Francis Group, London, UK.

ANSYS®, 2005. "User's manual". Swanson Analysis System Inc. Houston.

Bejan, A., & Zane, J. P., 2012. "Design in nature". Doubleday.

Blaauwendraad, J., 2010. "Plates and FEM – Surprises and Pitfalls". Springer, New York.

Cheng, L.; Zheng, Y. Li, D., 2006. "Research on Hole-Edge Stress Distrbution of Composite Materialz Plate with Complex Holes by Integral Equations Method". Journal of Mechanical Strength.

Chow, F.-Y., & Narayanan, R., 1984. "Buckling of Plates Containing Openings". In Seventh International Conference on Cold-Formed Steel Structures, pp. 39–45.

El-Sawy, K. M., & Nazmy, A. S., 2001. "Effect of aspect ratio on the elastic buckling of uniaxially loaded plates with eccentric holes". Thin-Walled Structures, Vol. 39, pp. 983–998.

El-Sawy, K. M., Nazmy, A. S., & Martini, M. I., 2004. "Elasto-plastic buckling of perforated plates under uniaxial compression". Thin-Walled Structures, Vol. 42, pp. 1083–1101.

El-Sawy, K. M., & Martini, M. I., 2007. "Elastic stability of bi-axially loaded rectangular plates with a single circular hole". Thin-Walled Structures, Vol. 45, pp. 122–133.

Helbig, D., Rocha, L. A. O., Dos Santos, E. D., Real, M. V., Isoldi, L. A., and Silva, C. C. C., 2014. "Numerical Simulation and Constructal Design Method Applied to the Study of the Cutout Shape Influence in the Mechanical Behavior of Perforated Plates Subjected to Buckling". In XXXV Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering (CILAMCE). Fortaleza, Brazil.

Helbig, D., Da Silva, C.C.C., Real, M.V., Dos Santos, E.D., Isoldi, L.A. and Rocha, L.A.O., 2016. "Study About Buckling Phenomenon in Perforated Thin Steel Plates Employing Computational Modeling and Constructal Design Method". Latin American Journal of Solids and Structures (LAJSS), Vol. 13, pp. 1912-1936.

Lorenzini, G., Helbig, D., Da Silva, C.C.C., Real, M.V., Dos Santos, E.D., Isoldi, L.A. and Rocha, L.A.O., 2016. "Numerical evaluation of the effect of type and shape of perforations on the buckling of thin steel plates by means of the constructal design method". International Journal of Heat and Technology, Vol. 34, pp. 9-20.

Madenci, E.; Guven, I. , 2006. "The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS®". [S.l.]: Springer.

Przemieniecki, J. S., 1985. "Theory of Matrix Structural Analysis". Ed.Dover Publications.

Rocha, L. A. O., Isoldi L. A., Real, M. V., dos Santos, E. D., Correia, A. L. G., Lorenzini, G., & Biserni, C., 2013. "Constructal Design Applied to the Elastic Buckling of Thin Plates with Holes". Central European Journal of Engineering, Vol. 3, pp. 475–483.

Silva, V. P., 2012. "Dimensionamento de Estruturas de Aço". Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica, São Paulo, Brasil.

Soltani, M. R.; Bouchair, A.; Mimoune, M., 2012. "Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams". Journal of Constructional Steel Research, Vol. 70, pp.101-114.

Szilard, R., 2004. "Theories and Applications of Plate Analysis: Classical Numerical and Engineering Methods".[S.l.], John Wiley & Sons.

Trahair, N.S., Bradford, M.A., Nethercot, D.A., & Gardner L., 2008. "The Behaviour and Design of Steel Structures to EC3".Taylor & Francis.

Vinson, J. R., 2005. "Plate and Panel Structures of Isotropic, Composite and Piezoelectric Materials, Including Sandwich Construction". Springer.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE (Times New Roman, 10pt, negrito, maiúscula)

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

9. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao CNPq, à CAPES, à UFRGS e à FURG pelo apoio.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica
Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING
Rio Grande, November 23^{rd} to 25^{th}, 2016

ESTIMATE OF THE WAVE CLIMATE ON THE MOST ENERGETIC LOCATIONS OF THE SOUTH-SOUTHEASTERN BRAZILIAN SHELF

Phelype Haron Oleinik[1], **Wilian Correa Marques**[2], **Eduardo de Paula Kirinus**[3]

[1] Federal University of Rio Grande
Graduate Program in Civil, Coastal and Harbour Engineering
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
e-mail: phe.h.o1@gmail.com
[2] Federal University of Rio Grande
Institute of Mathematics, Statistics and Physics
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil
[3] Federal University of Rio Grande
Institute of Oceanography
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brazil

ABSTRACT

The wave energy availability has become a field of intensive research around the world. In this sense, this study aims to estimate the wave climate at the most energetic spots on the South-Southeastern Brazilian Shelf (SSBS) as well as the mean annual behavior of the wave power yield at these sites. To achieve this goal, the sea state model TOMAWAC was used to simulate 18 *years of wave conditions on the SSBS which were later converted to a single year, representative of the Brazilian wave climate. The results showed that the sites at Santa Marta cape and Ilhabela are quite similar, with mean wave height of* $1.4\ \mathrm{m}$ *and period of* $8.5\ \mathrm{s}$ *along the climatological year. Farol island, on the other hand, showed higher averages, of* $1.7\ \mathrm{m}$ *and* $8.9\ \mathrm{s}$ *for wave height and period, respectively. The annual behavior of the wave parameters showed greater stability at Santa Marta cape and Ilhabela, and less at Farol island. The wave power yield inherited the characteristics of the other parameters, with an erratic pattern at Farol island and a more behaved one at the other two sites. The mean wave power yield at the Santa Marta cape and Ilhabela is nearly* $10\ \mathrm{kW/m}$ *and at Farol island,* $15\ \mathrm{kW/m}$*. From there on, a wavelet analysis pointed that the most energetic events are those with periods of occurrence from* 6 *to* 12 *days, with the apex at* 7 *days. The wavelet analysis also showed that the most energetic spectrum is the one at Farol island, with* 2.5 *times the energy of the other locations at the period band of* 7 *days.*
Keywords: *Seasonality, TOMAWAC, Wave Climate, Wave Energy*

1. INTRODUCTION

The demand for electricity has increased immensely in the last few decades, and this trend keeps on going. This necessity boosted countless researches in this field. A great deal of these studies focus on clean and renewable energy sources. Ocean wave energy is one of the most environmentally friendly sources of energy since it does not emit pollutants to the atmosphere neither produces harmful waste. Another great positive point about ocean waves is that they are inexhaustible, therefore a power plant could, if correctly operated, provide energy indefinitely.

Though, a few aspects about wave energy must be considered. One of them is the lack of concrete studies on the

subject, since it is a rather new technology. What made most of the recent studies on this matter possible is the great advances in computational power, making oceanographic studies in general much easier. With the ease of numerical models and the great development of the third generation models over the last few years, many authors have already published studies on this field.

Wave climatology studies have already been performed by several authors in a global scale. Reguero et al. (2012), for instance, performed a validation and reanalysis of the wave data output by WAVEWATCHIII (WW3) by comparing its results with a combined dataset of different altimeters (Jason 1, Jason 2, TOPEX, ERS-2, Envisat and GFO) and removing outliers due to unusual phenomena that are not predicted by wave models. This work resulted in, what the authors aimed to be, the longest and up-to-date global reanalyzed wave dataset.

Arinaga and Cheung (2012) went further into the wave power issue and used 10 years of hindcast data from WW3 to address the wave power resource and provide an overview of the order of magnitude of wave heights on Earth. Their results presented a cyclic pattern of bigger wave heights hence, wave power, in the winter. This is true to both hemispheres.

Taking the path of seasonal variability, Neill and Hashemi (2013) conducted an analysis of monthly variability of wave power around the British Isles. Their study shown that on the months that comprise the winter (December to March), the wave power availability is remarkably higher than the remaining months. This is mainly due to the passage of severe cold fronts that add up to the waves energy. Neill and Hashemi (2013) also found greater variability associated with the higher wave energies, as well as, interannual variations within the 7 years of data they addressed.

Reguero et al. (2013) used a reanalyzed WW3 dataset on the coastline of South and Central America to characterize the mean behavior and seasonality of waves on these continents. With the 60-year long dataset they also detected a long-term trend of growth of significant wave height along time and created Self Organized Maps for key spots along the South and Central American coastline.

On the Brazilian coast there are a few studies on the subject. Pianca et al. (2010) assessed WW3 reanalyzed data on points scattered along the Brazilian shelf in order to evaluate the representative wave climate of each region throughout the year. Oleinik et al. (2016a) studied the mean behavior of significant wave height (H_s), peak period (T_p), and average direction at the peak period (D_p) on the SSBS as well as the associated energetic potential, in 2006.

Oleinik et al. (2016b) assessed the energetic potential of wind driven waves on the SSBS and concluded that the three locations with the most wave energy availability are, the Santa Marta cape on the state of Santa Catarina, Ilhabela on the state of São Paulo, and Farol island, on the state of Rio de Janeiro. Their results also showed that the most energetic location, Farol island, is also subject to more intense variations along the time.

In order to improve the understanding of the Brazilian wave climate, the aim of this work is to analyze the temporal and spatial variability of the most energetic locations in the studied area constructing wave climate time series for these sites.

To accomplish this goal, the sea state modeling software TOMAWAC was used to simulate 18 years of waves on the South-Southeastern Brazilian Shelf (SSBS), then its results were averaged to a single year, representative of the wave climate on the studied area. The three locations pointed out by Oleinik et al. (2016b) were chosen for the extraction of clustered time series in order to create a wave pattern representative of each site. Finally, the resulting time series were used to create wavelets to represent the variability cycles within a year.

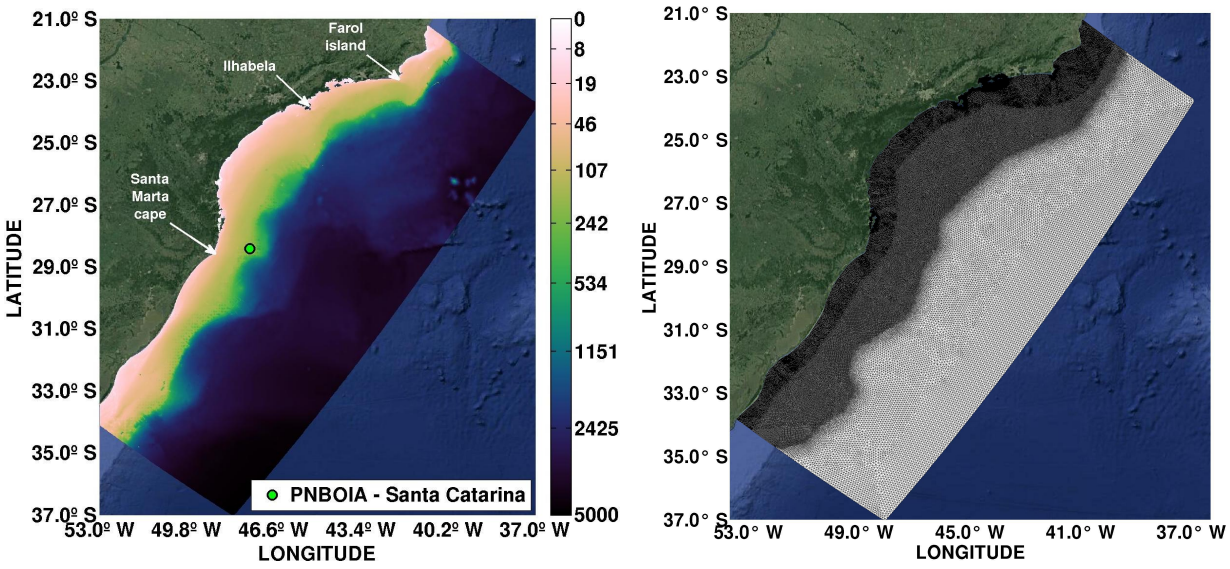
2. MATERIALS AND METHODS

This study addresses the application of the third generation wave model TOMAWAC (TELEMAC-Based Operational Model Addressing Wave Action Computation) to simulate the sea state over the SSBS (Fig. 1a) over a period of 18 years, between 1997 and 2014, and the analysis of time series of significant wave height (H_s), peak period (T_p) and, wave power rate per unit crest length (P_w), extracted from the vicinities of three previously selected sites (Fig. 2).

The spatial domain is represented by an unstructured mesh (Fig. 1b) composed of 205617 nodes with varying relative distance between them (from 8 km near the oceanic boundary to 1 km on the coastline and 100 m on areas of interest). Figure 2 shows the computational domain trimmed at the depth of 200 m for a better coastal representation. TOMAWAC's temporal resolution is one hour for each computation, although, the temporal resolution of the output is rather coarse, 12 hours, due to the final size of the output file.

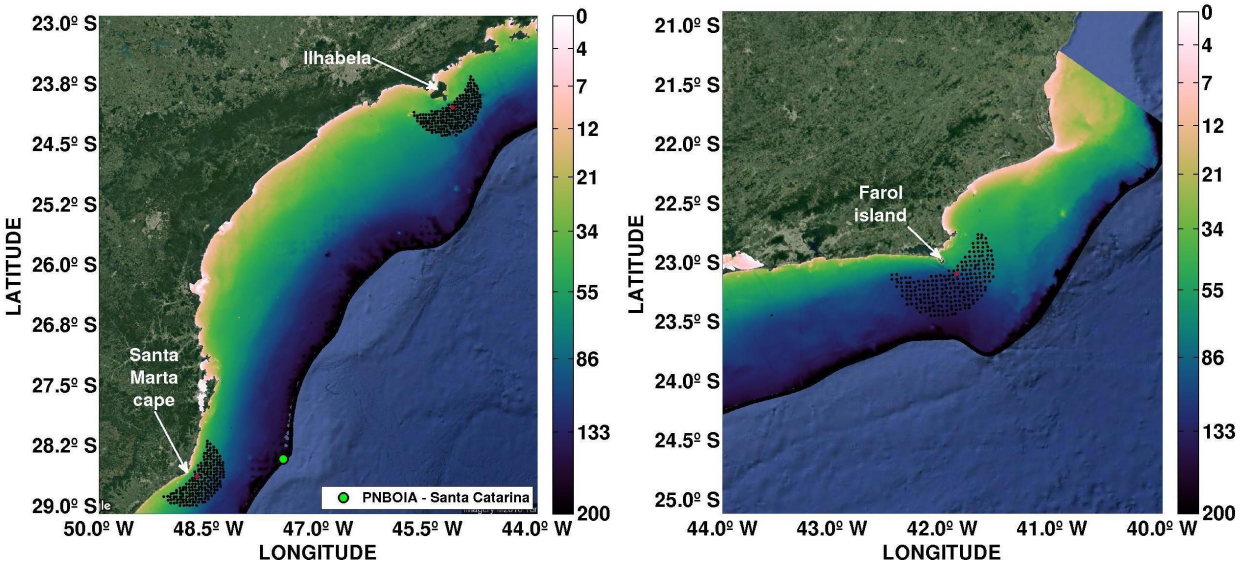
2.1 Numerical model

The numerical model TOMAWAC was used to perform the simulations. This model is part of the TELEMAC modeling system (`www.opentelemac.org`). TOMAWAC is a third generation wave model that computes the sea state



(a) (b)

Figure 1: (a) Bathymetry of the study region. The green dot represents the location of the wave buoy used for the model validation. *Cube Helix* color scheme developed by Green (2011). (b) Unstructured mesh used by TOMAWAC to perform the simulation.



(a) (b)

Figure 2: Bathymetry of the (a) Central part and (b) Northern part of the study region up to 200 m depth. The black dots surrounding the sites indicate the location of the extraction of time series.

by solving the equation of conservation of action density (Eq. (1)) for the wave directional spectrum.

$$\frac{\partial N(f,\theta)}{\partial t} + \frac{\partial \dot{x} N}{\partial x} + \frac{\partial \dot{y} N}{\partial y} + \frac{\partial \dot{k}_x}{\partial k_x} + \frac{\partial \dot{k}_y}{\partial k_y} = Q(k_x, k_y, x, y, t) \tag{1}$$

where N is the directional wave spectrum, x and y are the coordinate system, k_x and k_y are the components on x and y of the wave number vector and t is time. Equation (1) represents that, in a general situation of waves propagating in a non-homogeneous and unsteady environment, the wave action density is preserved within the source and sink terms, defined by Q.

TOMAWAC calculates wind-driven waves taking into account most of the main physical processes involved such as, shoaling, whitecapping, bottom friction-induced dissipation, non-linear interactions between waves and depth-induced refraction. TOMAWAC, however, does not take diffraction and reflection into account.

To solve Eq. (1), TOMAWAC splits the directional spectrum (N) into a finite number of wave frequencies (f_i) and directions (θ_i) and solves Eq. (1) for each component (f_i, θ_i). The directional spectrum of wave energy, denoted by $E(f, \theta)$, can be associated with the directional spectrum of wave action through Eq. (2).

$$E(f, \theta) = N(f, \theta).\rho g \sigma \tag{2}$$

where ρ is the specific mass of water, g is the gravity acceleration and σ is the angular frequency of the waves given by $\sigma = 2\pi f$. The integration of $E(f, \theta)$ along the discretized frequencies and directions yields the energy per unit area of the random multi-directional waves (Equation (3)).

$$\sum_{f}^{f+df} \sum_{\theta}^{\theta+d\theta} \frac{1}{2} \rho g a_m^2 = E(f, \theta) df d\theta \tag{3}$$

2.2 Superficial and Boundary Conditions

To perform the numerical simulations, TOMAWAC was initialized from the rest. The oceanic boundaries were set by the imposition of H_s, T_p and D_p, downloaded from the database generated by the wave forecasting model WAVEWATCHIII (`ftp://polar.ncep.noaa.gov/history/waves`) with spatial and temporal resolution of 30 arc minutes and 3 hours, respectively.

The superficial boundary was forced by winds from NOAA, from the NCEP/NCAR Reanalysis Project (`www.esrl.noaa.gov/psd/data/gridded/data.ncep.reanalysis.html`) with spatial resolution of $1.875°$ and temporal resolution of 6 hours. Both the validation and the climatological simulation used the same data sources. The validation period lasted for 4 years, between 2011 and 2014 and the simulation for the climatological study lasted 18 years from 1997 to 2014 due to availability of data to run TOMAWAC.

2.3 Validation

The results used in this study were previously calibrated by Oleinik et al. (2016b) using buoy data from the *Programa Nacional de Boias* (PNBOIA) for the year of 2012, from buoys located off the coast of the states of Rio Grande do Sul, Santa Catarina and São Paulo.

The use of TOMAWAC on the SSBS was validated through the comparison of time series of the wave parameters output by the model (H_s, T_p and D_p) with the same parameters measured by a wave buoy on the simulated domain.

The data used were measured by *Axys 3 Metre Buoys* operated by the PNBOIA (`www.goosbrasil.org/pnboia`). The buoy is located off the Brazilian coast on the state of Santa Catarina (28°31' 12"S , 47°23' 24"W). Its location is shown in Fig. 1a. The data were measured with the buoy anchored at a depth of 200 m.

The data measured by the buoy was subject to thorough treatment for removal spikes and outliers. Approximately 17% of the original dataset was deleted. The model output was interpolated to fit the buoy data. The comparison of the time series is shown in Fig. 3.

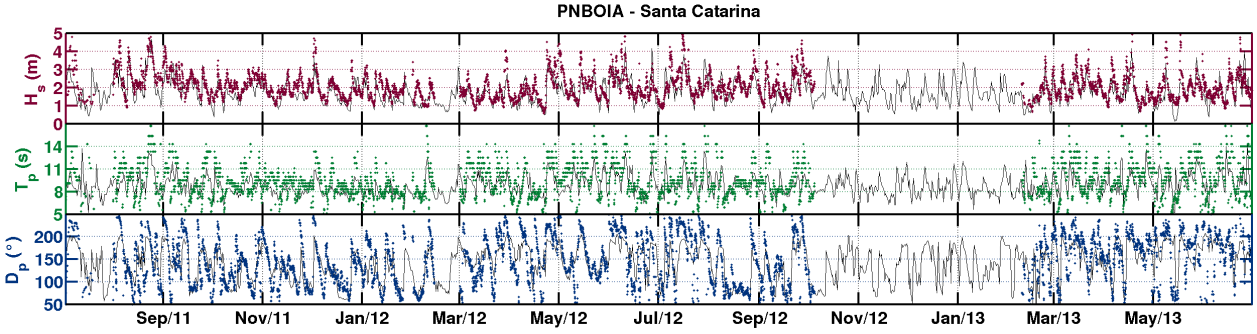


Figure 3: Time series comparing the TOMAWAC output (black line) with the wave parameters, H_s (red dots), T_p (green dots) and D_p (blue dots) measured by the buoy at Santa Catarina.

The time series provide a visual representation of the comparison between TOMAWAC and the buoy. This comparison can be quantified for better understanding, using standard (Janssen et al., 1997; Lalbeharry, 2002; Melo et al., 2008; Chawla et al., 2013) error metrics in this field of study. The equations to compute these metrics are presented in Tab. 1. In the equations, T_i are the data modeled by TOMAWAC, B_i, the data measured by the buoy and n, the number

Table 1: Mathematical equations to compute the error metrics.

Bias	$B = \sum \frac{T_i - B_i}{n}$
Relative Bias	$B_r = {}^{V}/_{\bar{B}}$
Root Mean Square Error	$RMSE = \sqrt{\frac{\sum (T_i - B_i)^2}{n}}$
Symmetric Slope	$SS = \sqrt{\frac{\sum T_i^2}{\sum B_i^2}}$
Correlation Coefficient	$r = \frac{\sum T_i \cdot B_i - n \cdot \bar{T}\bar{B}}{\sqrt{\sum T_i^2 - n \cdot \bar{T}^2} \cdot \sqrt{\sum B_i^2 - n \cdot \bar{B}^2}}$

Table 2: Statistical parameters calculated using the measured data and the TOMAWAC output.

	PARAMETER	PNBOIA SC	TOMAWAC
H_s	Average (m)	1.83	1.77
	Standard Deviation (m)	0.66	0.61
	Mean Relative Error	0.20	
	Root Mean Square Error (m)	0.45	
	Symmetric Slope	0.96	
	Correlation Coefficient	0.76	
T_p	Average (s)	9.64	8.81
	Standard Deviation (s)	2.15	1.20
	Mean Relative Error	0.15	
	Root Mean Square Error (s)	1.78	
	Symmetric Slope	0.90	
	Correlation Coefficient	0.70	
D_p	Average (°)	145.82	141.59
	Standard Deviation (°)	51.41	38.86
	Mean Relative Error	0.20	
	Root Mean Square Error (°)	31.48	
	Symmetric Slope	0.95	
	Correlation Coefficient	0.80	

of data entries in a time series. To complement the results, some statistics about the data from both TOMAWAC and the buoys are presented in Tab. 2 with the error metrics.

The time series (Fig. 3) show a good fit between modeled and measured H_s. The model keeps up to the measured data for both higher and lower waves. For T_p, on the other hand, there is a visible underestimation, by the model, of the actual data. One source of this underestimation can be the frequency distribution of both the model (whose spectrum is discretized along the frequencies) and the buoy (whose output is given in a finite number of frequencies).

For D_p, TOMAWAC results also fit the measured data nicely with, perhaps, a tendency to values slightly lower than the measured. The convention of direction used here is the Nautical Convention (0° points north and directions increase in the clockwise direction) for the direction which the waves are coming from, *e.g.*, 90° waves are waves coming from East and going West.

Firstly, for H_s, the mean values show that, in average, TOMAWAC tends to underestimate the actual wave heights by as little as $6\ \mathrm{cm}$ in both locations. One source of this underestimation may be the temporal resolution of the model output, that can be unaware of high intensity events.

Another reason may be the resolution of the input wind field that, according to a study published by Swail and Cox (2000), the NCEP/NCAR Reanalysis wind fields have a major deficiency for peaks of wave heights that occur during storms, thus justifying the higher wave heights measured by the buoy that are not represented by TOMAWAC. But the model precision cannot be evaluated through mean values only. The standard deviation is approximately the same, but a little higher for the buoy, meaning that its results are more scattered, possibly because of peaks of H_s not represented by TOMAWAC due to the temporal resolution.

An usual error measure is the Mean Relative Error (or Mean Absolute Percentage Error) that, for H_s, is 20%. Though, this error measurement is extremely biased, specially for variables with lower orders of magnitude, so for this type of analysis, it is recommended the use of the Root Mean Square Error ($RMSE$), for it does not have problems with average values close to zero and, mainly, since the difference between model and buoy is squared, bigger differences have more impact on the final value of $RMSE$.

This is useful because numerical models will have acceptable discrepancies compared to the measured data due to minor processes not taken into account, that do not characterize an error. The $RMSE$ for H_s is $0.45\ \mathrm{m}$, acceptable when compared to the studies aforementioned (Janssen et al., 1997; Lalbeharry, 2002; Edwards et al., 2014; Melo et al., 2008).

The Symmetric Slope (SS) acts as the $RMSE$, making bigger values more important, and computing the proportion between modeled and measured values, yielding an average ratio between them. Thus, the SS tells how different are the measurements compared to each other. The SS for H_s is 0.96, meaning that TOMAWAC, in average, tends to give wave heights 96% of the ones measured by the buoy, consolidating the behavior seen in the mean values.

Finally, the correlation coefficient is calculated to show that there is a solid relationship between modeled and measured data. For H_s, the correlation coefficient is 0.76 showing a good linear relationship between model and buoy.

For T_p, both the average and the SS confirm the underestimation seen in Fig. 3. The average has a difference of 0.80 s and the SS is 0.90. The most visible difference is on the standard deviation, for which the buoy yields 2.15 s, and TOMAWAC, 1.20 s, reflecting the fact that the model results of T_p vary from 5 to 14 s while the buoy reaches up to 17 s.

This error may be associated with the poor temporal resolution of the wind input. Also, the study published by Swail and Cox (2000) pointed the issues with the NCEP/NCAR Reanalysis wind fields, which may explain the unconformity of modeled and measured T_p.

The $RMSE$ for T_p is 1.78 s associated with the SS of 0.90, showing the high underestimation by the model. The correlation coefficient is rather fine, because even though there is a strong underestimation tendency, the relationship between modeled and measured T_p is fairly linear.

The D_p comparison is quite good, considering that it is generally the most complicated to reproduce through a model. The average values have a difference of $4.2°$, indicating a mean direction of waves from Southeast by South. The standard deviation, on the other hand, is slightly underestimated by TOMAWAC suggesting that the model directions are more restrict to a certain range, which may be due to the disregard of diffraction and reflection.

The $RMSE$ show an error around $31°$ for D_p, associated with a SS of 0.94 pointing out TOMAWAC's disposition to generate waves with a southern component. Nevertheless, the correlation coefficient shows that there is a strong relationship between modeled and measured data.

3. RESULTS AND DISCUSSION

To create the climatological year for wind driven waves, each set of 18 time steps was averaged resulting in a one year long simulation. Aiming to study the local wave climate, approximately 200 time series of H_s, T_p and D_p were extracted for each of the three selected sites. The location for extraction of the time series is shown in Fig. 2. The black dots in Fig. 4 represent the extracted time series of H_s (first row) and T_p (second row) for each location (columns). These extracted data were averaged in space to obtain a time series that is representative of each site (green lines in Fig. 4).

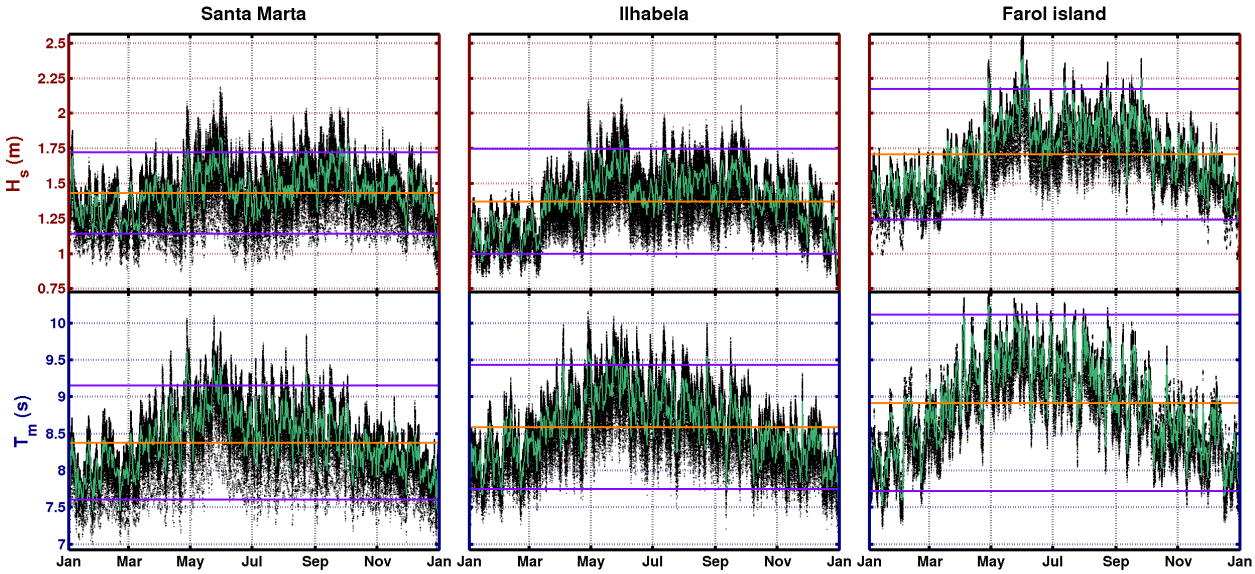


Figure 4: H_s and T_p time series at the three sites. Black dots are the original data and green lines are the spatial average of these data. Orange lines are the temporal average of the data and the purple ones are the average offset by two standard deviations.

Firstly, from Fig. 4, one can see that at Farol island the wave heights are much higher than for Santa Marta cape and Ilhabela. Additionally, the overall aspect of the time series is very similar for Santa Marta cape and Ilhabela, both

for H_s and T_p.

The time series of H_s at Santa Marta cape shows little deviation from the mean (orange horizontal line) throughout the year, yet, with a perceivable lower H_s at the ends of the series (corresponding to the summer). The range of H_s, represented by the two standard deviations (purple lines) is also narrow, with a little more than 0.25 m below and above the average. There is also a noticeable rise in H_s in the months of May and September that are approximately the months that mark the transition between cold and warm weather.

The time series of T_p at Santa Marta cape shows a similar behavior but with higher differences between colder and warmer months, presenting higher values in autumn and winter and lower in spring and summer. Also, a significant increase of T_p can be seen in May, aligned to the previously mentioned peak of H_s.

Additionally, at Santa Marta cape, a wide scattering of the black dots can be observed above and below the average. This shows the dissipative characteristic of this location, granting more elevated values to the time series extracted further into the ocean.

As stated before, the behavior observed at Ilhabela is similar to the one at Santa Marta cape, with a slightly lower temporal average and a higher oscillation of the spatial average around it. This can be observed by means of the temporal standard deviation, whose values cover a wider range of H_s. But the overall shape of the series is similar, indicating that most of the atmospheric systems that affect one, also affect the other, resulting in small differences of H_s and T_p between them.

The series of T_p also show that even though the mean H_s is lower at Ilhabela, the waves that reach this location have, in average, higher periods, thus are longer waves. This is associated with the morphology of Ilhabela that, for being extended further into the sea, is affected by the waves before they lose much of their energy.

A striking difference in the series is observed for Farol island. This location is, as Ilhabela, projected towards the ocean but, on the other hand, it is at the tip of the cape of Arraial do Cabo, contrary to Ilhabela, that is more protected within the Santos Basin. This morphological feature makes Farol island directly exposed to ocean waves and, combined with the highly reflexive characteristic of the bathymetry at this location, results in an annual pattern of elevated H_s associated with an also elevated variability along the year. This higher average and deviation is expressed in terms of the elevated average line and much wider region between the lines of the standard deviation.

Another important characteristic of the wave climate at Farol island is the similarity of the raw time series, that do not show much dispersion around the average, compared to Santa Marta cape and Ilhabela. This is, again, an evidence of the low dissipation of the waves as they approach the coastline, characteristic also present in the T_p, that is not significantly changed throughout the site.

One can also observe that, even though the H_s in autumn and winter are higher at Farol island (and as a matter of fact the whole series is), the shape of the line is similar for the three locations, showing a significant growth beyond the average in May, followed by a sudden descent and a more stable form up to September, then dropping below the average again.

This methodology can also be applied to the wave power per unit of crest length (P_w). This result is displayed in Fig. 5 and as one would expect, given the proportionality of a wave energy to its period and the square of its amplitude (Clément et al., 2002), the mean P_w (blue line) on the site of Santa Marta cape is very close to the global average (orange line), deviating a minor amount below it in spring and summer and above, in autumn and winter.

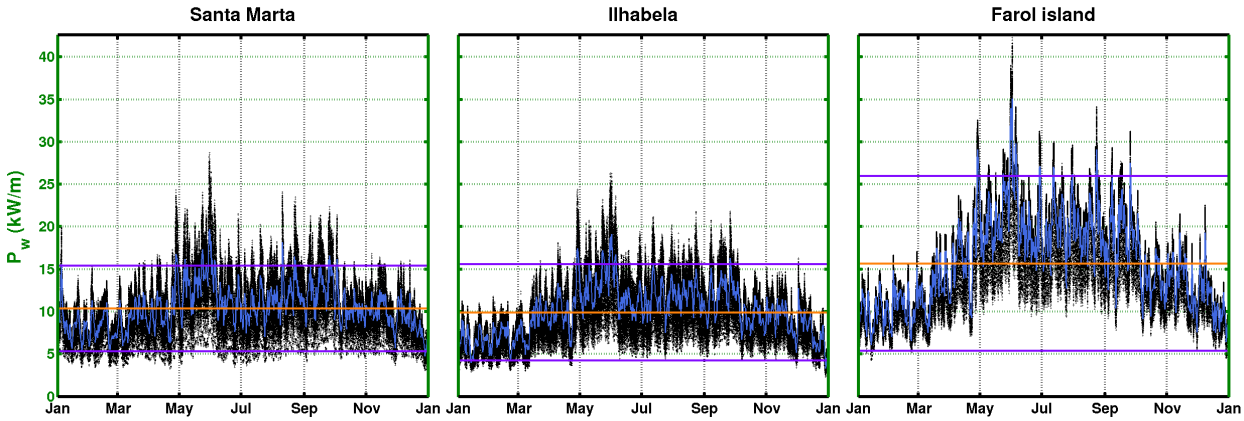


Figure 5: P_w time series at the three sites. Black dots are the original data and blue lines are the spatial average of these data. Orange lines are the temporal average of the data and the purple ones are the average offset by two standard deviations.

The average series of P_w also show a great similarity between Santa Marta cape and Ilhabela, with synchronous occurrences of peaks and depressions. The average values along the time are also quite identical. The main difference between them lies on the dispersion of the raw data, that show a greater scattering at Santa Marta cape due to the higher dissipation of energy at this site.

Recurrently, the series at Farol island show a great difference in comparison with the other two locations, with an average that surpass most of the values found at Santa Marta cape and Ilhabela. It is also clear the huge oscillation around the average presented by this series, notably in autumn and winter.

This series is divided into two clearly different behaviors, of warm and cold seasons. In the warm one, the maximum values hardly surpass the average and do not spread too much around a given values. Otherwise, in colder conditions, the minimum values do not go much below the average, but have a few notable peaks of P_w beyond the upper limit of the two standard deviations. Lastly, one can again see the weak dissipation of the wave energy along the site by the small amount of points scattered below the average series, so few that they do not cause a significant drop blue line.

To conclude the evaluation of the wave climate at these regions, the temporal cycles of variability can be investigated using wavelet analysis following the methodology proposed by Torrence and Compo (1998). The intrinsic biases of the wavelet spectra were removed following the method proposed by Liu et al. (2007).

Figure 6 shows, for the three sites, the same time series of P_w as in Fig. 5, for comparison purposes. The complex valued Paul wavelet spectrum along the climatological year and, the time averaged wavelet power spectrum along the periods are presented.

In the power spectrum of the Fig. 6, lighter regions indicate bigger amounts of energy in the time series, and areas enclosed within the black contours have 95% statistical confidence. The dashed line on the lower part of the spectrum represents the cone of influence, outside of which (hatched zone) border effects are present in the spectrum, thus this area should not be considered. The rightmost figures represent the time averaged power spectrum and the gray dashed line represents the 95% statistical confidence.

The wavelet spectrum at the Santa Marta cape shows the biggest cores of energy within the band of periods from 3 to 10 days, corresponding to the synoptic cycles, associated with the passage of frontal meteorological systems over the region (Marques et al., 2011). The spectrum also shows an elevated peak of energy in the end of April and May and another, steadier, during September, the three of them associated with the peaks of P_w previously mentioned. These peaks are aligned with peaks of fortnightly periods that are not present in the rest of the series.

Additionally, along the autumn and winter parts of the spectrum, there is the transitional presence of energy within the periods between 2 and 4 days and a significant reduction of intensity during warmer months. The time averaged spectrum confirms the strong presence of the energy associated to the synoptic cycles, showing the energy peak on the period of 7 days dropping to half that amount on the time scale of 3 days.

The energy spectrum at Ilhabela shows the same behavior at the period ranges above 7 days, with the high energy event at the end of both April and May. At smaller periods, on the other hand, there is a significant reduction the energy spectra. From November to March there is an almost complete absence of energy in the spectrum, which points to the steadier, warmer climate of this region, contrary to Santa Marta cape that is within a region of interchanged action of warm and cool meteorological systems, which embed a greater deal of energy in the summer part of the spectrum.

Finally, at Farol island, the spectrum is rather similar to the one of Ilhabela, the main reason being the proximity of the sites, both situated at similar latitudes. The main difference between them is a slightly bigger presence of high frequency events in the spectrum of Farol island, possibly due to its greater exposure to meteorological over the waves. The time averaged spectrum at Farol island shows, as expected, a lot more integrated energy (approximately 2.5 times at the period band of 7 days) than the other sites due to the greater amounts of P_w in the time series.

4. CONCLUSION

In order to address the wave conditions on the SSBS, a simulation of 4 years was used with data measured by wave buoys to validate the utilization of the sea state modeling software TOMAWAC on the SSBS, yielding satisfactory comparative statistics for H_s and D_p and a somewhat impaired comparison of T_p. This deficiency is believed to be due to the low temporal and spatial resolution of the wind field used to force the model. Thus, a proposition for future works is the comparison of these results with other simulations using different wind data sets.

The analysis of the spatially averaged time series showed the clear differences in H_s and T_p between summer and winter, the first with lower average and variability and the second, the opposite. The time series also showed that at the Santa Marta cape and at Ilhabela, the wave parameters have smaller averages and are also steadier than at Farol island.

The wavelet analysis showed that the spectrum of the extracted series have a significant amount of energy at the oscillatory scale of 4 to 8 days, as well as a bigger concentration of energy in the time periods correspondent to autumn and winter. It also showed that, as one would expect given the previous results, Farol island has the greatest amount of energy from the three studied sites.

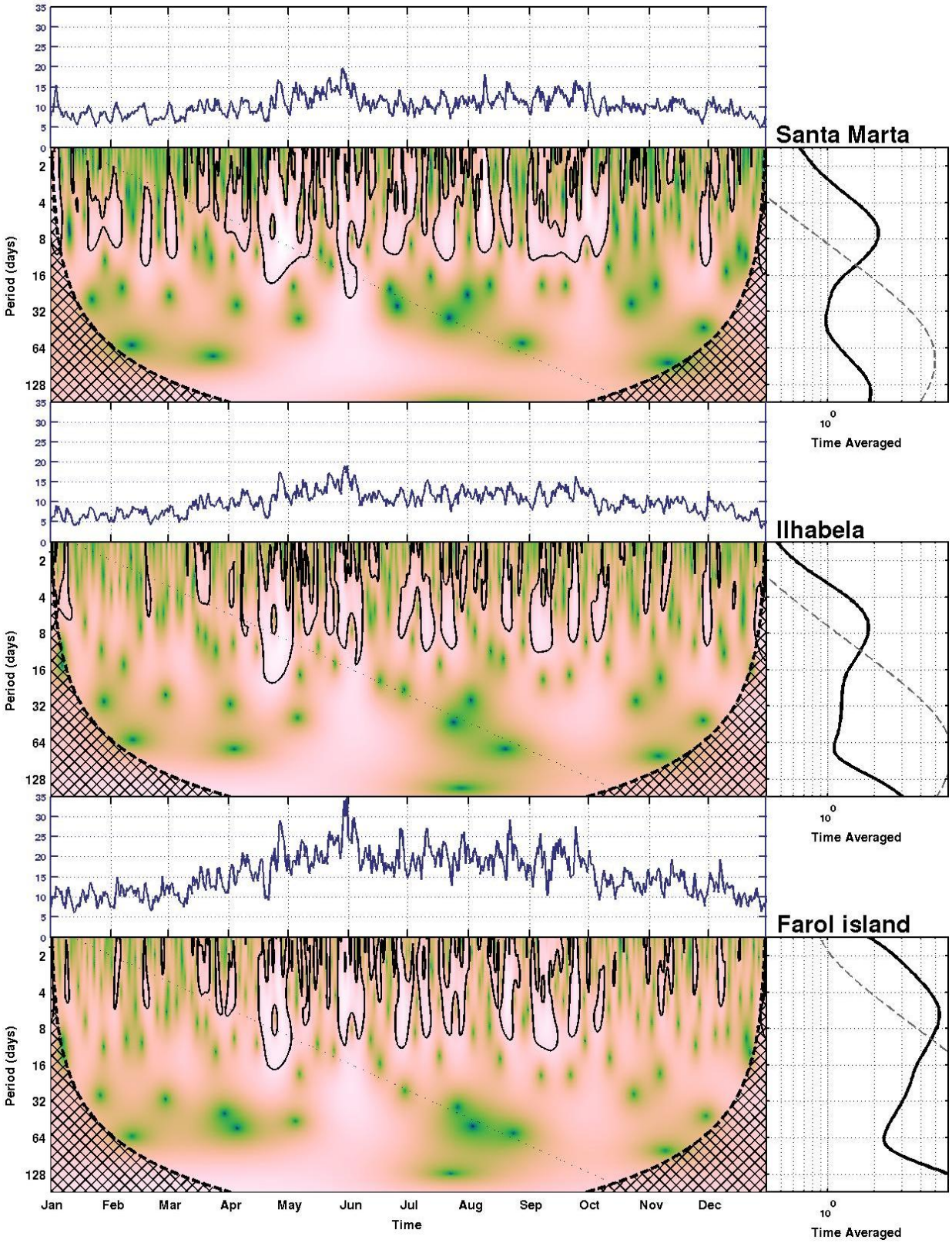


Figure 6: Time series of P_w used for the wavelet analysis, Local Paul wavelet power spectrum and the Time Averaged spectrum at the three studied locations. Thick contour lines on the power spectrum and gray dashed line at the Time Averaged spectrum enclose regions of greater than 95% confidence for a red noise process with a lag 1 coefficient of 0.95.

5. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are grateful to Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPQ and the "Agência Nacional do Petróleo" - ANP regarding the "Programa de Recursos Humanos" (PRH-27) for the fellowships. The authors are also greatful to the Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio Grande do Sul (FAPERGS) for sponsoring this research under contracts: 1018144 and 1799123, to the Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) under contract: 23038.00773/2011-56 and to CNPQ under contract 305885/2013-8.

Additional acknowledgement goes to the Brazilian Navy for providing detailed bathymetric data for the coastal area, NOAA for supplying the wind and wave data sets, and HR Wallingford for providing the academic license for the TELEMAC system to accomplish this research. Research developed with the support of the Centro Nacional de Supercomputação (CESUP) of the Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS).

6. REFERENCES

Arinaga, R.A. and Cheung, K.F., 2012. "Atlas of global wave energy from 10 years of reanalysis and hindcast data". Renewable Energy, Vol 39, No 1, pp. 49–64.

Chawla, A., Spindler, D.M. and Tolman, H.L., 2013. "Validation of a thirty year wave hindcast using the Climate Forecast System Reanalysis winds". Ocean Modelling, Vol 70, pp. 189–206.

Clément, A., McCullen, P., Falcão, A., Fiorentino, A., Gardner, F., Hammarlund, K., Lemonis, G., Lewis, T., Nielsen, K., Petroncini, S., Pontes, M.T., Schild, P., Sjöström, B.O., Sørensen, H.C. and Thorpe, T., 2002. "Wave energy in Europe: Current status and perspectives". Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol 6, No 5, pp. 405–431.

Edwards, E., Cradden, L., Ingram, D. and Kalogeri, C., 2014. "Verification within wave resource assessments. Part 1: Statistical analysis". International Journal of Marine Energy, Vol 8, pp. 50–69.

Green, D.A., 2011. "A colour scheme for the display of astronomical intensity images". Bulletin of the Astronomical Society of India, Vol 39, No 2, pp. 289–295.

Janssen, P.A.E.M., Hansen, B. and Bidlot, J.R., 1997. "Verification of the ECMWF Wave Forecasting System against Buoy and Altimeter Data". American Meteorological Society, Vol 12, pp. 763–784.

Lalbeharry, R., 2002. "Evaluation of the CMC regional wave forecasting system against buoy data". Atmosphere-Ocean, Vol 40, No 1, pp. 1–20.

Liu, Y., Liang, X.S. and Weisberg, R.H., 2007. "Rectification of the Bias in the Wavelet Power Spectrum". Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, Vol 24, No 12, pp. 2093–2102.

Marques, W.C., Fernandes, E.H.L. and Rocha, L.A.O., 2011. "Straining and advection contributions to the mixing process in the Patos Lagoon estuary, Brazil". Journal of Geophysical Research, Vol 116.

Melo, E., Hammes, G.R., Franco, D. and Romeu, M.A.R., 2008. "Avaliação de desempenho do modelo WW3 em Santa Catarina". In "Anais do III SEMENGO: Seminario e Workshop em Engenharia Oceanica", Rio Grande, 2008.

Neill, S.P. and Hashemi, M.R., 2013. "Wave power variability over the northwest European shelf seas". Applied Energy, Vol 106, pp. 31–46.

Oleinik, P.H., Marques, W.C. and Kirinus, E.d.P., 2016a. "Simulação de Ondas Oceânicas na Costa Sul-Sudeste Brasileira para Análise do Potencial Energético". Vetor. In Press.

Oleinik, P.H., Marques, W.C., Kirinus, E.P. and Hodapp, M.J., 2016b. "Energetic potential assessment of wind-driven waves on the South-Southeastern Brazilian shelf". Renewable Energy. Article under review.

Pianca, C., Mazzini, P.L.F. and Siegle, E., 2010. "Brazilian offshore wave climate based on NWW3 reanalysis". Brazilian Journal of Oceanography, Vol 58, No 1.

Reguero, B.G., Méndez, F.J. and Losada, I.J., 2013. "Variability of multivariate wave climate in Latin America and the Caribbean". Global and Planetary Change, Vol 100, pp. 70–84.

Reguero, B.G., Menéndez, M., Méndez, F.J., Mínguez, R. and Losada, I.J., 2012. "A Global Ocean Wave (GOW) calibrated reanalysis from 1948 onwards". Coastal Engineering, Vol 65, pp. 38–55.

Swail, V.R. and Cox, A.T., 2000. "On the Use of NCEP-NCAR Reanalysis Surface Marine Wind Fields for a Long-Term North Atlantic Wave Hindcast". Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, Vol 17, No 4, pp. 532–545.

Torrence, C. and Compo, G.P., 1998. "A Practical Guide to Wavelet Analysis". Bulletin of the American Meteorological Society, Vol 79, No 1, pp. 61–78.

7. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the authors, and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ESTUDO COMPARATIVO DOS ESFORÇOS SEMIPROBABILÍSTICOS E PROBABILÍSTICOS DAS REAÇÕES NAS ESTACAS DE DOLFINS DE AMARRAÇÃO E ATRACAÇÃO

Bolívar Zanella Ribeiro[1], André Pereira Ramos[2], João Paulo Silva Lima[3], Mauro de Vasconcellos Real[4]

[1] Universidade Federal do Rio Grande Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: b.zanella108@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: andreramos2209@gmail.com
[3] Universidade Federal do Rio Grande Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: joaop_1005@hotmail.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mauroreal@furg.br

RESUMO

Dolfins são estruturas marítimas discretas amplamente empregadas em regiões portuárias, que recebem esforços provenientes da atracação e amarração de embarcações. Em virtude da grande variabilidade e difícil previsibilidade de tais esforços, este trabalho visa estudar o efeito dessa variabilidade nas reações verticais das estacas de fundação. Uma análise probabilística foi realizada através do método de Monte Carlo por amostragem por Latin Hypercube, onde cada uma das cargas é considerada como uma ação variável normalmente distribuída variando aleatoriamente dentro de coeficientes de variação predeterminados para cada ação. O modelo computacional da estrutura foi elaborado utilizando o Método dos Elementos Finitos através do software ANSYS®. A análise probabilística foi realizada para dois dolfins independentes: um dolfim de atracação e outro de amarração. Dessa forma, surgiram duas combinações de carregamento para cada dolfim, totalizando quatro combinações analisadas. Para a realização da análise probabilística, empregou-se o ANSYS Probabilistic Design System (PDS). A validação do modelo foi feita através da comparação dos esforços axiais nas estacas obtidos com o software SAP 2000. Os resultados mostraram que a reação de cada estaca também segue uma distribuição normal, apresentando uma variação pouco significativa em relação aos valores característicos provenientes do dimensionamento semiprobabilístico.

1. INTRODUÇÃO

Dolfins são estruturas marítimas ou portuárias discretas, que desempenham funções de amarração e atracação de embarcações. São bastante frequentes em terminais de minérios, mas também são encontrados em terminais diversos e estaleiros (Alfredini e Arasaki, 2009).

De acordo com Tsinker (2004), tais estruturas são dotadas de cabeços para amarração e/ou ganchos de liberação rápida, além de outros meios de amarrações para lidar com a ancoragem de um navio. Em alguns casos, os dolfins são equipados com defensas para proteção contra impactos de atracação das embarcações.

Ainda segundo Tsinker (2004), os dolfins são estruturas geralmente constituídas por laje de concreto armado apoiada sobre estacas metálicas ou em concreto armado ou protendido. Além disso, existem dois principais tipos de estruturas utilizados para a execução de dolfins: rígidas e flexíveis. Estruturas rígidas defletem uma parcela muito pequena da carga de projeto, sendo assim a energia de atracação de grandes navios é absorvida por um sistema de para-choques resistente. Já dolfins flexíveis defletem sob impacto, e tanto a estrutura como as defensas resilientes absorvem a energia do impacto. Do ponto de vista da sua utilização, os dolfins podem ser classificados como sendo de amarração ou de atracação. Os dolfins de amarração, além das cargas de peso próprio e sobrecarga acidental, recebem esforços oriundos dos cabos de amarração das embarcações a eles fixadas. Esses esforços agem sobre os dolfins geralmente via cabeços de amarração, peças metálicas construídas exclusivamente para receber as amarras das embarcações. Devido à sua configuração geométrica, os cabeços também transferem momentos fletores à estrutura dos dolfins, uma vez que existem excentricidades verticais do ponto de aplicação das forças aos eixos de cálculo da estrutura. As ações de amarração são provenientes da ação dos ventos, ondas e correntes marítimas que agem sobre as embarcações. São esforços variáveis, de difícil previsibilidade, e cujas intensidades e distribuições estatísticas são de fundamental importância para o dimensionamento seguro das estruturas.

De acordo com Araújo (2010), em projetos correntes a segurança estrutural em relação aos estados limites últimos é garantida através de um método semiprobabilístico que consiste em verificar se os esforços resistentes de projeto são maiores que os esforços solicitantes de projeto, os quais são obtidos através da adoção de coeficientes parciais de ponderação aplicados aos valores característicos dos esforços. Porém, esse método não é suficiente para que se tenha uma ideia clara a respeito do nível de segurança obtido no projeto, uma vez que a segurança da estrutura depende do seu comportamento frente às ações, o que envolve uma interdependência das diversas variáveis aleatórias. Uma avaliação consistente do nível de segurança requer o cálculo da probabilidade de o estado limite último ser alcançado. Podem-se quantificar as incertezas inerentes aos esforços atuantes através de uma análise probabilística da estrutura, a qual permite que cada elemento da população tenha uma chance conhecida e diferente de zero de ser selecionada para compor a amostra (Mattar, 1992). Para realizar tal análise, foram aplicados o método de Monte Carlo e o método do *Latin Hypercube*. Essas duas metodologias permitem estudar o efeito da variabilidade de determinados parâmetros e que têm ganhado destacada importância em certas áreas da Engenharia Civil (Gomes, 2013). Dessa forma, pode-se informar um coeficiente de variação para cada variável e posteriormente calcular diferentes combinações de esforços.

Dentro desse contexto, o objetivo deste trabalho é realizar uma análise probabilística dos esforços nas estacas em dolfins de amarração e atracação. Nesse sentido, a partir da variação de parâmetros dos materiais e das ações que incidam na estrutura serão analisadas as distribuições estatísticas dos esforços de reação nesses elementos. Para as estacas mais carregadas em cada caso será verificada a probabilidade de ocorrência de esforços superiores aos característicos, que são aqueles que levariam, através da aplicação dos coeficientes parciais de ponderação, aos esforços de cálculo utilizados no dimensionamento da estrutura.

As estruturas analisadas tiveram como modelo o projeto de três dolfins previstos para o Cais Norte do Estaleiro Rio Grande, em Rio Grande/RS, sendo um de amarração e dois de atracação, sendo estes idênticos. Desse projeto foram retirados os modelos geométricos, os materiais utilizados e os carregamentos externos característicos atuantes nas estruturas.

2. METODOLOGIA

2.1 Método dos Elementos Finitos

Em análises estruturais, diversas situações podem ser representadas por um modelo adequado usando um número finito de componentes bem definidos. São os modelos discretos. Em outras, a subdivisão é contínua e indeterminada, fazendo com que o problema somente possa ser definido usando a matemática infinitesimal, o que conduz à necessidade de resolução das equações diferenciais do problema para um número infinito de elementos. Esses modelos são chamados de contínuos. Para superar a difícil tratabilidade dos modelos realísticos contínuos, diversos métodos de discretização foram propostos por engenheiros e matemáticos ao longo do século XX. Todos esses métodos envolvem uma aproximação do tipo que, tão próxima quanto desejada, persegue a solução contínua à medida que o número de variáveis discretas aumenta (Zienkiewicz, 1977).

Entre os diversos métodos existentes destaca-se o Método dos Elementos Finitos, largamente utilizado no campo da engenharia estrutural. Segundo Martha (2010), nesse método o modelo discreto é obtido pela

subdivisão do domínio contínuo da estrutura em subdomínios, chamados de elementos finitos. Tais elementos possuem formas simples (em modelos planos, por exemplo, utilizam-se geralmente triângulos ou quadriláteros). Essa subdivisão é denominada malha de elementos finitos, e os parâmetros que representam a solução discreta são valores de deslocamentos nos nós (vértices) da malha.

Neste trabalho, a construção dos modelos computacionais foi desenvolvida com o *software* ANSYS®, que utiliza o Método dos Elementos Finitos para análises estruturais, entre outras, apresentando uma enorme variedade de tipos de análises e de elementos, entre outras definições. Para construção dos modelos computacionais foram utilizados dois tipos de elementos, cada um deles apropriados respectivamente à parte da estrutura. Para as estacas metálicas, constituídas cada uma por dois perfis W soldados, foram utilizados os elementos do tipo *Beam* 44. Trata-se de elemento linear (uniaxial) com capacidades de esforços axiais, torção e flexão. Tal elemento é definido por dois nós, possuindo seis graus de liberdade em cada um deles: translações e rotações em x, y e z, e seus parâmetros de entrada consistem nos elementos geométricos que descrevem os elementos lineares a serem modelados: área da seção transversal, momentos de inércia principais, posição e distância do centróide até as fibras extremas, e as constantes de cisalhamento.

Para a laje de concreto armado foram utilizados os elementos do tipo *Shell* 93. Trata-se de elemento de placa com capacidades de plasticidade, enrijecimento, grandes deflexões e deformações. A deformação possui forma quadrática em ambas as direções no plano do elemento. Os elementos podem ter forma quadrática ou triangular com oito ou seis nós, respectivamente, sendo que cada nó possui seis graus de liberdade: translações e rotações em x, y e z. Seus parâmetros de entrada consistem nas espessuras em cada um dos vértices do elemento, bem como o ângulo de rotação do elemento ao longo do eixo x.

2.2 Análise Probabilística

Para alcançar os objetivos deste trabalho, deve-se analisar a influência da variação das cargas atuantes na estrutura verificando-se os esforços resultantes na base das estacas. Para isso, todos os carregamentos presentes – peso próprio, sobrecarga, forças de amarração e forças de atracação – foram tratados como variáveis. Em seguida, foi atribuído à cada carga um coeficiente de variação que representa a razão entre o desvio padrão e a média de uma distribuição de valores (Hendricks e Robey, 1936). Tais coeficientes normalmente são retirados de normas técnicas, artigos e outros estudos acadêmicos a respeito das respectivas cargas.

2.2.1 Variáveis de estudo

Para esta análise, as variáveis de estudo consideradas são o peso próprio da estrutura, a sobrecarga prevista e os esforços provenientes da atracação e amarração das embarcações. Uma vez definidas as variáveis de estudo, para cada uma foi atribuído um coeficiente de variação, que representa a oscilação de um valor em relação à média, conforme a Eq. 1 (Correa, 2003):

$$CoV = \mu/\sigma \tag{1}$$

Onde σ é o desvio padrão e μ é a média.

Tais variáveis possuem uma distribuição normal. Portanto, para determinarmos os valores característicos das variáveis aleatórias para os quais a probabilidade de serem ultrapassados seja de 5%, é válida a seguinte relação:

$$F_k = F_m + 1.65 * \sigma \tag{2}$$

Onde F_k é o valor característico e F_m é o valor médio.

Logo, para considerar o coeficiente de variação das cargas no valor característico, tem-se que:

$$F_k = F_m * (1+1.65 * \sigma * CoV) \tag{3}$$

Para as forças de amarração e impacto ou atracação, tais coeficientes são de difícil determinação, em função da complexidade dos ensaios necessários para encontrar resultados. Essa situação é consequência da influência dos elementos da natureza nas forças, tais como ventos e correntes, além das condições próprias de cada região onde se encontra a estrutura: calado, tipo de embarcação, tipo de amarração, presença de molhes ou barreiras naturais, entre outros. Desta forma, o ideal seria que cada região portuária obtivesse seus próprios dados estatísticos em busca de melhores condições de projeto para suas estruturas portuárias.

Para os fins deste trabalho, tais coeficientes foram considerados como sendo os mesmos obtidos para as forças de vento segundo Versteegt (2013). Recomenda-se que mais estudos sejam realizados em busca de valores mais precisos para esses coeficientes. A Tab. 1 mostra um resumo de todas as variáveis existentes neste estudo e seus respectivos coeficientes de variação:

Tabela 1. Coeficientes de variação das variáveis utilizadas na análise probabilística

Variável	Unidade da Variável	CoV
Peso Próprio	kN/m²	0,1
Sobrecarga	kN/m²	0,2
Forças de amarração	kN/m²	0,4
Forças de atracação	kN/m²	0,3

Para o presente estudo, as variáveis acima foram distribuídas em quatro combinações de acordo com as possibilidades de utilização dos dolfins analisados. Em ambos os casos, podemos ter o dolfim possuindo ou não sobrecarga acidental sobre a laje. Dessa forma, a Tab. 2 apresenta as quatro combinações que foram levadas em conta durante a realização do estudo:

Tabela 2. Combinações de cargas consideradas.

Combinação	Ações presentes (Variáveis)	Dolfim
COMB 1	Peso Próprio + Sobrecarga	Amarração
COMB 2	Peso Próprio + Sobrecarga + Amarração	Amarração
COMB 3	Peso Próprio + Sobrecarga	Atracação
COMB 4	Peso Próprio + Sobrecarga + Atracação	Atracação

2.2.2 O Método de Monte Carlo e a amostra por *Latin Hypercube*.

Atualmente, a capacidade de processamento dos computadores tornou o processo de simulação probabilística relativamente simples. Além disso, softwares cada vez mais amigáveis permitem a realização de tais simulações mesmo que o usuário tenha apenas conhecimentos básicos na área de probabilidade e estatística (Veiga, 2008).

Neste cenário, o método de Monte Carlo é considerado uma ferramenta poderosa no desenvolvimento de análises probabilísticas. O método consiste basicamente em realizar inúmeras repetições da simulação, usando em cada uma delas um valor particular das variáveis aleatórias do problema, dentro da sua distribuição de probabilidade (Neves, 2004). Desta maneira, para cada combinação de carregamentos, cada uma das variáveis assume um valor aleatório dentro de um intervalo pré-determinado. Realizando um determinado número de simulações, tem-se o mesmo valor de resultados diferentes para uma mesma combinação.

Ainda segundo Neves (2004), embora fosse bastante preciso o método de Monte Carlo não representava um método realístico de solução antes do desenvolvimento de computadores velozes e, mesmo assim, ainda requer um número elevado de simulações para atingir a convergência. Porém, nem sempre é possível ou desejável aumentar-se o número de simulações em busca de melhores resultados, uma vez que o número mínimo de simulações necessárias para avaliar a incerteza do método não é um valor consensual (Gomes, 2013).

Nestes casos, o método *Latin Hypercube* pode ser escolhido no intuito de agilizar a convergência com um número reduzido de simulações. Este método distribui os valores das variáveis aleatórias de forma que cada valor único apareça em apenas uma única combinação possível. De fato, como será mostrado neste trabalho, a utilização deste método reduziu consideravelmente o número de simulações necessário para que seja atingido ponto satisfatório de convergência dos resultados.

2.2.3 *Probabilistic Design* – ANSYS.

Em busca de um equilíbrio entre a otimização técnica e financeira de obras de engenharia e a existência da incerteza e da aleatoriedade a que tais obras estão sujeitas, o ANSYS® *Probabilistic Design System* (PDS), lançado pela ANSYS Inc. se mostra uma ferramenta extremamente útil (Rehet al., 2006).

Presente no Software ANSYS desde o ano 2000, o PDS permite que o método de Monte Carlo seja aplicado a um estudo probabilístico como o proposto neste trabalho. Além disso, possibilita que as amostras sejam retiradas de modo direto ou através do método *Latin Hypercube*, afim de reduzir o tempo de processamento necessário.

Por último, é necessário selecionar uma semente, ou seed, para iniciar a simulação. A opção recomendada normalmente é iniciar sempre com o valor 123457. Desta maneira, caso a simulação tenha que ser repetida, os resultados obtidos serão os mesmos.

2.3 Descrição dos Dolfins Analisados

Os dolfins de amarração e atracação analisados neste trabalho são constituídos de uma laje horizontal de concreto armado disposta sobre vinte estacas metálicas inclinadas em rampa de 1:4. A Fig. 5 apresenta o arranjo geométrico do dolfim de amarração, semelhante ao de atracação.

O dolfim de amarração possui laje de dimensões de 8,00m x 6,50m, enquanto que o dolfim de atracação possui laje de 9,00m x 6,50m. Ambas as lajes possuem espessuras de 1,5 m e são constituídas de concreto com fck de 40 MPa.

Já as estacas metálicas são compostas cada uma por dois perfis W610x125 soldados lado a lado pelos seus flanges. Os perfis em questão podem ser encontrados no catálogo da Empresa GERDAU S. A., fabricante de barras e perfis estruturais de grande inserção no mercado brasileiro. O arranjo final da seção transversal da estaca após efetuadas as soldas nos flanges dos perfis é mostrado na Fig. 3 e o modelo computacional das estruturas são mostrados na Fig. 4.

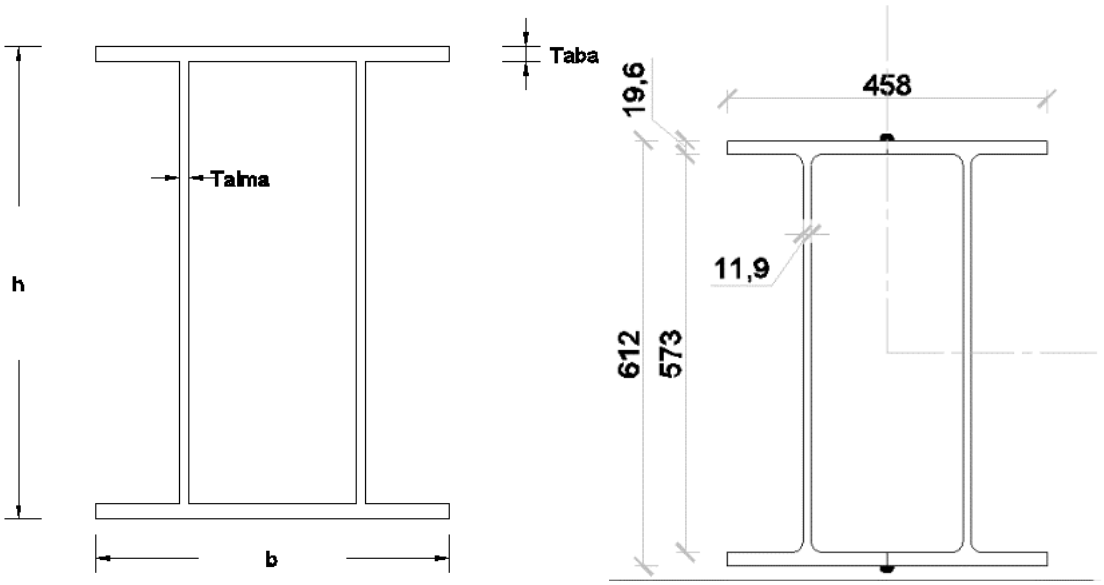


Figura 3. Seção transversal típica das estacas metálicas.

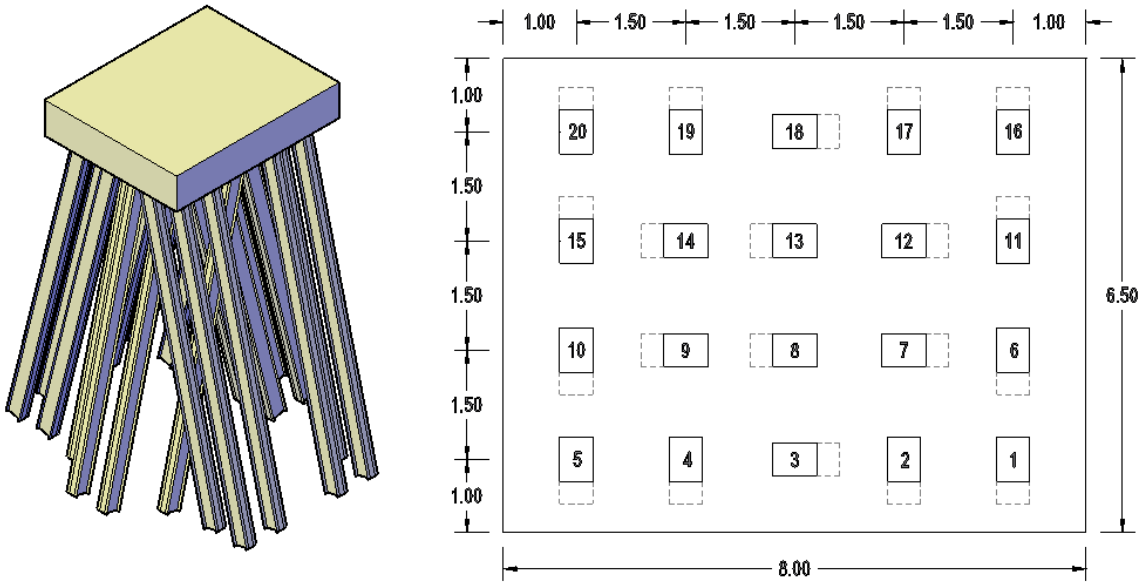


Figura 4. Detalhamento da estrutura estudada – dolfim de amarração.

As Tabelas 3 e 4 a seguir apresentam as características geométricas e os parâmetros dos materiais empregados nas estruturas.

Tabela 3. Parâmetros geométricos e dos materiais – laje

Laje em Concreto Armado			
t (m)	Fck (MPa)	E (GPa)	v
1,5	40	30104,88	0,3

Tabela 4. Parâmetros geométricos – estacas metálicas

Estacas Metálicas								
h (mm)	b (mm)	Lcalc (m)	Taba (mm)	Talma (mm)	A (m2)	Iy (m4)	Iz (m4)	J (m4)
61,2	45,8	17,63	11,9	9,6	0,032	0,001983	0,000498	0,002519

Na Tabela 3, E é o módulo de elasticidade do concreto e v é o coeficiente de Poisson. Já na Tabela 4, temos as dimensões referentes aos parâmetros mostrados anteriormente na Figura 3.

Na Tabela 4, Lcalc é o comprimento considerado para as estacas, A é a área da seção transversal, Iy e Ix os momentos de inércia e J o momento de inércia da seção.

Os dois tipos de estruturas analisadas possuem as mesmas condições de apoio e de ligação dos elementos estruturais. Todas as estacas de ambos os modelos foram consideradas engastadas na sua base.

O peso próprio da estrutura e a sobrecarga acidental foram considerados como forças distribuídas aplicadas na área da laje. Em ambas as estruturas os seus valores por unidade de área são idênticos.

Nas estruturas correntes, os esforços provenientes das amarras das embarcações são geralmente aplicados aos cabeços de amarração. Para efeito da modelagem computacional da estrutura, esses esforços são transferidos para a laje onde os cabeços são fixados. Essa transferência conduz ao surgimento de momentos fletores na estrutura, calculados com forças atuantes multiplicadas pela distância vertical das mesmas até o eixo de cálculo da laje. Os esforços de impacto nas estruturas de acostagem são aplicados nas defensas de atracação. A implementação desses esforços no modelo computacional também deve considerar a transferência de momentos para a estrutura, uma vez que o ponto de aplicação das cargas possui excentricidade em relação ao eixo de referência da laje. Conforme exposto, as situações acima mencionadas conduzem à aplicação de forças e momentos nas estruturas analisadas.

Sob o ponto de vista da análise probabilística, todas as variáveis consideradas foram assumidas como possuindo distribuição normal (Gaussiana), por se tratar de um estudo preliminar. Futuros estudos devem buscar melhores dados a respeito da distribuição de cada uma das variáveis envolvidas. Essas variáveis representam as cargas características atuantes nas estruturas. Os valores característicos das ações de peso próprio e sobrecarga acidental foram assumidos como os próprios valores médios das suas distribuições (ARAÚJO, 2014). Já os esforços característicos de amarração e atracação foram assumidos como aqueles cuja probabilidade de serem ultrapassados é de 5%, valendo para esses a relação mostrada anteriormente na Eq. 3.

3. RESULTADOS

3.1 Análise da malha e modelo estudado

Para a realização do teste de independência de malha foi considerado um modelo de análise baseado em diferentes combinações de carregamentos. O teste consistiu na constante divisão do modelo em elementos finitos sendo que, à medida que se aumenta o número de divisões, mais refinada se torna a malha. Fez-se o refinamento com elementos quadrados com as dimensões laterais L iguais a 0,5, 0,25, 0,125 e 0,0625 m. Foi adotado o elemento de tamanho 0,5m, visto que este tamanho de elemento já torna os resultados das análises satisfatórios devido ao pequeno valor de variação percentual do erro relativo de tal elemento com seu posterior, para todas as quatro combinações analisadas. A Fig. 5 apresenta os resultados do teste.

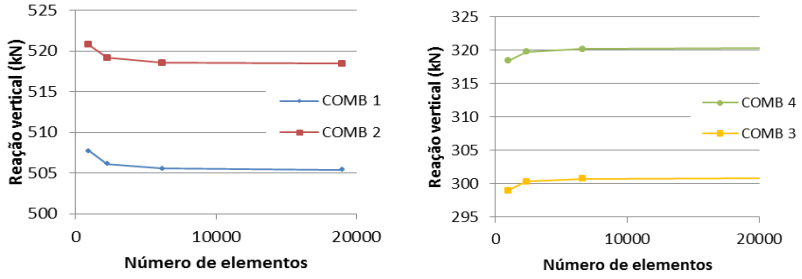


Figura 5. Resultados da análise de independência de malha.

Além disso, realizou-se a verificação do modelo computacional adotado, analisando se o mesmo atende às exigências de qualidade a ele requeridas. Neste trabalho, a verificação do modelo computacional construído no software ANSYS® foi realizada com a comparação dos resultados obtidos para a mesma estrutura com o software SAP2000, que consiste em uma plataforma integrada para análises estruturais e projetos de engenharia. Foram comparados os valores dos esforços axiais na base das vinte estacas para as combinações 2 e 4.

Apesar de terem sido encontrados valores bastante elevados de diferença percentual entre os dois modelos para algumas poucas estacas, nota-se que as séries obtidas apresentam distribuição e ordem de grandezas muito semelhantes, configurando o modelo utilizado neste trabalho como satisfatório.

Também foram comparadas as convergências do método de Monte Carlo direto (MCS) e o método *Latin Hypercube* (LHS). Inicialmente foram feitas 100 e 250 simulações e, a partir daí, com acréscimos de 250, foi-se até o número 2500 simulações, para ambos os métodos.

Após o teste de convergência dos métodos de análise probabilística utilizados neste trabalho, determinou-se que 500 simulações com o Latin Hypercube são suficientes para obter resultados satisfatórios.

3.2 Distribuição da Probabilidade de Carregamento

Uma vez determinado o número de simulações e o tamanho do elemento da malha, pode- se finalmente realizar a análise probabilística da estrutura. Conforme descrito anteriormente, foram feitas quatro combinações de carregamentos: duas para o dolfim de amarração e duas para o dolfim de atracação. Para cada combinação foram realizadas 500 simulações e ao final foi lido o valor da reação vertical para a estaca mais carregada em cada caso. A estaca mais carregada em cada tipo de estrutura foi obtida pela análise determinística das estruturas sob efeito das ações características consideradas, processo que também foi feito através do software ANSYS®.

No caso do dolfim de amarração, a estaca 18 foi a mais solicitada nas duas combinações, enquanto que para o dolfim de amarração, a estaca 8 apresentou os maiores esforços.

3.2.1 Gráficos de probabilidade. Os gráficos mais comuns na análise de distribuições normais são o quantil – quantil, o percentil – percentil e a função distribuição acumulada. Além de determinar a normalidade de uma determinada distribuição, estes gráficos podem fornecer estimativas da média e desvio padrão se a distribuição for normal ou próxima à normal (Thode, 2002).

O software ANSYS® oferece a opção de plotagem da função distribuição acumulada (FDA). Nesse gráfico, os valores observados são plotados contra o desvio padrão e, caso os pontos estejam próximos a uma reta, pode-se inferir que a distribuição é normal (D'agostino e Stephens, 1986).

Além disso, o próprio histograma oferece uma boa impressão a respeito da distribuição. Junto com a FDA, é possível determinar com boa precisão se a distribuição analisada é normal.

3.2.2 Resultados da análise probabilística. Nas figuras 7 e 8 são mostrados os resultados das análises probabilísticas na forma de histogramas das reações verticais nas estacas de cada uma das combinações analisadas. Uma rápida leitura dos histogramas indica que a distribuição das reações é, assim como cada um dos carregamentos, uma distribuição normal.

Não obstante, através dos gráficos FDA mostrados nas figuras 9 e 10 pode-se ter mais clareza a respeito da normalidade da curva.

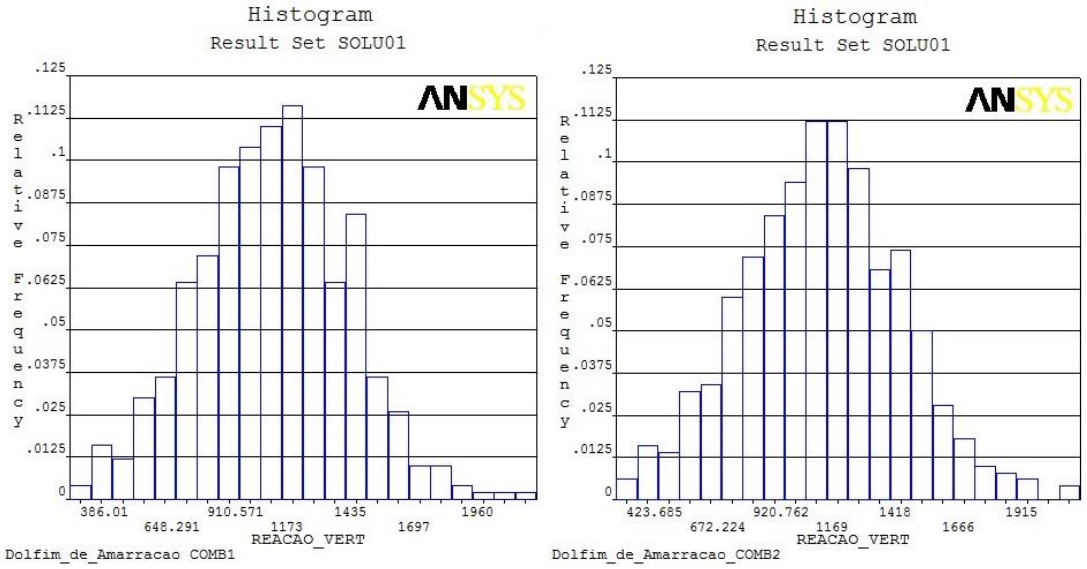


Figura 7 – Histogramas das combinações 1 e 2.

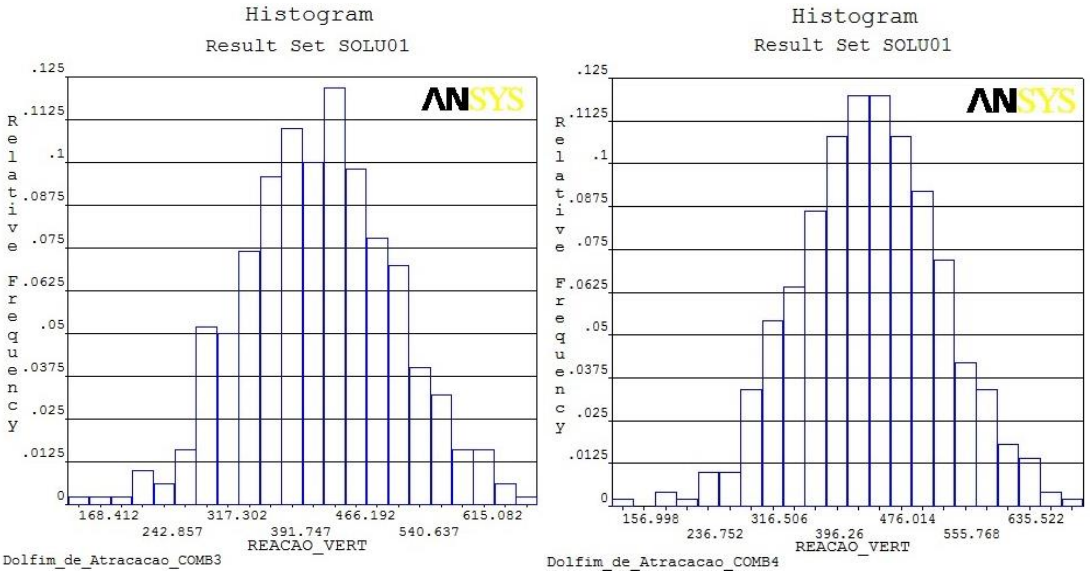


Figura 8 – Histogramas das combinações 3 e 4.

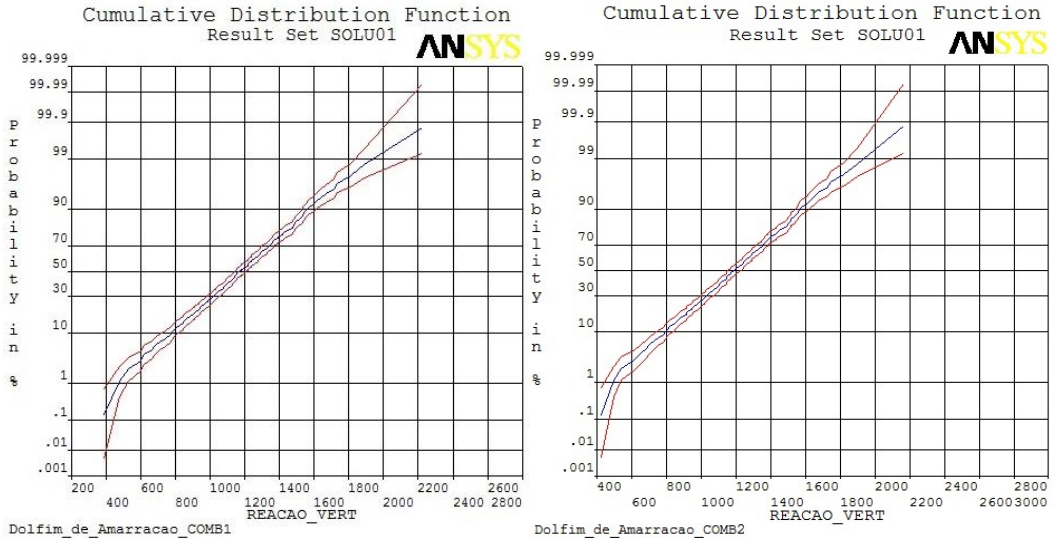


Figura 9 – Função distribuição acumulada das combinações1 e 2.

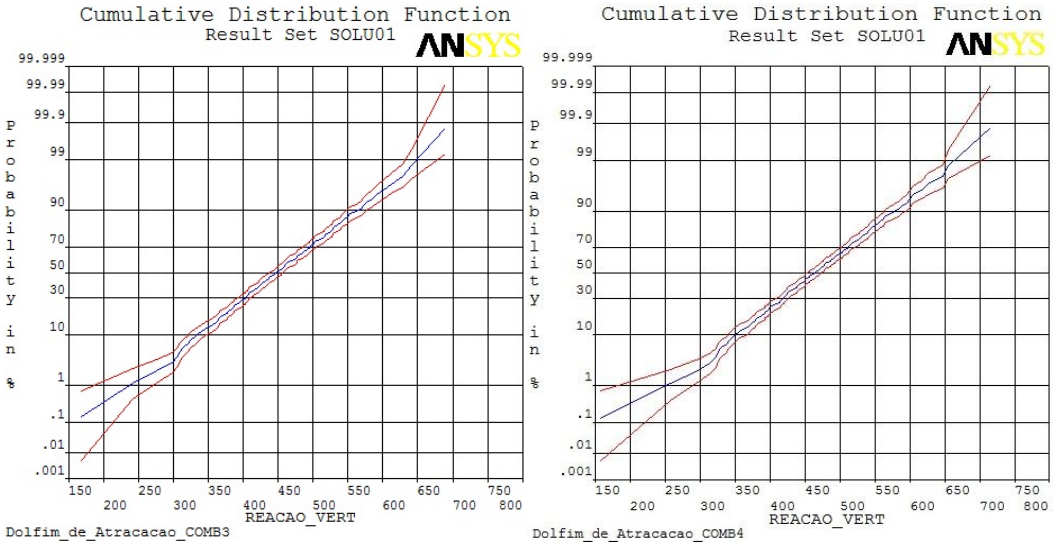


Figura 10 – Função distribuição acumulada das combinações 3 e 4.

Conforme mencionado anteriormente, quando a FDA se aproxima de uma reta é razoável considerar a distribuição como sendo normal. Nesse caso, as quatro situações apresentam pontos que podem ser aproximados a uma reta e, portanto, conclui-se que a distribuição de probabilidade da reação vertical das estacas é distribuída normalmente.

Por fim, procurou-se determinar quais os valores da probabilidade de as reações verticais obtidas através das análises probabilísticas (Fp) ultrapassassem as reações verticais obtidas pela análise determinística das estruturas (Fk), ou seja, a verificação quantitativa de P (Fp> Fk).

De acordo com Larson e Farber (2010), para uma distribuição normal de média μ, desvio padrão σ e um determinado valor x abaixo da curva normal, tem-se que o z-escore (medida de posição que indica o número de desvios padrão de um valor qualquer a partir da média) é igual a:

$$z = (x - \mu)/\sigma \quad (4)$$

Para a combinação 1, por exemplo, a estaca 18 – a mais carregada na análise determinística – apresentou uma reação vertical de 1858,70 kN. De acordo com os dados obtidos na análise probabilística para a mesma combinação, essa estaca apresentou reação vertical média igual a 1177,40 kN, com desvio padrão de 310,10 kN. Logo, para x = 1858,70, o z-escore é obtido pela equação 4 e possui valor de 2,20, e a área abaixo da curva normal é igual a 0,9861, ou seja, 98,61% dos valores calculados estão abaixo do valor x. Conclui-se então que, de acordo com a análise probabilística executada, existem 1,39% de chance de que a reação vertical atinja valores maiores do que o valor calculado através da análise determinística. A Tab. 5 apresenta os resultados deste cálculo para cada uma das quatro combinações:

Tabela 8. Probabilidades de ultrapassagem dos valores característicos na análise probabilística

Parâmetro	Combinação 1	Combinação 2	Combinação 3	Combinação 4
μ (kN)	1177,4	1190,5	448,8	464,2
σ (kN)	310,1	308,77	87,461	87,824
x (kN)	1858,70	1873,90	590,77	606,17
z-escore	2,20	2,21	1,62	1,62
P (Fp > Fk)	1,39%	1,36%	5,26%	5,26%

4. CONCLUSÃO

Neste trabalho foi realizada uma análise probabilística com o objetivo de determinar a distribuição das reações verticais das estacas de dois dolfins de amarração e de atracação, considerando a variabilidade das cargas atuantes na estrutura. Com os resultados da análise probabilística, foi obtida a probabilidade de estas reações superarem os esforços característicos utilizados na análise convencional.

O modelo computacional gerado com o software ANSYS® permitiu o cálculo dos esforços nos elementos estruturais de interesse. Para tanto, foi utilizado o método dos elementos finitos para a discretização das estruturas, com os resultados se mostrando satisfatórios para elementos de placa e viga com tamanhos de 0,50 m. Para verificação do modelo computacional gerado foi feita uma comparação com os resultados obtidos na plataforma SAP 2000.

A partir dos dados obtidos nas avaliações de convergência dos métodos estatísticos utilizados, de Monte Carlo e *Latin Hypercube*, foi possível verificar a velocidade de convergência de ambos os métodos para a média e o desvio padrão dos valores dos esforços das estacas mais carregadas. Para a média, foi notado que o método *Latin Hypercube* apresenta convergência satisfatória com um número relativamente pequeno de simulações, ao passo que o método de Monte Carlo pode apresentar variações indesejáveis nesses valores mesmo para números mais elevados de simulações. Já para o desvio- padrão ambos os modelos apresentaram convergências semelhantes, com o método *Latin Hypercube* apresentando um comportamento inicial de melhor convergência, porém se parecendo com o do método Monte Carlo à medida que o número de simulações aumenta. Portanto, verificou-se que a utilização do *Latin Hypercube* para a coleta de amostras mostrou-se mais eficiente para o caso em estudo.

As simulações foram realizadas com os carregamentos atuantes nas estruturas – peso próprio, sobrecarga acidental, esforços de amarração e impacto– distribuídos normalmente em torno dos valores médios. Foi observado que a resposta analisada, a reação vertical na estaca mais carregada, também apresentou distribuição normal.

Após a realização das simulações, os resultados probabilísticos foram comparados com os resultados obtidos na análise determinística convencional e verificou-se que, para o dolfim de amarração, existe uma chance de aproximadamente 1,39% de que a estaca seja submetida a um esforço maior do que o valor utilizado no dimensionamento das estacas. Já para o dolfim de atracação, este valor chegou a 5,26%. Deste modo, conclui-

se que o dimensionamento de uma estrutura como a analisada neste trabalho realizado a partir de uma análise determinística, sem considerar a variabilidade das cargas atuantes, mostra-se suficiente para garantir a estabilidade e segurança da mesma.

Por fim, indica-se como base para estudos futuros a expansão da análise realizada neste trabalho para outros tipos de estruturas semelhantes, como cais de terminais de contêineres, de estaleiros e portuários em geral, outros tipos de carregamentos, como ações provenientes de equipamentos diversos operando sobre as estruturas e esforços provenientes da variação de temperatura, bem como a variação de características próprias dos dolfins, como a inclinação das estacas e as condições de vinculação dos elementos. Além disso, recomenda-se maiores estudos a respeito da distribuição dos carregamentos atuantes nessas estruturas com o intuito de obter parâmetros estatísticos que possibilitem análises probabilísticas mais precisas.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ansys. User's Manual. v. 10.0 (version 10.0). Houston, Swanson Analysis System Inc., 2005.

Araújo, J. M. Curso de Concreto Armado. 3. ed. Rio Grande, Editora Dunas, 2010. Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 6118 – Projeto de Estruturas de Concreto – Procedimento. Rio de Janeiro, 2014.

Correa, S. M. B. B. Probabilidade e Estatística. 2ª ed. Belo Horizonte: PUC Minas Virtual, 2003.

D'agostino, R. B; Stephens, M. A. Goodness-of-fit techniques. New York, Marcel Dekker Inc., 1986.

Gerdau S.A. Perfis Estruturais GERDAU – Tabela de Bitolas, 2016 (Disponível em: https://www.gerdau.com/br/pt/produtos/perfis-estruturais-gerdau#ad-image-0).

Gomes, C. M. A. Aplicação do método de Monte Carlo ao estudo da influência dos dados de entrada na simulação energética de edifícios escolares. Dissertação de Mestrado, Instituto Politécnico de Viseu, Viseu, 2013.

Hendricks, W. A.; Robey, K. W. The Sampling Distribution of the Coefficient of Variation. Mathematic Statistics, v 7, n 3, p 129 – 132, 1936.

Martha, L. F. Análise de estruturas - conceitos e métodos básicos. Rio de Janeiro, Editora Elsevier, 2010.

Mattar, F. N. Pesquisa de Marketing. São Paulo, Editora Atlas, 1992.

Reh, S.; Beley, J. D.; Mukherjee, S., Khor, E. H. Probabilistic finite element analysis using ANSYS. Structural Safety, 28, p. 17-43, 2006.

Thode, H. C. JR. Testing for normality. New York, Marcel Dekker Inc., 2002.

Tsinker, G. P. Port Engineering - Planning, Construction, Maintenance, and Security. New Jersey, Editora Wiley. Hoboken, 94p, 474p. 2004.

Veiga, J. M. G. C. Métodos de análise das incertezas na verificação da segurança estrutural em Engenharia Civil. Tese de Doutorado, Universidade do Porto, Porto, 2008.

Versteegt, G. Berthing loads in structural design - validation of partial factors. Dissertação de mestrado, Delft University of Technology, Delft, 2013.

Zienkiewicz, O. C. The finite element method. 3ª Ed. England, McGraw-Hill Book Company (UK) Limited, 1977.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

DESIGN CONSTRUTAL E MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS APLICADOS À FLAMBAGEM BIAXIAL DE PLACAS PERFURADAS LAMINADAS SIMETRICAMENTE

Thiago da Silveira[1], João Paulo Silva Lima[2], Mauro de Vasconcelos Real[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Elizaldo Domingues dos Santos[5], Liércio André Isoldi[6]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: engmects@hotmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: joaop_1005@hotmail.com
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mauroreal@furg.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425 - 2º Andar, Porto Alegre, RS, Brasil
[5] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[6] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: liercioisoldi@furg.br

RESUMO

As indústrias naval e aeronáutica utilizam placas perfuradas em suas estruturas, para as mais diversas finalidades. Em se tratando de meios oceânicos, placas laminadas apresentam como grande vantagem em relação ao aço, a resistência à corrosão marinha. Placas delgadas quando solicitadas em compressão podem apresentar um fenômeno indesejado de instabilidade, a flambagem elástica. Placas laminadas solicitadas biaxialmente por cargas compressivas apresentam redução na sua carga crítica quando perfurações elípticas são aplicadas. Com aplicação do Método de Elementos Finitos e o Design Construtal, pode-se observar uma variação de 5,6% entre razões geométricas do furo H_0/L_0 = 0,25 e H_0/L_0 = 0,53, *quando mantidos constantes o tipo de furo elíptico e a fração*

volumétrica do furo em relação ao volume da placa igual a 0,25. Em relação à placa sem furo, a redução do valor da carga crítica representa 38,84% se relacionada ao menor valor de carga crítica encontrado.

1. INTRODUÇÃO

Placas finas são elementos estruturais muito utilizados na engenharia naval. Uma das grandes preocupações em um projeto estrutural naval é a estabilidade da estrutura perante as solicitações decorrentes da utilização para a qual foi projetada. A flambagem de estruturas é um fenômeno de instabilidade presente em corpos esbeltos quando submetidos a cargas de compressão. Já se possui um número considerável de trabalhos que abordam flambagem de placas finas feitas de material isotrópico, especialmente aço, onde diversas configurações são testadas e comparadas quanto ao valor da carga crítica da flambagem. Porém, em se tratando de placas delgadas de material compósito, a literatura mostra uma área menos explorada.

Um material compósito é formado por dois ou mais materiais diferentes, combinados em escala macroscópica, para funcionarem como uma unidade, visando obter um conjunto de propriedades que nenhum dos componentes apresenta individualmente (Mendonça, 2005).

Soo Kim (1995) afirma que as placas de material compósito laminado, são componentes estruturais empregados na fuselagem de aviões, no casco de navios ou na estrutura de automóveis, normalmente expostas a solicitações biaxiais de cargas no seu plano. As formas de flambagem biaxiais geralmente aparecem no plano de placas retangulares, quando estas estruturas estão submetidas a alguma condição de contorno totalmente apoiada. Ainda se esta placa for submetida a carregamentos uniaxiais compressivos, a mesma pode apresentar estado de tensão biaxial e ocorrer uma deflexão devido às interações dos carregamentos axiais e das forças reativas do contorno.

Baba e Baltaci (2007) estudaram, numericamente e experimentalmente, efeitos da configuração laminada anti-simétrica, de furos e da razão comprimento/espessura, na carga crítica de flambagem uniaxial de placas compósitas de fibra de vidro com epóxi (*E/glass-epoxy*). As cargas críticas foram apresentadas para placas simetricamente e anti-simetricamente laminadas sujeitas a carregamento axial compressivo. Concluiu-se que a presença de perfurações reduz a carga crítica de flambagem para todas as configurações testadas. Também, de forma geral, observou-se que o valor obtido para a carga crítica de flambagem uniaxial é o mesmo quando o furo é circular ou semi-circular. Foi concluído, ainda, que quando aumentada a relação comprimento/espessura há uma redução considerável da carga crítica de flambagem chegando a 75% de redução quando a relação comprimento/espessura é incrementada em 50%.

Barbero (2007) apresenta a simulação de uma placa sem perfurações, sob compressão biaxial, feita com 12 (doze) camadas de grafite-epóxi com 0,85 mm cada. Com a utilização do software ANSYS® e a aplicação do Método de Elementos Finitos (MEF), e a seleção do elemento de casca SHELL93, a carga crítica de flambagem elástica biaxial encontrada é igual a 252,70 N/mm, para uma orientação de laminação (0/90)3s.

Em Al-Qablan et al. (2010), foi utilizado o MEF para encontrar a melhor carga crítica de flambagem para as placas de material compósito, contendo furos e enrijecedores. Três tipos de carregamentos foram utilizados: uniaxial, biaxial e de cisalhamento. Baseado no modelo de estudo, foi observado que o incremento total da carga crítica de flambagem para as placas de material compósito, perfuradas, com a aplicação de enrijecedores, pode chegar a cinco vezes no carregamento uniaxial, sete vezes no carregamento biaxial e duas vezes no carregamento de cisalhamento, quando comparados os valores obtidos com os resultados da placa sem uso de enrijecedores. Ainda, considerando valores pequenos (entre 0,0 e 0,3), para as razões entre o diâmetro do furo e a largura da placa, foi possível desconsiderar os efeitos de furos para os casos de solicitação uniaxial e biaxial em placas com enrijecedores. Assim, a carga crítica ótima encontrada respeita valores da mesma razão entre 0,4 e 0,6, quando a placa apresentou o maior valor de carga suportada antes de sofrer com o fenômeno, indesejado, de instabilidade.

Em se tratando de placas compósitas laminadas com a aplicação de furos, Joshi et al. (2013) realizou a avaliação da carga crítica de flambagem biaxial para placas laminadas retangulares, simétricas, com a aplicação de perfurações circulares. O software comercial ANSYS® foi utilizado pelo autor de forma bem sucedida. Para a avaliação das cargas críticas de flambagem, é feita a variação da posição dos furos ao longo da placa. Em uma segunda análise a geometria da placa é alterada com o incremento da sua dimensão longitudinal, incremento este comandado pela variação da razão *a/b*, onde *a* é a dimensão da altura da placa (longitudinal) e *b* é a largura da placa, constante para a análise. Uma terceira análise é feita com a variação da relação *b/t*, onde *t* é a espessura da placa. É constatado pelo autor que a carga crítica de flambagem reduz com o aumento da razão de aspecto da placa. Conforme aumenta a relação *b/t*, reduz-se a carga crítica de flambagem por unidade de comprimento. A placa com o furo na parte superior apresenta maior carga crítica de flambagem do que os furos central e inferior.

Diante do exposto, no presente trabalho será desenvolvida uma análise numérica de placas finas de material compósito ortotrópico (laminado), com uma perfuração elíptica centralizada. Inicialmente, uma placa sem perfurações será estudada, definindo o esquema de laminação que propicia a maior carga crítica. Após, com esse esquema de laminação, um furo elíptico no centro da placa será inserido. A geometria do furo será variada, considerando suas dimensões características, através do grau de liberdade H_0/L_0 e de acordo com o método Design Construtal. Então, utilizando um modelo computacional desenvolvido no software ANSYS (que é baseado no MEF),

as diversas geometrias propostas pelo método Design Construtal serão simuladas numericamente, tendo como objetivo identificar qual delas conduz à maior carga crítica de flambagem.

Cabe destacar que o estudo da flambagem de placas finas feitas de material compósito, com e sem perfurações, contribuirá de forma significativa às tecnologias navais, visto que o uso destes componentes pode reduzir significativamente o peso de parte das estruturas, inclusive melhorando algumas propriedades da construção final, como por exemplo o aumento da resistência à corrosão marinha. Além disso, sabe-se que placas perfuradas são amplamente utilizadas na indústria naval e os exemplos são facilmente notados: escotilhas, portas de visita, janelas de acesso, passagem de cabos e tubulações, estruturas internas de tanques comunicantes e etc.

2. MODELAGEM COMPUTACIONAL

O MEF aplicado através do software comercial ANSYS®, foi empregado para a modelagem computacional das placas laminadas submetidas à compressão biaxial. O ANSYS® é um software comercial, que pode ser utilizado nas mais diversas classes de problemas de engenharia. Possui habilidades para resolver diferentes tipos de análises estruturais, como por exemplo, análises estáticas, dinâmicas, modais, harmônicas, espectrais e de flambagem. No ANSYS®, para uma análise estrutural, os deslocamentos e as rotações (graus de liberdade nodais) são calculados numericamente, e a partir destes valores outras quantidades, como deformações e tensões, são determinadas (ANSYS User Manual, 2004).

Segundo Zienkiewicz e Taylor (1989) e Bathe (1996), com a evolução da ciência, o MEF é amplamente utilizado para obtenção de soluções aproximadas para muitos dos problemas encontrados na análise de engenharia, com boa precisão. No campo da análise estrutural, o MEF é usualmente adotado em sua formulação de deslocamento. Desta forma, a estrutura é dividida num certo número de pequenas regiões - os chamados elementos finitos. Estes elementos são assumidos como interconectados por um número determinado de pontos nodais localizados em seus limites (Zienkiewicz e Taylor, 1989; Bathe, 1996).

Real et al. (2010) dizem que um conjunto de funções de interpolação é utilizado para definir exclusivamente o estado de deslocamento dentro de cada elemento finito, em termos de deslocamentos de seus nós. O estado de deformação dentro do elemento é definido através das relações deformação-deslocamento. O estado de tensão ao longo do elemento é determinado pela lei de tensão-deformação do material.

Conforme ANSYS Element Manual (2009), quando feito o uso do ANSYS® 14, o SHELL281 (Fig. 1) é o elemento indicado para análises de estruturas de casca laminada com espessura fina até moderada. O elemento tem oito nós e seis graus de liberdade para cada nó, sendo eles: translações ao longo dos eixos *x*, *y* e *z*, e rotações em torno dos eixos *x*, *y* e *z*.

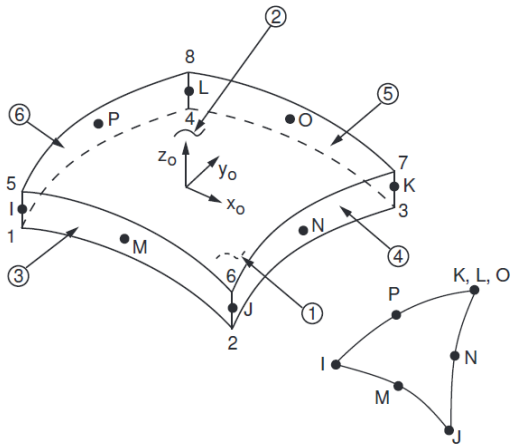


Figura 1 – Geometria do elemento SHELL281 (ANSYS User's Manual, 2009).

O estudo da carga crítica de flambagem de placas através do software ANSYS é feita através da solução de um problema elástico de autovalores. Segundo Madenci e Guven (2006), as equações de equilíbrio por elementos finitos para este tipo de análise envolvem a solução de equações algébricas homogêneas cujo autovalor mais baixo corresponde à carga crítica de flambagem e o autovetor associado representa o modo primário de flambagem.

Segundo Przemieniecki (1985), a formulação utilizada para a metodologia de análise inclui os termos lineares e os termos não lineares. Desta forma, a matriz rigidez total $[K]$, é obtida pela soma da matriz de rigidez convencional para pequenas deformações, $[K_E]$, com a matriz de rigidez geométrica $[K_G]$. Esta última, $[K_G]$, não depende apenas da geometria visto que o esforço interno $\{P_0\}$ existente no início do carregamento deve ser considerado. Desta forma, a matriz de rigidez total da placa para um nível de carga $\{P_0\}$ é dada por:

$$[K] = [K_E] + [K_G] \quad (1)$$

No caso de o carregamento atingir um nível de $\{P\} = \lambda\{P_0\}$, onde λ é um escalar, a matriz de rigidez passa a ser escrita como:

$$[K] = [K_E] + \lambda[K_G] \quad (2)$$

As equações, governantes, de equilíbrio para uma placa, podem ser escritas como:

$$\left[[K_E] + \lambda[K_G]\right]\{U\} = \lambda\{P_0\} \quad (3)$$

onde $\{U\}$ é o vetor de deslocamento total.

O vetor de deslocamento total pode ser determinado por:

$$\{U\} = \left[[K_E] + \lambda[K_G]\right]^{-1}\lambda\{P_0\} \quad (4)$$

Em se tratando de flambagem de placas, o elemento estrutural em análise apresenta um grande crescimento nos deslocamentos sem que haja crescimento da carga. Desta forma os deslocamentos $\{U\}$ tendem a infinito quando:

$$det\left[[K_E] + \lambda[K_G]\right] = 0 \quad (5)$$

sendo *det* o determinante da matriz.

A Eq. 5 representa um problema de autovalores que, uma vez resolvido, gera o menor autovalor, λ_1, que corresponde à carga crítica de flambagem dada por $\{P_{Cr}\} = \lambda_1\{P_0\}$. Esta é a carga limite onde se inicia o fenômeno de instabilidade da flambagem. O vetor de deslocamento associado $\{U\}$ define a forma do modo de flambagem. O problema de autovalores é resolvido usando o método numérico de Lanczos (ANSYS User's Manual, 2005).

2.1 Verificação do modelo computacional

Para verificação do modelo computacional utilizado, dois casos foram simulados numericamente.

Primeiramente uma placa sem furos, baseada no modelo de Barbero (2007), foi analisada. O caso consiste em uma placa delgada, laminada e simétrica sob compressão biaxial, como pode ser visto na Fig. 2.

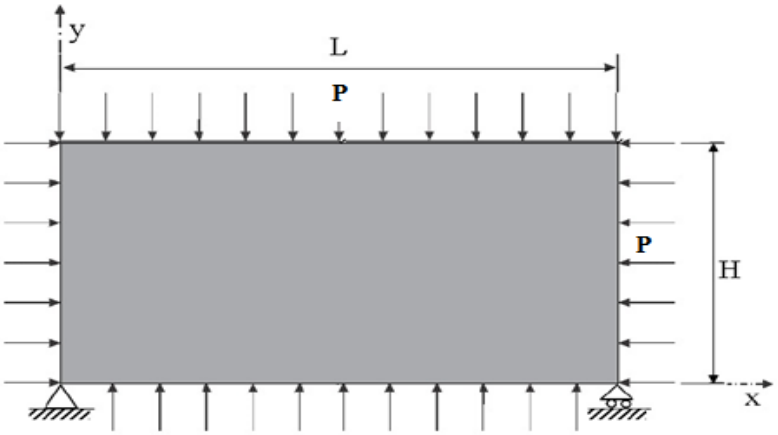


Figura 2 - Placa sem perfurações e simplesmente apoiada nas arestas, submetida à compressão biaxial.

As propriedades mecânicas do material da placa são dadas em função dos eixos 1-2-3, como pode ser visto na Fig. 3. Segundo Mendonça (2005), a direção das fibras define as três direções principais de propriedades de uma lâmina, que são as direções tomadas como referência nas definições das propriedades mecânicas, tensões e deformações.

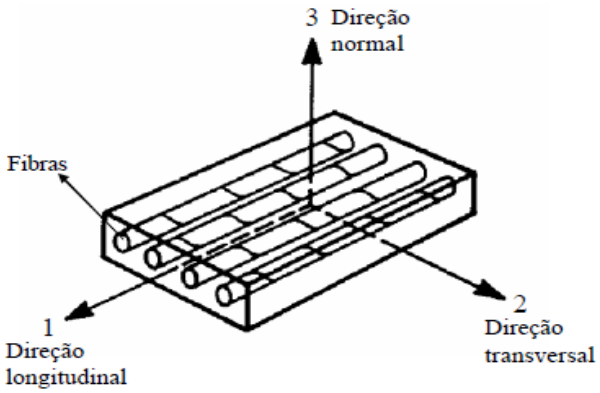


Figura 3 - Direções Principais da propriedade de uma lâmina (Jones, 1999).

O problema proposto por Barbero (2007) trata de uma placa simplesmente apoiada laminada em AS4/9310 com fração volumétrica de fibras igual a 0,6. O laminado possui dimensões de H = 500 mm no sentido de y, L = 1000 mm no sentido de x e h = 10,2 mm (divididos em 12 camadas de laminação com 0,85 mm de espessura, cada) no sentido de z, com orientação de (0/90)3s. A laminação simétrica (0/90)3s quer dizer que a configuração da placa é feita com 12 camadas e a orientação das fibras atende aos ângulos de 0 e 90 graus respectivamente até a sexta camada, sendo então repetidos de forma simétrica a partir da sétima camada, ou seja, (0/90/0/90/0/90/90/0/90/0/90/0). A placa apresenta propriedades de engenharia referenciadas aos eixos 1-2-3 mostrados na Fig. 3. E_1 , E_2 e E_3 os módulos de Young nas direções principais 1, 2 e 3; ν_{12}, ν_{13} e ν_{23} são os valores de coeficiente de Poisson; G_{12}, G_{13} e G_{23} são os módulos de elasticidade transversal cisalhante, nos planos 1-2, 2-3 e 3-1, respectivamente. Portanto, para a placa da Fig. 2, E_1= 145880 MPa, E_2=E_3= 13312 MPa, G_{12}=G_{13}= 4386 MPa, G_{23}= 4529MPa, ν_{12} = ν_{13}= 0,263 e ν_{23}= 0,470.

Com a aplicação do SHELL93, Barbero (2007) encontrou um valor de carga crítica de flambagem biaxial igual a 252,70 N/mm. Como verificação do modelo, com a utilização do SHELL281, a mesma carga crítica de 252,70 N/mm foi obtida. A Fig. 4 mostra a configuração flambada da placa sem furo. No gradiente de cores, o vermelho significa o maior deslocamento na direção z (transversal à placa) enquanto o azul apresenta o menor valor que é igual à zero.

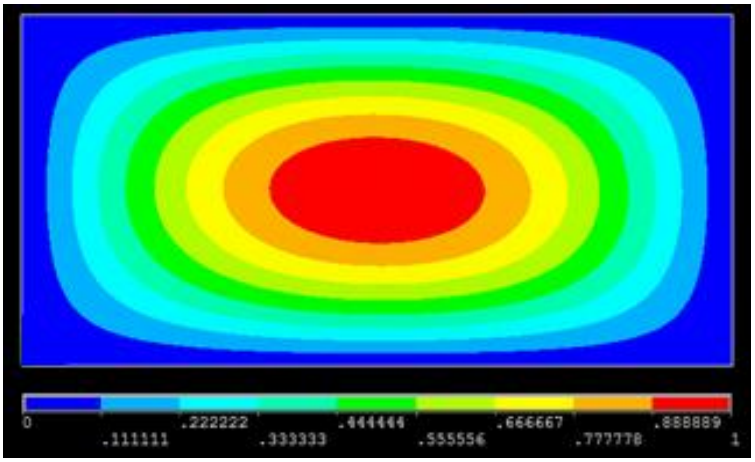


Figura 4 – Configuração flambada da placa sem furo.

Uma segunda verificação foi feita para uma placa simétrica e laminada, sob flambagem biaxial, porém, contemplando a aplicação de perfurações elípticas/circulares no centro da placa. A Fig. 5 mostra a configuração da placa utilizada nesta análise.

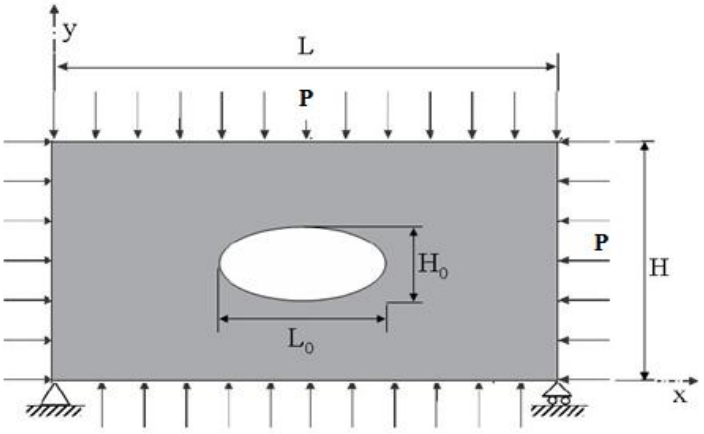


Figura 5 - Placa com furo elíptico centrado.

Joshi et al (2013) apresenta a avaliação de carga crítica de flambagem biaxial para uma placa laminada simétrica de fibra epoxy/carbono, de laminação (0/45)2s com altura H = 2000 mm no sentido de y, largura L = 1000 mm no sentido de x e espessura variando em razões L/h, onde h é a espessura da placa. O furo avaliado é circular com diâmetro de 500 mm, ou seja, $H_0 = L_0 = 500$ mm. Para a placa da Fig. 4, E_1= 139000 MPa, E_2=E_3= 11000 MPa, G_{12}=G_{13}= 4700 MPa, G_{23}= 3700 MPa, ν_{12} = ν_{13}= 0,320 e ν_{23}= 0,460.

A Tab. 1 apresenta o comparativo entre os resultados obtidos pela referência Joshi et al. (2013) utilizando o SHELL99, e o presente estudo com aplicação do SHELL281. Para obtenção dos resultados de Joshi et al. (2013) o software Digitizer® foi utilizado, com a finalidade de coletar os valores a partir da curva de referência.

Tabela 1 – Comparativo entre os valores de carga crítica obtidos pelo presente estudo, utilizando SHELL281, e por Joshi et al. (2013) utilizando SHELL99

Presente Estudo		**Joshi et al.**	
L/h	**Carga Crítica (N/mm)**	***L/h***	**Carga Crítica (N/mm)**
20	6733,04	20,297	6694,32
40	896,08	40,107	892,98
60	270,89	60,396	275,11
80	115,50	80,042	138,04
100	59,54	100,236	56,11

A Fig. 6 apresenta a configuração flambada da placa com furo circular central obtida nas análises do presente estudo. No gradiente de cores, o vermelho significa o maior deslocamento na direção z (transversal à placa).

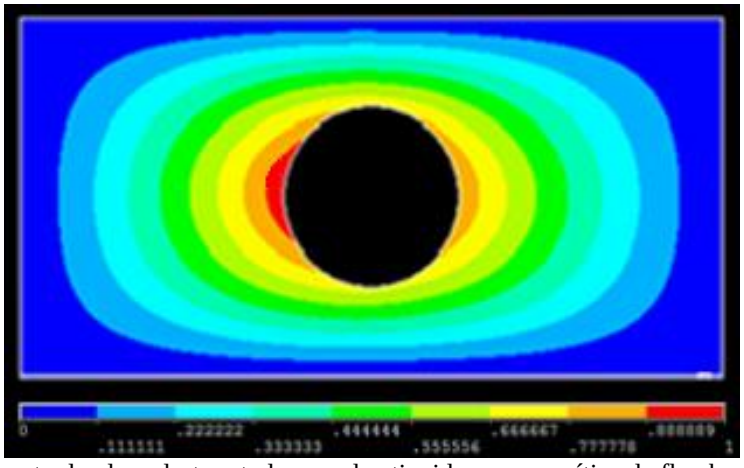


Figura 6 – Comportamento da placa deste estudo quando atingida a carga crítica de flambagem.

Como visto na Fig. 6, uma semi-onda foi formada no centro da placa. O comportamento é o mesmo obtido por Joshi et al. (2013), com o mesmo número de semi-ondas e a mesma distribuição de esforços na placa. Na Fig. 7 são apresentadas a curva obtida por Joshi et al. (2013) utilizando o SHELL99 a curva obtida com o SHELL281 no

presente estudo. Observa-se que conforme a espessura da placa diminui, o valor da carga crítica de flambagem também diminui.

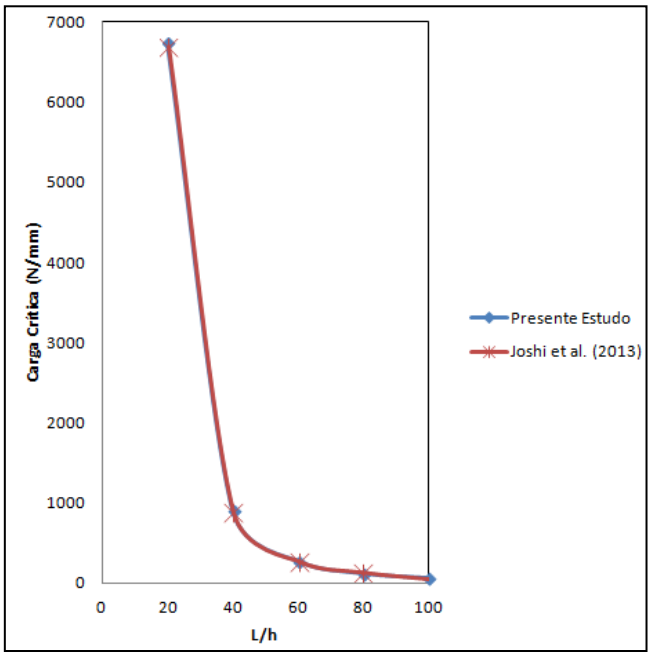


Figura 7 – Comparação das curvas de carga crítica entre Joshi et al. (2013) utilizando SHELL99 e o presente estudo utilizando SHELL281.

3. DESIGN CONSTRUTAL APLICADO À FLAMBAGEM DE PLACAS COMPÓSITAS

Em 1997 o *Constructal Design*, ou Design Construtal, foi proposto como uma visualização mental de que os sistemas de fluxo animados ou inanimados seguem um princípio físico fundamental, que é a Lei Construtal. O Design Construtal se baseia em três princípios fundamentais para descrever como as formas geométricas são determinadas (Bejan, 2000; Bejan e Lorente, 2008, Bejan e Zane, 2012), são eles: a vida é um fluxo e todos os sistemas são vivos (animado e inanimado); a geração de design e a sua evolução são um fenômeno da física, baseados em um princípio físico fundamental; os sistemas têm a tendência universal para evoluir em um determinado sentido no tempo.

Bejan e Zane (2012) afirmam que o Design Construtal proclama que a estrutura que proporciona maior facilidade de fluxo em sistemas que movimentam uma corrente de um ponto a uma área, ou de uma área para um ponto, é uma estrutura em forma de árvore. Ainda os autores relacionam esta forma de árvore com as formas do aparelho circulatório humano e do sistema nervoso, que geram estruturas semelhantes a uma árvore porque essa é a maneira mais fácil de promover o fluxo.

O Design Construtal vem sendo aplicado de forma frequente e apresentando bons resultados em várias abordagens sobre mecânica dos sólidos e análise de tensões para aplicações na engenharia naval e *offshore*. Quando há necessidade de perfurações nas placas e vigas estruturais, o Design Construtal passa a ser uma ferramenta muito importante na determinação geométrica, na definição da quantidade, bem como das posições e dimensões dos furos, de modo que estes componentes mantenham o melhor desempenho mecânico possível frente às solicitações mecânicas às quais são submetidos (Da Silva, 2015).

Buscando obter a melhor geometria do furo, para um volume perfurado previamente definido, o Design Construtal é aplicado neste estudo. A variação da dimensão dos furos testados é governada por um parâmetro chamado fração volumétrica ($Ø$). Esse parâmetro representa a relação entre o volume do furo (V_0) e o volume total da placa sem furo (V). A fração volumétrica para uma placa retangular com perfuração elíptica é definida por:

$$Ø = \frac{V_0}{V} = \frac{\left[\frac{(\pi H_0 L_0 h)}{4}\right]}{(HLh)} = \frac{(\pi H_0 L_0)}{(4HL)} \tag{6}$$

onde as dimensões estão dispostas na Fig. 5, $Ø$ é a fração volumétrica e h é a espessura da placa.

Outra restrição imposta é a distância mínima entre o furo e a borda da placa. Para evitar a influência do efeito das bordas na carga crítica de flambagem, a variação geométrica do furo deve respeitar uma distância de 100 mm das bordas, ou seja, o furo deve respeitar os limites dimensionais de 300 mm no sentido de *x* e 800 mm no sentido de *y*.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A placa de Barbero (2007) será utilizada como referência. Com as mesmas dimensões e propriedades do material, a laminação foi simulada numericamente sob diferentes esquemas de laminação de forma a encontrar a melhor carga crítica em decorrência da variação angular das fibras durante a laminação. Inicialmente Barbero (2007) apresentou uma configuração de laminação (0/90)3s, onde a carga crítica de flambagem elástica biaxial obtida foi igual a 252,70 N/mm, conforme já apresentado no primeiro caso da verificação do modelo computacional. No entanto, com a variação do ângulo do esquema de laminação, é possível chegar a uma carga crítica de flambagem igual a 282,25 N/mm, quando a configuração de laminação é (-45/45)3s, como pode ser visto na Fig. 8.

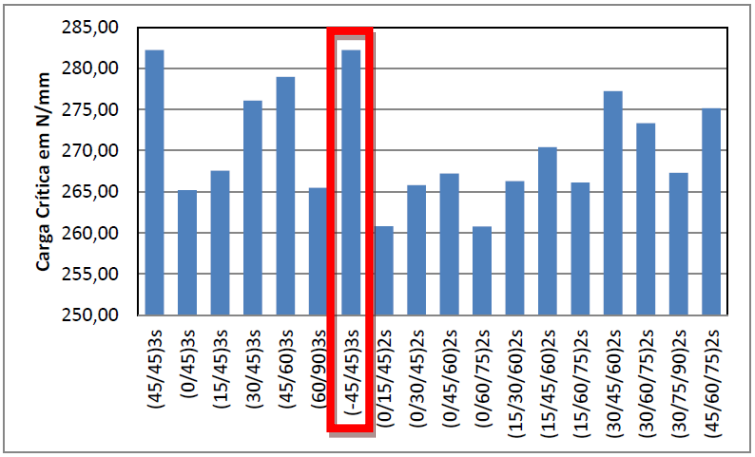


Figura 8 – Comparativo entre os valores, de carga crítica, encontrados para diferentes esquemas de laminação.

Observa-se a partir da Fig.8 que a laminação (45/45)3s obteve o mesmo valor para a carga crítica de flambagem biaxial que para a laminação (-45/45)3s. Para efeitos de análise, este estudo optou pela laminação (-45/45)3s devido a variação dos ângulos das fibras em cada uma das camadas. Após definido o esquema de laminação, de (-45/45)3s, o efeito do furo elíptico centralizado é analisado quanto à alteração causada na carga crítica de flambagem elástica. Respeitando os limites impostos para o furo e a configuração da placa como na Fig. 5, uma fração volumétrica igual a 0,25 é testada variando os dimensionais de altura e largura do furo elíptico. A Tab. 2 apresenta os valores obtidos para a carga crítica conforme a variação dimensional do furo elíptico para a placa obedecendo ao esquema de laminação (-45/45)3s.

Tabela 2 – Variação dimensional do furo elíptico e valores de carga crítica obtidos para uma Ø = 0,25.

Ø=0,25					
H	***L***	***H₀***	***L₀***	***H₀/L₀***	***PCr (N/mm)***
500	1000	200	795,80	0,25	172,60
500	1000	210	757,90	0,28	176,39
500	1000	220	723,45	0,30	176,49
500	1000	230	692,00	0,33	179,27
500	1000	240	663,17	0,36	180,51
500	1000	250	636,64	0,39	181,36
500	1000	260	612,15	0,42	181,13
500	1000	270	589,48	0,46	181,31
500	1000	280	568,43	0,49	181,26
500	1000	290	548,83	0,53	182,83
500	1000	300	530,53	0,57	181,78

Como pode ser observado nos valores da Tab. 2, considerando o valor da carga crítica da placa sem perfurações que é de 282,25 N/mm, ocorre uma diminuição na magnitude da carga crítica devido à inserção da perfuração. Este

comportamento é análogo ao descrito por Baba e Baltaci (2007). Nota-se também que à medida que o valor da altura do furo se aproxima da altura da placa, a carga crítica de flambagem biaxial aumenta, ou seja, quanto menor for a diferença entre H e H_0, maior será a carga crítica de flambagem. A partir de uma relação H_0/L_0 igual a 0,53, a carga crítica de flambagem apresenta uma queda no seu valor. A Fig. 9 apresenta o gráfico obtido com os valores de carga crítica de flambagem biaxial apresentados na Tab. 2.

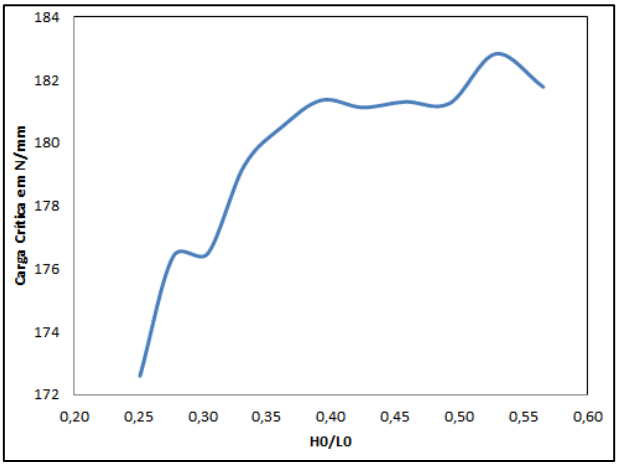


Figura 9 – Variação da carga crítica em função da variação de H_0/L_0

A Fig. 10a apresenta configuração flambada para a placa com H_0/L_0 = 0,25 onde foi obtido o menor valor de carga crítica, enquanto a Fig. 10b mostra a configuração flambada para a placa com H_0/L_0 = 0,53 onde foi obtido o melhor comportamento mecânico, ou seja, o maior valor de carga crítica.

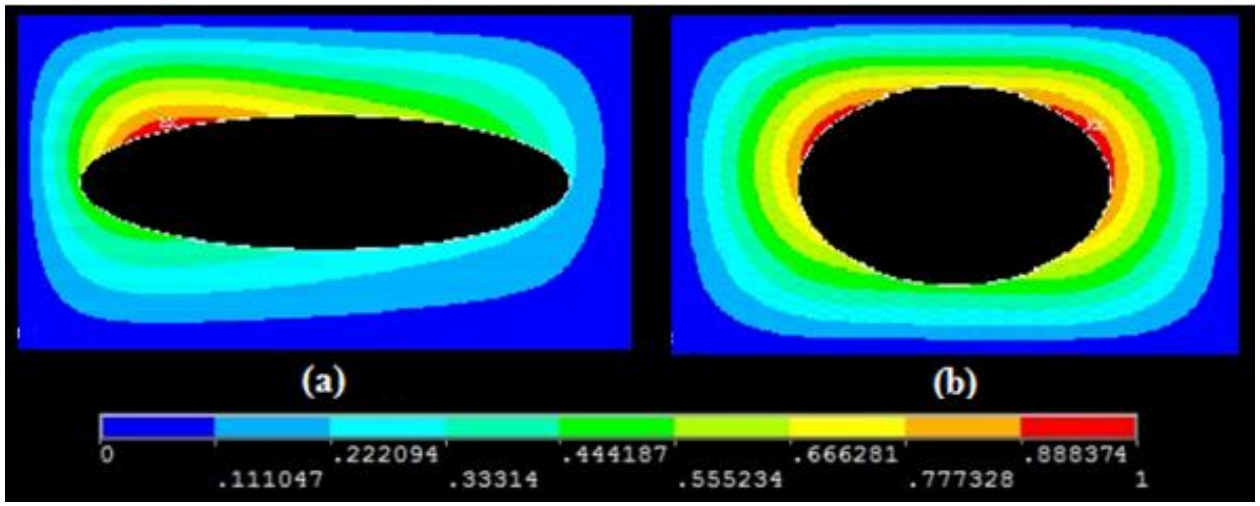


Figura 10 – Configuração flambada da placa (a) H_0/L_0 = 0,25 e (b) H_0/L_0 = 0,53.

Nota-se que conforme o dimensional do furo se estende ao longo de x, o valor da carga crítica de flambagem diminui. Quando sob flambagem biaxial, a placa apresentou apenas uma semi-onda formada no centro, bem como visto em Joshi et al. (2013).

5. CONCLUSÕES

Pode-se observar que a variação do esquema de laminação apresenta impacto considerável na carga crítica de flambagem biaxial para uma placa delgada, como pode ser observado na Fig. 8. No case de Barbero (2007), o valor da carga crítica encontrada foi de 252,70 N/mm, para um esquema de laminação (0/90)3s. No entanto, quando utilizada uma laminação que obedeça ao esquema (-45/45)3s, é possível a obtenção de uma carga crítica de 282,25 N/mm para uma placa sem perfurações, o que representa uma melhoria de 11,70% no comportamento mecânico da placa laminada, somente devido à variação do esquema de laminação.

Em se tratando de placas laminadas, delgadas e simétricas com furos, pode-se concluir que a presença de furos reduz a carga crítica de flambagem. Para uma fração volumétrica de $Ø$ = 0,25 na placa proposta, a pior condição geométrica (quando H_0/L_0 = 0,25) apresenta uma redução de 38,84% na carga crítica de flambagem elástica biaxial, quando comparada à placa sem furo. No melhor caso obtido (quando H_0/L_0 = 0,53) para a mesma fração volumétrica, a carga crítica apresenta uma redução de 35,22% no valor da carga crítica de flambagem quando comparada a placa com furo elíptico com a placa sem perfurações. A pior carga crítica obtida foi para um H_0/L_0 = 0,25, onde 172,60 N/mm foram obtidos para a carga crítica. Por sua vez, quando H_0/L_0 = 0,53,a melhor carga crítica foi obtida no valor de 182,83 N/mm. A diferença representa uma variação de 5,6% apenas com a variação da geometria do furo, visto que o tipo de furo (elíptico) e a fração volumétrica foram mantidos durante a análise. Quando a geometria do furo estende-se no sentido de *x*, os menores valores da carga crítica foram obtidos, enquanto os melhores resultados foram obtidos conforme a geometria do furo se estendia ao longo de *y*.

Por fim, conclui-se que com o MEF em conjunto com o Design Construtal apresentam-se como uma boa ferramenta para avaliação e otimização geométrica de estruturas mecânicas, conduzindo a geometrias que proporcionam desempenhos superiores.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CAPES e ao CNPq pelas bolsas de pesquisa concedidas e à FURG pelo apoio.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Al-Qablan, H., Dwairi, H., Shatarat, N., Rosan, T., Al-Qablan, T., 2010. "Stability Analysis of Composite Panels with Stiffeners and Circular Cutouts". Jordan Journal of Civil Engineering, v. 4, n. 2, p. 119-131.

ANSYS, 2009. Element Reference Manual (version 12.1). Technology Drive, Canonsburg.

ANSYS, 2004. Analysis Guide. Ansys Inc.

ANSYS, 2005. User's Manual (version 10.0). Swanson Analysis System Inc, Houston.

Baba, Buket Okutan, Baltaci, Aysun, 2007. "Buckling Characteristics of Symmetrically and Antisimmetrically Laminated Composite Plates with Central Cutout". Appl Compos Mater, p. 265 - 276.

Barbero, E. J., 2007. "Finite Element Analysis of Composite Material". Taylor & Francis Group. Boca Raton.

Bejan, A., 2000. Shape and structure, from engineering to nature. Cambridge University Press, Cambridge.

Bejan, A. e Lorente, S., 2008. Design with Constructal Theory. Wiley, Hoboken.

Bejan, A. e Zane, J. P., 2012. Design in nature. Doubleday.

Da Silva, Caio Cesar Cardoso, 2015. Simulação numérica e método constructal design aplicados ao estudo de flambagem em placas com furos hexagonais utilizadas em estruturas navais oceânicas. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica), FURG – Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

K. J. Bathe, 1996. Finite Element Procedures. New Jersey: Prentice-Hall.

Jones, Robert Millard, 1999. Mechanics of Composite Materials. Segunda Edição. Philadelphia: Taylor & Francis.

Joshi, A., Reddy, P. R., Krishnareddy, V. N., Sushma, Ch. V., 2013, "Buckling Analysis of Thin Carbon/Epoxy Plate with Circular Cut-outs Under Biaxial Compression By Using FEA". International Journal of Research in Engineering and Technology, v. 02, p. 296 – 301, Bangalore, India.

Madenci, E. e Guven, I., 2006. The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS®. Ed. Springer.

Medonça, P. de T. R., 2005. Materiais Compostos & Estruturas Sanduíche: Projeto e Análise, Edição 1, Editora Manole. Barueri, SP, Brasil.

Przemieniecki, J. S., 1985. Theory of Matrix Structural Analysis. Ed. Dover Publications.

Real, M. V., Isoldi, L. A., 2010, "Finite Element Buckling Analysis of Uniaxially Loaded Plates with Holes", Conferência Sul em Modelagem Computacional, Rio Grande – RS, FURG.

Soo Kim, Young, 1995. "Biaxial Buckling of Laminated Composite Plates". Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade de Concórdia., Montreal.

Zienkiewicz, O. C. , Taylor, R. L., 1989. The Finite Element Method. 4th ed.. McGraw - Hill Book Company, New York.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE UM ESPECTRO DE ONDAS DO TIPO *PIERSON-MOSKOWITZ*

Carlos Augusto de Oliveira Costa[1], Elizaldo Domingues dos Santos[2], Liércio André Isoldi[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Mateus das Neves Gomes[5]

[1,5] Instituto Federal do Paraná - IFPR
Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues 453, Porto Seguro, Paranaguá, PR, 83215-750, Brasil.
e-mail: [1]carlosaocosta1994@gmail.com, [5] mateus.gomes@ifpr.edu.br
[2,3] Universidade Federal do Rio Grande - FURG
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: [2]elizaldosantos@furg.br , [3]liercioisoldi@furg.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS
Departamento de Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, 90.050-170, Brasil.
e-mail: [4]luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Os modelos computacionais utilizados para a simulação numérica de estruturas oceânicas, como por exemplo, os conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica, consideram de uma forma geral ondas regulares. A principal característica das ondas regulares é manter bem definida suas características como período e comprimento, sendo esta uma simplificação do fenômeno real. Este trabalho apresenta uma metodologia, disponível no software ANSYS FLUENT® versão 16.0, para a geração numérica de um espectro de ondas do tipo Pierson-Moskowitz. O domínio computacional é bidimensional e representa um tanque de ondas numérico. O espectro de ondas de Pierson-Moskowitz utilizado no presente estudo possui período significante da onda (T_S) de 7,5 s e altura significante da onda (H_S) de 1,5 m. Para a solução numérica é empregado um código de dinâmica dos fluidos computacional, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF). O modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) é aplicado no tratamento da interação água-ar. Os resultados apresentados indicam uma adequada reprodução computacional deste espectro de ondas, sendo este um avanço em representar os fenômenos oceânicos de forma mais realística. Esses resultados poderão ser utilizados em trabalhos futuros, principalmente no estudo numérico de dispositivos para conversão de energia das ondas do mar em energia elétrica, como por exemplo, os dispositivos de coluna de água oscilante (OWC) e de galgamento.

1. INTRODUÇÃO

Desde longa data trabalhos experimentais de Engenharia Oceânica e Arquitetura Naval tem usado tanques de ondas. Pode-se citar o Dr. William Froude (1810-1879) que realizou ensaios de resistência ao avanço com modelos de embarcações em escala reduzida em tanques de ondas. Com o aumento da demanda do conhecimento da performance de embarcações sob a ação de ondas, gradualmente os tanques foram equipados com geradores de ondas (Carneiro, 2007). A maioria dos testes em laboratório, de estruturas fixas ou flutuantes, estudo dos perfis das praias e outros fenômenos relacionados tem utilizado um tanque de ondas, que são compartimentos longos e estreitos com um gerador de ondas em uma das extremidades do tanque (Dean e Dalrymple, 1991).

Em engenharia existem, fundamentalmente, três ferramentas para desenvolvimento de projetos e análises de problemas: métodos analíticos; métodos numéricos (experimentação numérica); e experimentação em laboratório (Maliska, 2004). Diversos estudos empregando métodos numéricos têm abordado estruturas oceânicas, como, por exemplo, o princípio de funcionamento de dispositivos conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica. Uma possibilidade de modelagem computacional da propagação de ondas oceânicas é através do método *Volume of Fluid* (VOF), proposto por Hirt e Nichols (1981). Este modelo é indicado para escoamentos multifásicos, ou seja, escoamentos nos quais existe uma interface bem definida entre dois ou mais fluídos imiscíveis, que neste caso são a água e o ar. As equações do modelo matemático são resolvidas através do Método dos Volumes Finitos (MVF) (Versteeg e Malalasekera, 1999).

A tendência é que cada vez mais as pesquisas utilizem a modelagem computacional para analisar os processos oceânicos, uma vez que, atualmente, a simulação numérica é uma ferramenta fundamental na execução de um projeto de engenharia com estas características. Neste contexto, é possível verificar que os pesquisadores têm buscado empregar o modelo VOF nas simulações numéricas de estruturas oceânicas, assim como nos trabalhos de: Horko (2007), Conde e Gato (2008), Marjani et al. (2006), Liu et al. (2008a), Liu et al. (2008b), Gomes et al. (2009), Gomes (2010), Iahnke (2010), Conde et al. (2010), Conde et al. (2011), Liu et al. (2011), Ramalhais (2011), Teixeira et al. (2013) e Gomes (2014). É importante ressaltar que nestes trabalhos o modelo computacional adota ondas com período e altura bem definidos e regulares.

O objetivo deste trabalho é apresentar uma metodologia de simulação numérica de um espectro de ondas de *Pierson-Moskowitz* disponível no software ANSYS FLUENT® (Ansys,2016). Sendo este aspecto um avanço na representação computacional realística em tanques de ondas de fenômenos ligados ao oceano. No presente estudo são apresentadas verificações de um espectro de onda com: período significante da onda (T_S) de 7,5 s e altura significante da onda (H_S) de 1,5 m. Cabe destacar que um estudo semelhante é apresentado em Elangovan (2011), entretanto para um espectro de ondas de *Bretschneider*. Para a solução numérica é empregado um código de dinâmica dos fluidos computacional, baseado no Método de Volumes Finitos (MVF). O modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF) é aplicado no tratamento da interação água-ar.

2. TANQUE NUMÉRICO DE ONDAS

Uma possibilidade de representação computacional da interação fluido estrutura, ou seja, da propagação de ondas oceânicas é considerar um tanque de ondas conforme empregado nos trabalhos de (Horko, 2007; Liu et al., 2008a; Gomes, 2009). A técnica consiste em gerar numericamente ondas regulares (com características constantes) e/ou ondas irregulares (através de um espectro de ondas oceânicas).

Para representar o problema numa escala adequada no domínio computacional é necessário o conhecimento de algumas características do espectro de ondas, como: período significante (T_S), altura significante (H_S) e profundidade de propagação (h). Com estas características definidas é possível determinar o comprimento (C_T) e a altura do tanque de ondas (H_T). Conforme a representação esquemática apresentada na Fig. 1. É importante destacar que a medida H_3 está relacionada ao quanto o dispositivo CAO está submerso em relação à superfície livre. Como neste trabalho é considerada a geração de ondas irregulares para o dimensionamento do domínio computacional são levados em conta o período significante (T_S) e a altura significante (H_S) do espectro de ondas. Para o presente estudo, são adotadas as seguintes dimensões: T_S = 7,5 s; H_S = 1,5 m; h = 40,0 m; C_T = 327,0 m; H_T = 45,0 m. No tanque de ondas, representado na Fig. 1, são dispostas cinco sondas verticais de medição da elevação a superfície livre: S1 (x = 10 m), S2 (x = 40 m), S3 (x = 100 m), S4 (x = 150 m) e S5 (x = 200 m).

Ainda é possível verificar na Fig. 1 uma região de absorção, que possui o formato de uma rampa e tem a finalidade de reproduzir o efeito de uma praia, e assim diminuir o efeito de reflexão da onda. O comprimento da região de absorção (C_{RA}) tem 100,0 m.

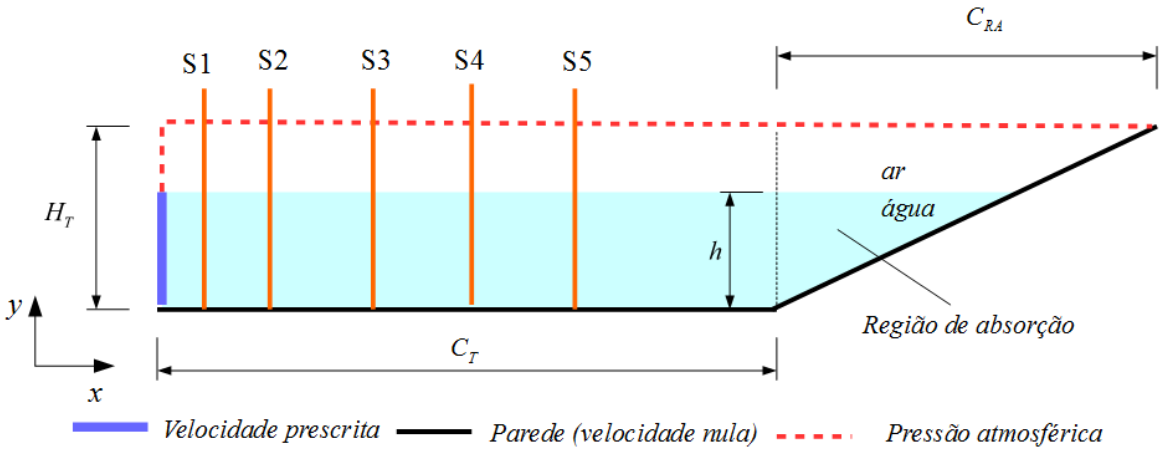


Figura 1. Representação esquemática do domínio computacional.

3. GERAÇÃO DA ONDA – ESPECTRO DE *PIERSON-MOSKOWITZ*

O aspecto inédito deste trabalho é o fato de considerar a geração de ondas irregulares, assim como em Elangovan (2011). Cabe destacar, que até então, os trabalhos sobre simulação numérica de propagação de ondas em tanques, disponíveis na literatura, levavam em conta a geração de ondas regulares com período, comprimento e altura bem definidos. Um fluxograma do processo de geração e análise de ondas irregulares é apresentado na Fig. 2. No presente estudo foi adotado o espectro de *Pierson-Moskowitz* (PM).

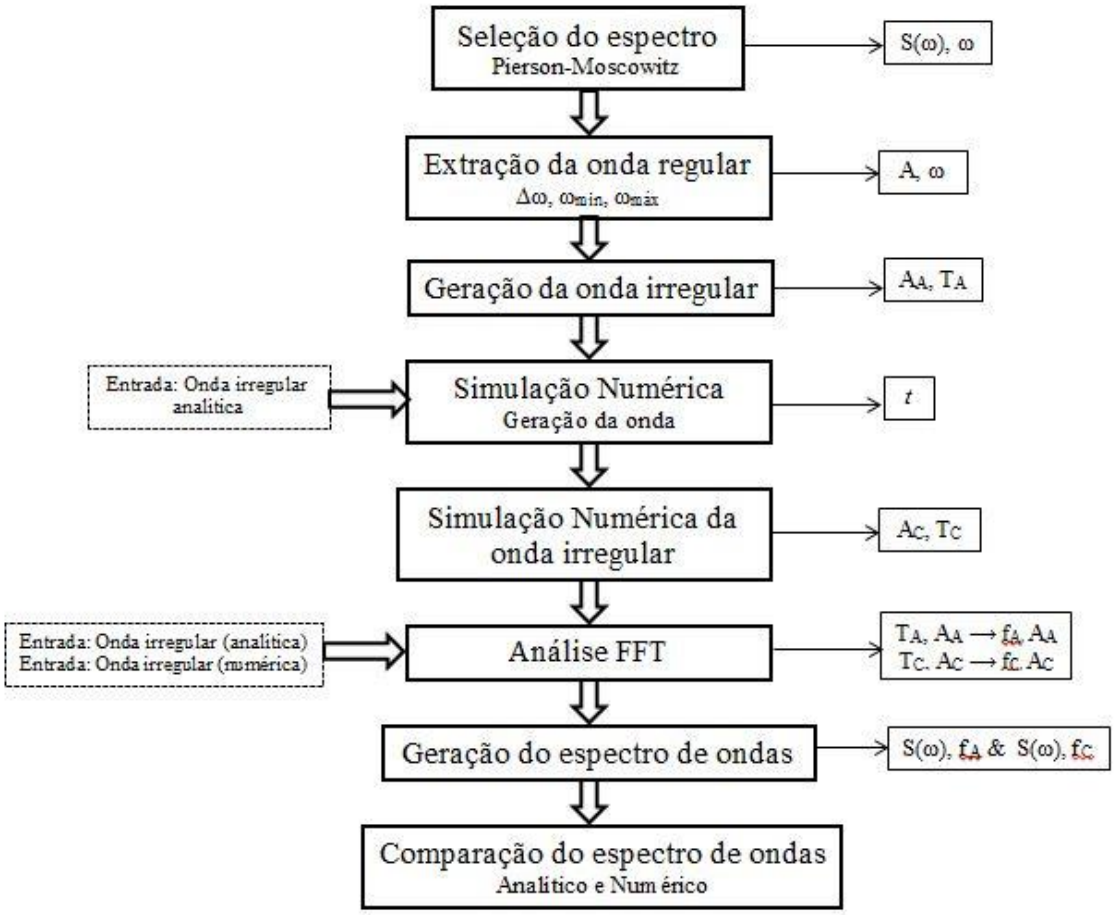


Figura 2. Metodologia de análise da geração de ondas irregulares, adaptado de Elangovan (2011).

O espectro de *Pierson-Moskowitz* é válido para um mar totalmente desenvolvido, ou seja, é o estado do mar em que se desenvolveram as ondas máximas correspondentes à força do vento atuante, e assume que as ondas estão em equilíbrio com o vento (Chakrabarti, 2005). A densidade espectral ($S(\omega)$) é dada por:

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16}\,\frac{H_S\,{\omega_P}^4}{\omega^5}\,e^{-\left(\frac{5{\omega_P}^4}{4\omega^4}\right)} \tag{1}$$

onde: H_S é a altura significativa (m), neste trabalho H_S = 1,5 m, ω é a frequência da onda (rad/s), e ω_P é a frequência de pico da onda (rad/s) e pode ser determinada por:

$$\omega_P = \frac{2\pi}{T_S} \tag{2}$$

onde: T_S é o período significante do espectro (s), neste trabalho T_S = 7,5 s.

De acordo com ANSYS (2016) é possível determinar o intervalo de frequências de modo que o mesmo compreenda a região de maior energia da onda, sendo o recomendável dado por:

$$\omega_{\min} = 0{,}5\,\omega_P \tag{3}$$

$$\omega_{máx} = 2{,}5\,\omega_P \tag{4}$$

No presente estudo o espectro é formado por 15 ondas com frequências dentro do intervalo determinado pelas Eqs. (3) e (4). É possível distribuir de forma igual às frequências a serem consideradas através da seguinte relação:

$$d\omega = \frac{\omega_{máx} - \omega_{\min}}{n_o} \tag{5}$$

onde: n_o é o número de ondas consideradas no espectro.

É possível extrair cada uma das 15 ondas regulares que compõem o espectro de ondas considerado. Para tanto deve ser considerada a seguinte relação entre densidade espectral e amplitude (Elangovan, 2011):

$$S(\omega_n)d\omega = \frac{1}{2}\zeta_{a_n}^2 \tag{6}$$

onde: ζ_{a_n} é a amplitude da componente do espectro (m), ou seja, a amplitude de uma das 15 ondas que formam o espectro deste estudo.

Mantendo o ângulo de fase diferente para cada onda regular, a onda irregular pode ser gerada analiticamente conforme apresentado a seguir (Elangovan, 2011):

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^{n_o} \zeta_{a_n} \cos(k_n\,x - \omega_n\,t + \varepsilon_n) \tag{7}$$

onde: k_n é o número de onda da componente (rad/m), x a posição espacial (m), ω_n a frequência da componente (rad/s), t o tempo (s) e ε_n o ângulo de fase randômico da componente (rad). O número de onda (k_n) pode ser determinado pela relação de dispersão, dada por (Dean e Dalrymple, 1991):

$$\omega^2 = g\,k\tanh(k\,h) \tag{8}$$

Na Fig. 3a é possível observar a decomposição do espectro em ondas regulares. São apresentadas, na Fig. 3a, três ondas com diferentes frequências: Onda 1 com ω = 0, 58 rad/s, Onda 5 com ω = 1,25 rad/s e Onda 15 com ω = 2,91 rad/s. A frequência de pico do espectro em consideração é ω = 0, 83 rad/s. Ainda considerando a Fig. 3a é possivel observar que quanto mais próximo da frequência de pico maior é a predominância da onda no espectro. Na Fig. 3b é apresentado o espectro de ondas formado pelo somatório das quinze ondas, de acordo com a Eq. (7).

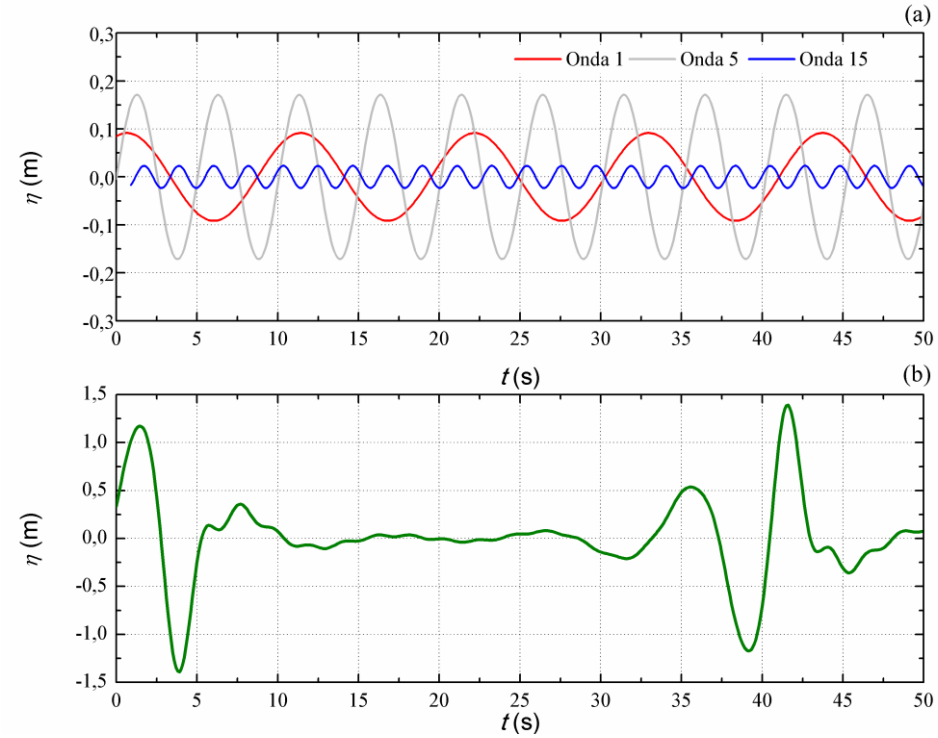


Figura 3. (a) Decomposição do espectro em ondas regulares, (b) espectro de ondas.

A geração numérica da onda irregular levará em conta as componentes do espectro extraídas a partir da Eq. (7). Posteriormente, a onda irregular gerada numericamente pode ser comparada com a onda analítica. Além da comparação da onda irregular, a análise através da Transformada Rápida de Fourier (FFT – *Fast Fourier Transform*) será empregada para a comparação da densidade espectral analítica e numérica.

Como é possível observar na Fig. 1, o gerador de ondas numérico é posicionado no lado esquerdo do tanque de ondas, com a condição de contorno de velocidade prescrita. Para a geração de ondas irregulares é considerada a Eq. (7) e suas respectivas componentes, horizontal (u) e vertical (w), da velocidade da onda como condição de contorno (velocidade de entrada prescrita). Essas componentes da velocidade variam em função do espaço e do tempo e são impostas na superfície de entrada e dadas por (Dean e Dalrymple, 1991; Chakrabarti, 2005):

$$u = \zeta_{a_n} g k_n \frac{\cosh\left(k_n z + k_n h\right)}{\omega_n \cosh\left(k_n h\right)} \cos\left(k_n x - \omega t\right) \tag{9}$$

$$w = \zeta_{a_n} g k_n \frac{senh\left(k_n z + k_n h\right)}{\omega_n \, senh\left(k_n h\right)} sen\left(k_n x - \omega_n t\right) \tag{10}$$

onde: g a aceleração da gravidade (m/s²); ω_n é a frequência da componente, e z é a variação da posição entre a superfície livre da água e o fundo do mar (m).

Com relação às demais condições de contorno, na parte superior da superfície lateral esquerda, bem como na superfície superior do tanque e da saída da chaminé da CAO é aplicada uma condição de contorno de pressão atmosférica (vide superfície tracejada em vermelho na Fig. 1). Nas demais superfícies do tanque de ondas: superfície inferior e superfície lateral direita é imposta uma condição de não-deslizamento e impermeabilidade com velocidade nula. Com relação às condições iniciais, foi considerado que o fluido está em repouso, com profundidade h = 40,0 m. A discretização foi realizada de acordo com as recomendações de Gomes (2014).

4. MODELO COMPUTACIONAL

4.1 Modelo multifásico *Volume of fluid* (VOF)

O método *Volume of Fluid* VOF (Hirt e Nichols, 1981) é utilizado nesse trabalho. O método VOF é um modelo multifásico usado para a solução de escoamentos compostos de dois ou mais fluidos imiscíveis. Nesta formulação

todas as fases são definidas e o volume ocupado por uma fase não pode ser ocupado por outra fase. Assim, para representar as fases contidas em cada volume de controle é necessário o conceito da fração de volume (α). Consequentemente, é necessário que a soma de todas as fases em cada célula seja sempre igual a um. No modelo numérico apresentado neste trabalho somente duas fases são consideradas: a água e o ar. Portanto, as células com valores de $\alpha_{água}$ entre 0 e 1 contém a interface entre água e ar (neste caso $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$). As que possuem $\alpha_{água} = 0$ estão sem água e completas de ar ($\alpha_{ar} = 1$); e, por sua vez, as que apresentam $\alpha_{ar} = 0$ estão cheias de água ($\alpha_{água} = 1$).

Além disso, quando o método VOF é empregado, apenas um único conjunto de equações, formado pelas equações de quantidade de movimento e de continuidade, é aplicado a todos os fluidos componentes do escoamento. Então, a fração de volume de cada fluido em cada célula (volume de controle) é considerada em todo o domínio computacional através da equação de transporte para a fração volumétrica. Assim, o modelo é composto pela equação de continuidade:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v} \right) = 0 \tag{11}$$

a equação da fração volumétrica:

$$\frac{\partial (\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha \vec{v} \right) = 0 \tag{12}$$

e as equações de quantidade de movimento:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{v} \right) + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v} \vec{v} \right) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\mu \overline{\overline{\tau}} \right) + \rho \vec{g} \tag{13}$$

onde: ρ é a massa específica do fluido (kg/m³), t é o tempo (s), $\vec{v}$ é o vetor velocidade do escoamento (m/s), p é a pressão estática (Pa), μ é a viscosidade (kg/(ms)), $\overline{\overline{\tau}}$ é o tensor de tensões (Pa) e $\vec{g}$ é a aceleração da gravidade (m/s²).

Uma vez que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura de ar e água, é necessário calcular valores médios para a massa específica e a viscosidade, respectivamente (Srinivasan et al., 2011):

$$\rho = \alpha_{agua} \rho_{agua} + \alpha_{ar} \rho_{ar} \tag{14}$$

$$\mu = \alpha_{agua} \mu_{agua} + \alpha_{ar} \mu_{ar} \tag{15}$$

4.2 Modelo numérico

Para a solução das equações de conservação da massa e quantidade de movimento, foi empregado um código comercial baseado no Método de Volumes Finitos - MVF (FLUENT, 2006). Para todas as simulações foi considerado o esquema de advecção *upwind* para tratamento dos termos advectivos, enquanto a discretização espacial para a pressão foi realizada através do método PRESTO e o método GEO-RECONSTRUCTION para a fração volumétrica. Quanto ao acoplamento pressão-velocidade foi empregado o método PISO. Além disso, empregaram-se os fatores de sub-relaxação para as equações da conservação da massa e quantidade de movimento de 0,3 e 0,7, respectivamente. Para a solução do sistema de equações gerado após a discretização é utilizado o método Gauss Seidel com multigrid algébrico. Maiores detalhes sobre a metodologia numérica podem ser obtidos em Patankar (1980) e Versteeg e Malalasekera (1999).

Todas as soluções foram realizadas usando computadores com 4 processadores Intel® Xeon® com 8.0 GB de memória RAM. Para reduzir o tempo de processamento das simulações foi empregada a técnica do processamento paralelo disponibilizada pelo software FLUENT® que emprega biblioteca de passagem de mensagens MPI. O tempo de processamento de cada simulação é de aproximadamente 48 h.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Fig. 4a é apresentada uma comparação gráfica entre a elevação da superfície livre obtida analiticamente e numericamente, na posição x = 10 m ao longo de 100 s. É importante ressaltar que a equação analítica é obtida a partir da Eq. (7) e da soma das amplitudes instantânea para as 15 ondas componentes do espectro em consideração. De uma maneira qualitativa é possível notar uma razoável concordância entre as duas soluções apresentadas na Fig. 4a. Para comparar a elevação das superfícies livre, da solução analítica e numérica, foi utilizada a média do erro absoluto (*MAE - Mean Absolute Error*), dada por:

$$MAE = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left|x_{num,i} - x_{ana,i}\right| \tag{16}$$

onde n é o número de amostras analisadas, i é o número da amostra analisada, $x_{num,i}$ representa a elevação da superfície livre instantânea obtida numericamente e $x_{ana,i}$ representa a elevação da superfície livre instantânea obtida analiticamente. Ainda foi utilizada a média RMSE (*Root Mean Square Erro)* para analisar o desvio, dada por:

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}(X_{num,i} - X_{ana,i})^2}{n}} \tag{17}$$

Considerando a elevação da superfície livre obtida na sonda S1, foram obtidas as seguintes médias: *i*) MAE = 0,2488 e *ii*) RMSE = 0,3157. Os resultados indicam um desvio médio de cerca de 30 %. Na Fig. 4b é apresentada a comparação da densidade de energia analítica, imposta no gerador de ondas, coma obtida numericamente através de uma análise por FFT. Ainda é importante ressaltar que o avanço no tempo utilizado foi de 0,01 s, ou seja, T_S / 750.

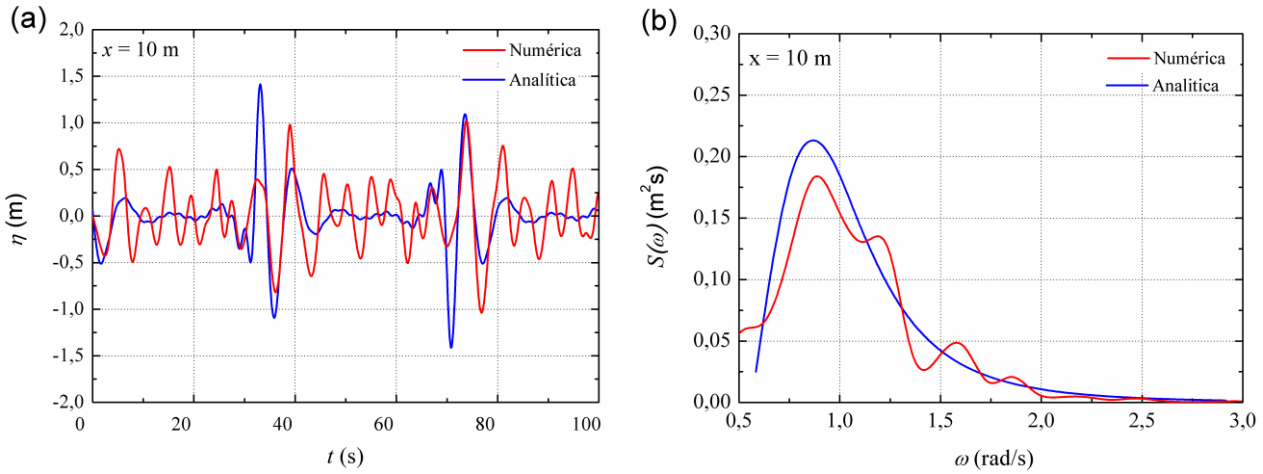


Figura 4. Comparação da solução analítica com a numérica em x = 10 m da: (a) elevação da superfície livre e (b) da densidade espectral.

Outro aspecto importante a ressaltar é que para a montagem do espectro de ondas numérico é empregada a Transformada Rápida de Fourier (*Fast Fourier Transform – FFT*). No presente estudo é considerado um tempo simulado de 100 s, e na análise numérica da elevação da superfície livre a frequência de salvamento de dados é a cada dez avanços no tempo, ou seja, são gerados 1000 pontos. Para a análise com FFT devem ser considerados um numero de pontos múltiplos de potências de 2. Portanto, no presente estudo, é possível realizar uma análise por FFT considerando 512 pontos. No espectro numérico da Fig. 4b são considerados os primeiros 50 s da elevação da superfície livre para a montagem do mesmo.

Na Fig. 5 é apresentada a elevação da superfície livre nas sondas de medição S2, S3, S4 e S5, vide Fig. 1. De uma forma qualitativa é possível observar que o padrão do espectro de ondas imposto na geração da onda é mantido ao longo de todo o tanque de ondas. Isso pode ser corroborado através da Fig. 6, onde é apresentada a comparação da

densidade analítica (imposta na geração da onda) e da densidade numérica (obtida da simulação) para os mesmos casos apresentados na Fig. 5.

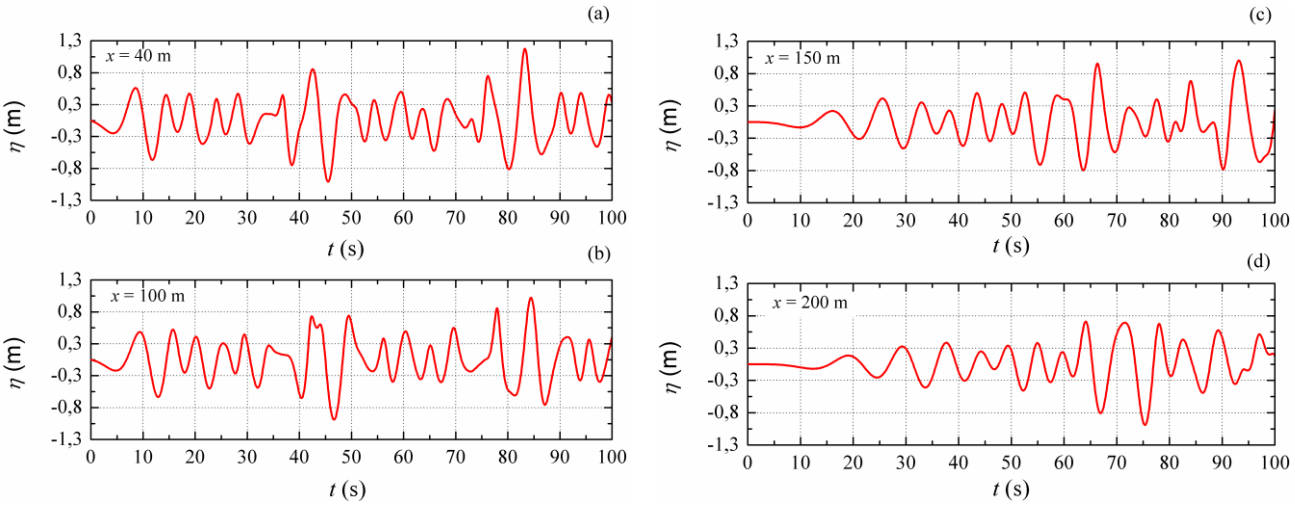


Figura 5. Solução numérica da elevação da superfície livre em: (a) x = 40 m, (a) x = 100 m, (a) x = 1500 m , (a) x = 200 m.

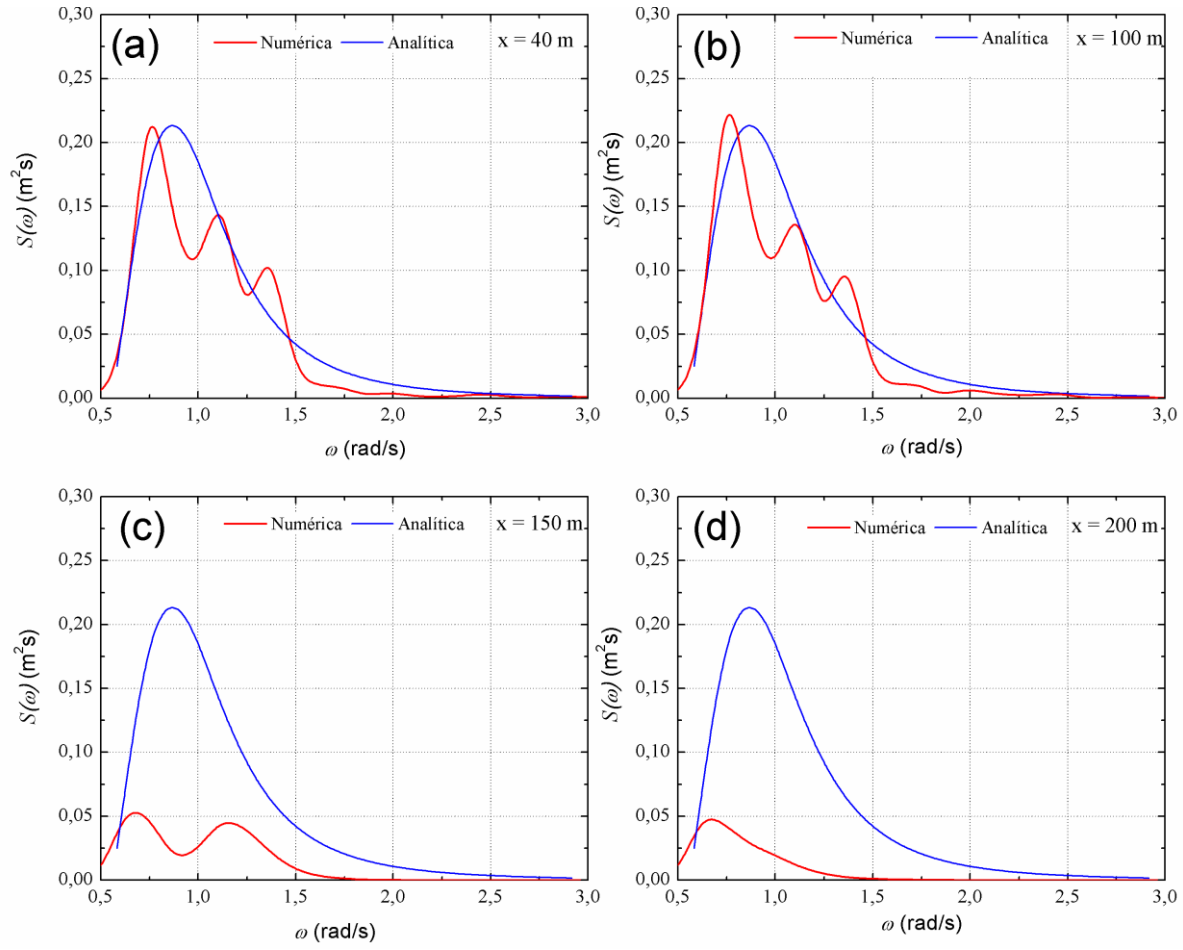


Figura 6. Comparação da solução numérica e analítica da densidade de energia em: (a) x = 40 m, (a) x = 100 m, (a) x = 150 m, (a) x = 200 m.

Ainda considerando a Fig. 6, sobretudo a Fig. 6c e Fig. 6d, é notável a grande diferença da densidade na comparação analítica e numérica. Este fato deve-se principalmente pelos pontos escolhidos para análise FFT. Pois

em todos os casos da Fig. 6 foram utilizados os primeiros 50 s de simulação para realizar análise FFT, e quanto mais longe do gerador de ondas estiver à sonda de medição mais tempo levará para estabilizar a geração da onda nesta região, isto pode ser verificado nas Figs. 5c e 5d. É preciso destacar que inicialmente, no instante t = 0 s, a superfície livre de água no tanque de ondas está toda na posição h = 40 m (profundidade de propagação a onda). Para evidenciar tudo isso é apresentado na Fig. 7 o mesmo resultado da Fig. 6d, entretanto considerando o intervalo de tempo 50 s < t < 100 s, ou seja, o intervalo de tempo onde a geração da onda nesta sonda já esta estabilizada, vide Fig. 5d.

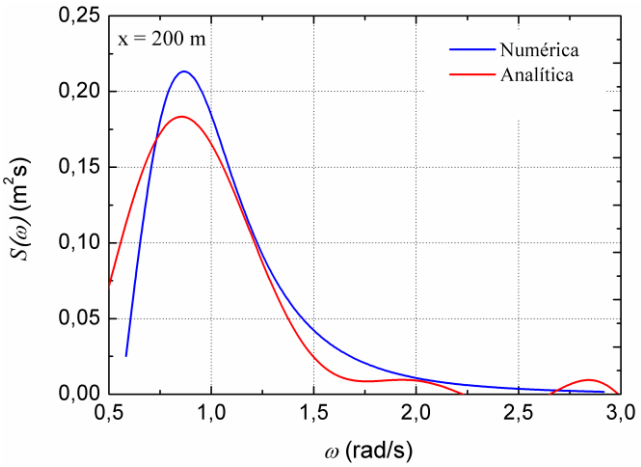


Figura 7. Comparação da densidade espectral em x = 200 m considerando diferentes pontos na análise por FFT.

6. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentada e discutida uma metodologia, disponível no software ANSYS FLUENT versão 16.0, para a geração numérica de um espectro de ondas do tipo Pierson-Moskowitz. O domínio computacional considerado foi bidimensional e representado um tanque de ondas numérico. O espectro de ondas de Pierson-Moskowitz utilizado no presente estudo com um período significante da onda (T_S) de 7,5 s e altura significante da onda (H_S) de 1,5 m.

Foram apresentados diversos detalhes para a simulação numérica de um espectro de ondas. Ainda foram realizadas comparações entre soluções numéricas e analíticas. Os resultados obtidos indicam que esta técnica pode ser de fato empregada com sucesso, representando assim um avanço na simulação numérica de estruturas oceânicas.

Por tudo que foi analisado entende-se que este trabalho tem uma relevância grande para trabalhos futuros nessa área, principalmente no estudo numérico de dispositivos conversores de energia das ondas do mar em energia elétrica, pois com os resultados obtidos é possível simular computacionalmente em tanques de ondas o fenômeno considerando para isso um modelo muito próximo do fenômeno real.

Ainda, é necessário que o modelo seja aperfeiçoado em questões como: i) considerar o regime turbulento, ii) considerar profundidades maiores, iii) estudo mais apurado de avanço no tempo, iv) estudo mais apurado da discretização espacial, v) influência das escolhas dos pontos para a análise por FFT.

7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Instituto Federal do Paraná (IFPR), à Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), à Universidade Federal de Rio Grande (FURG), e ao CNPq pelo suporte financeiro.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ansys,2016. “Theory Guide FLUENT 2016”.

Carneiro, M. L., 2007, “Desenvolvimento de dispositivo de geração e absorção ativa de ondas para tanque de ensaio de estruturas oceânicas”, Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo - SP, 116 p.

Chakrabarti, S. K., 2005. Handbook of offshore engineering. vol. 1, Elsevier, Ilinois, Estados Unidos, 661 p.

Conde, J. M. P., Gato, L. M. C., 2008. “Numerical study of the air-flow in an oscillating water column wave energy converter”, Renewable Energy, vol. 33, pp. 2637-2644.

Conde, J. M. P.; Teixeira, P. R. F.; Didier, E.,2010."Simulação numérica de um dispositivo de aproveitamento da energia das ondas do tipo coluna de água oscilante: comparação de dois códigos numéricos", IV SEMENGO - Seminário e workshop de engenharia oceânica, Rio Grande.

Conde, J. M. P.; Didier, E.; Teixeira, P. R. F., 2011,"Numerical Simulation of an Oscillating Water Column Wave Energy",The 21st International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference – ISOPE, Maui.

Dean, R. G., Dalrymple, R.A., 1991, "Water wave mechanics for engineers and scientists", vol. 2, World Scientific, Singapura, 353 p.

Elangovan, M., 2011. " Simulation of irregular waves by CFD". World Academy of Science, Engineering and Technology, V. 5, pp- 427-431.

FLUENT (version 6.3.16), ANSYS, Inc., 2006.

Gomes, M. das N. ; Olinto, C. R. ; Rocha, L. A. O. ; Souza, J. A. ; Isoldi, L. A., 2009. Computational modeling of a regular wave tank. Engenharia Térmica, v. 8, p. 44-50.

Gomes, M. das N., 2010. Modelagem Computacional de um Dispositivo Coluna d'Água Oscilante de Conversão de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica. Dissertação (Mestrado em Modelagem Computacional) - Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, RS, Brasil.

Gomes, M. N, 2014. Constructal Design de Dispositivos Conversores de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica do Tipo Coluna de Água Oscilante. Tesse de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, Brasil.

Hirt, C.W. , Nichols, B.D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. Journal of Computational Physics, vol. 39, n. 1, pp. 201-225.

Horko, M., 2007. CFD Optimisation of an Oscillating Water Column Energy converter. Tese de Mestrado em Engenharia e Ciência, Escola de Engenharia Mecânica, Universidade de Western, Austrália, 145 p.]

Iahnke, S. L. P.; 2010.Energia das Ondas: Estado da Arte e Desenvolvimento de um Modelo de Simulação Numérica para um Conversor de Galgamento. Dissertação (Mestrado em Modelagem Computacional) - Universidade Federal do Rio Grande.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2008a. Application of Numerical Wave Tank to OWC Air Chamber for Wave Energy Conversion. International Offshore and Polar Engineering Conference.

Liu, Z.; Hyun B.; Jin, J., 2008b . Numerical prediction for overtopping performance of OWEC. Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, v. 11, n.1, p. 35-41.

Liu, Z.; Hyun B.; Hong, K., 2011. Numerical study of air chamber for oscillating water column wave energy convertor. China Ocean Eng., v.25 ,p.169-178.

Maliska, C. R., 2004, "Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional", Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos.

Marjani A., E., Castro, F., Bahaji, M., Filali, B., 2006, 3D unsteady flow simulation in an OWC wave converter plant. in: Proceedings International Conference on Renewable Energy and Power Quality, Mallorca, Espanha.

Patankar, S. V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York.

Ramalhais, R. dos S., 2011. Estudo numérico de um dispositivo de conversão da energia das ondas do tipo coluna de água oscilante (CAO). Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal.

V. Srinivasan, A.J. Salazar, and K. Saito,2011. Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology. Applied Mathematical Modeling, vol. 35, n. 8, pp. 3710-3730.

Teixeira, P. R. F., Davyt, D. P., Didier, E., Ramalhais, R., 2013. Numerical simulation of an oscillating water column device using a code based on Navier-Stokes equations, Energy, v.61, pp. 513-530.

Versteeg, H. K., Malalasekera, W., 2007," An Introduction to Computational Fluid Dynamics", Malaysia : Pearson.

9. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

MÉTODOS DE ENSAIOS ACELERADOS: DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE DIFUSÃO EM CONCRETOS NA CONDIÇÃO SATURADA

Tassia Fanton[1], João Antonio Modernel Bender[2], Leandro Gularte Blois[3], Franciele Müller[4], André T. C. Guimarães[5]

[1] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: tassiafanton@gmail.com
[2] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: bender@furg.br
[3] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: leandroblois.eng@gmail.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: francielemullerribeiro@gmail.com
[5] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: atcg@vetorial.net

RESUMO

O coeficiente de difusão de cloretos indica a capacidade que um determinado tipo de concreto resiste à penetração cloretos, sendo assim, utilizado para a previsão da vida útil de serviço de uma determinada estrutura de concerto armado exposta em ambientes que contenham esse tipo de agente agressivo. Sua determinação experimental é demorada consumindo grande quantidade de tempo. Visando isso, o presente estudo analisa o comportamento do coeficiente de difusão (D) em concretos na condição saturada, testando uma concentração maior de NaCl e idades de contaminação inferiores as previstas nos ensaios normatizados, além disso, objetiva-se analisar o comportamento da concentração superficial de cloretos (Cs) ao longo do tempo. Assim sendo, concluiu-se que o valor do Cs, para um concreto dosado com cimento pozolânico, apresentou variação, com tendência crescente ao passar da idade. Além disso, o valor de D, obtido pelo método proposto, apresentou valores próximos aos obtidos pelos ensaios normatizados em idades de contaminação de 21 e 35 dias.

1. INTRODUÇÃO

Muito se tem discutido acerca da durabilidade das estruturas de concreto armado e protendido, em sua fase de projeto, visto que, a resistência do material deixou de ser a única característica cobiçada entre os projetistas. Segundo Helene (1993), a vida útil de uma estrutura de concreto armado ou protendido, está diretamente ligada ao período de tempo necessário para que agentes agressivos penetrem na rede de poros ou fissuras do concreto, atingindo a

armadura e provocando sua corrosão. Para a garantia da vida útil, ou seja, do período pelo qual uma estrutura conserva as suas características mínimas de funcionalidade, resistência e aspectos exigidos, torna-se indispensável o estudo de fatores que possam vir a ocasionar a destruição da película passiva que se forma sobre o aço envolvido pelo concreto. A película passiva é uma proteção química conferida ao aço devida à alta alcalinidade da solução aquosa presente nos poros do concreto. A perda ou ruptura dessa proteção, ainda que localizada, pode desencadear um processo de deterioração, na maioria das vezes, progressivo e autoacelerante (Ribeiro *et al*, 2014). O filme passivante que envolve o aço é estável quando o *pH* da solução no interior do concreto endurecido for maior que 12 e quando não houver presença de cloretos (Guimarães, 2000). Para estruturas em concreto armado, expostas em ambiente marítimo, a resistência ao ingresso de cloretos é um fator determinante para a sua vida útil, uma vez que, dentre os íons despassivantes, os cloretos são os principais causadores da corrosão nas armaduras (Rincón *et. al*., 1998).

Quando um concreto se encontra exposto em um ambiente rico em sais, o mesmo pode ser contaminado através de agentes presentes no meio em que esse material foi inserido. Isso ocorre devido ao seu carácter poroso e a existência de uma solução alcalina na sua rede de poros, assim, os íons de cloro podem penetrar no interior do concreto e serem transportados desde superfície mais exposta até as camadas mais internas. Dentre os mecanismos de transporte de cloretos através da rede de poros ou fissuras, destaca-se a difusão. Tal mecanismo ocorre por meio de um gradiente de concentração, e não por um diferencial de pressão (Rodrigues, *apud* Neville, 1197). Tomando-se como exemplo um corpo de concreto submerso na água do mar, toda a rede de poros se encontra saturada de água, e o transporte ocorre devido ao gradiente de concentração que existe entre as camadas mais externas, com maior concentração de cloretos, em relação às camadas mais internas, as quais possuem menor concentração de íons cloreto (GIL, 2009). Uma das expressões matemáticas mais empregadas para efetuar a previsão da velocidade de penetração de cloretos, é a solução da segunda Lei de Fick a qual considera *D* e *Cs* constantes (CRANK, 1975). Geralmente, a previsão da vida útil das estruturas de concreto é realizada através da medição dos teores de íons cloreto em profundidades conhecidas do elemento analisado em um determinado tempo. A partir desses dados, torna-se possível traçar o perfil de penetração de cloretos e determinar, assim, o coeficiente de difusão de cloretos (*D*).

A determinação do coeficiente de difusão, em laboratórios, pode ser realizada com um período de contaminação mínimo, de acordo com ensaios normatizados, de 35 dias. Levando isso em consideração, torna-se possível observar a necessidade da existência de métodos de ensaios precisos e ágeis capazes de avaliar como os materiais de uma determinada estrutura irão se comportar em ambientes que possuem a presença de cloretos. Além disso, é imprescindível considerar o fato de que trabalhos científicos, principalmente nos cursos de pós-graduação, dispõem de um curto período de tempo para serem desenvolvidos o que justifica a importância de obter-se resultados em um curto intervalo de tempo. Desta forma, este trabalho, investiga o comportamento do coeficiente de difusão (*D*) e da concentração superficial de cloretos (*Cs*) quando ensaios são realizados em uma solução com concentração de cloretos superior aos métodos normatizados, com idades de contaminação de 7, 14, 21 e 35 dias.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Características do concreto estudado

Para a presente pesquisa realizou-se a confecção de um único traço de concreto, onde em sua dosagem utilizou-se cimento pozolânico com resistência à compressão aos 28 dias de idade de 32MPa e resistente ao ataque de sulfatos (CP IV 32 RS), optou-se por esse aglomerante, visto que, em pesquisas anteriores o mesmo apresentou um melhor comportamento perante aos demais tipos de cimentos quando exposto em ambientes que possuem presença de íons cloreto. Na Tabela 01 é apresentada a quantificação dos materiais utilizados na confecção do traço de concreto em questão.

Tabela 01 – Materiais utilizados na dosagem do concreto

Material	**Unidade**	**T7** **CP IV 32 RS**
Cimento	kg/m³	493
Areia	kg/m³	785
Brita 1	kg/m³	925
Água	kg/m³	197
SP - *superplastificante	%	2,50
Fator água/cimento	-	0,40
(*): % referente ao peso de material cimentício		

As amostras de concreto foram moldadas, a partir de uma única betonada, em corpos-de-prova (*CPs*) cilíndricos com 10cm de diâmetro e 20cm de altura, todo o processo de moldagem e cura obedeceu o exposto na *NBR 5738:2015 - Procedimento para moldagem e cura dos corpos-de-prova*. Após 28 dias da data de moldagem dos *CPs*, foi realizado o ensaio de resistência à compressão, sendo apresentado um valor de 43,5MPa para tal. Além disso, é válido salientar, que as amostras permaneceram em cura úmida por um período de seis meses a contar da sua data de moldagem, tempo necessário para que as reações de hidratação ocorressem quase por completo. Passado esse período, os *CPs* foram fatiados em 4 partes com altura aproximada de 4cm, desconsiderando-se, 1cm em cada extremidade do *CP*, conforme exposto na Fig. 01.

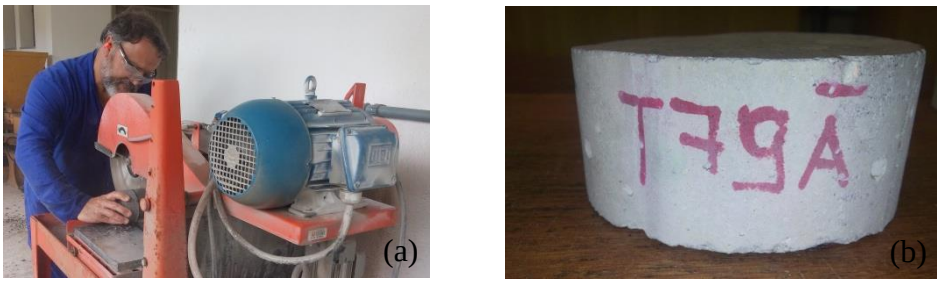


Figura 01 – Procedimento de corte das amostras de concreto. (a) Fatiamento dos CPs. (b) Perfil das amostras utilizadas na pesquisa.

2.2 Processo de saturação das amostras

Como os ensaios acelerados são executados com o concreto estando saturado, foi necessário realizar o procedimento de saturação nas amostras. Para isso, as mesmas foram imersas em água destilada à temperatura de 23°C durante 72 horas, sendo que 1/3 do seu volume foi submerso nas primeiras 4h, 2/3 nas 4h subsequentes, sendo completamente imersas nas 64h restantes. Passado esse período, foi aferido o peso das amostras em intervalos espaçados de 24 horas, até que duas pesagens consecutivas não diferissem mais que 0,5% entre si. É valido explanar, que as pesagens foram realizadas enxugando a superfície das amostras com toalhas absorventes, ou seja, a massa aferida foi da amostra com superfície seca. Completada essa etapa, as amostras foram transferidas para um recipiente cheio de água destilada e foram levadas à ebulição, permanecendo ali por 5h. Em seguida, as amostras foram resfriadas por perda natural de calor. Realizado todo esse processo, o grau de saturação das amostras é considerado como sendo de 100%. Na Figura. 02 são detalhados os procedimentos realizados na saturação das amostras.

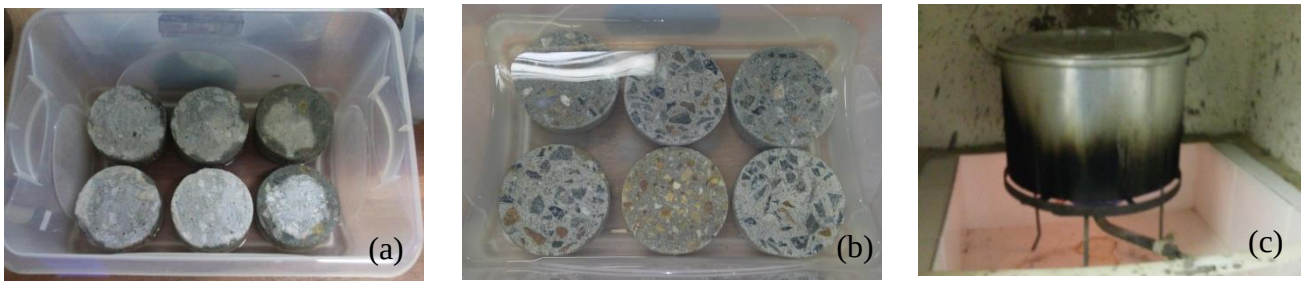


Figura 02 – Procedimento utilizado para estabelecer a saturação das amostras. (a) Amostras imersas em 1/3 do seu volume. (b) Amostras completamente imersas por um período de 64h. (c) Ebulição das amostras por 5h.

2.3 Contaminação com NaCl e armazenamento das amostras

Para verificar o comportamento do coeficiente de difusão (*D*) ao longo do tempo foram realizados ensaios a partir de três métodos. Para o método que recebeu o nome nesta pesquisa de Acelerado Modificado *NaCl* 250g/dm³, realizou-se a contaminação das amostras para as idades de 7, 14, 21 e 35 dias. Já para os método normatizado Acelerado *NT BUILD* 443 (1995) *NaCl* 165g/dm³ a idade de contaminação foi de 35 dias e para o método tradicional, o qual é já consagrado e remete a concentração de cloretos da água do mar, *NaCl* 0,5M a idade foi de 90 dias.

Levando em consideração o fato de que para os métodos de ensaios as amostras deverão ser imersas em uma solução de cloreto de sódio mais água, torna-se necessário revestir com resina epóxi as laterais e uma das faces

planas das amostras, garantido assim estanqueidade nessas faces e um fluxo unidirecional do contaminante. Após a aplicação do revestimento e estando ele seco, as amostras foram imersas em uma solução de água destilada saturada com hidróxido de cálcio por um período de três dias, esse processo foi realizado tendo o intuito de recuperar massa de água que a amostra possa ter perdido durante o seu processo de revestimento e secagem da resina epóxi.

A contaminação para o método Acelerado *NT BUILD* 443 (1995) *NaCl* 165g/dm³, procedeu-se de forma que as amostras foram introduzidas em recipientes que continham uma solução de 165g +/- 1g de cloreto de sódio (*NaCl*) para 1dm³ de água destilada. O volume da solução empregado foi necessário para cobrir as amostras por completo e, ainda, manter uma relação mínima entre o cociente do volume da solução de *NaCl* pela superfície da amostra exposta ao contaminante de 12,5 ml/cm². O procedimento de contaminação para as amostras nos métodos Acelerado Modificado *NaCl* 250g/dm³ e *NaCl* 0,5M ocorreu de forma análoga , modificando-se apenas a concentração da solução que agora é, respectivamente, de 250g de *NaCl* para 1 dm³ de água destilada e 30,92g de *NaCl* para 1dm³ de água destilada. A partir disso, as amostras ficaram armazenadas no laboratório com temperatura controlada de 23°C até a data de sua extração, conforme exposto na Fig.3.

Figura 03 – Processo de contaminação das amostras. (a) Amostra identificada e revestida com resina epóxi. (b) Amostra imersa em solução de *NaCl.* (c) Armazenamento das amostras em laboratório com temperatura controlada.

É válido salientar que para cada método de ensaio e cada idade de contaminação foram ensaiadas duas amostras, obedecendo, assim, o exposto na *NT BUILD* 443 (1995), exceto par ao método *NaCl* 0,5M onde foi analisada apenas uma amostra para a idade de 90 dias de contaminação e para o método acelerado modificado 250g/dm³ idade de contaminação de 14 dias, visto que, até o presente momento, devido ao tempo de execução dos ensaios não foi possível obter-se resultados para mais uma amostra.

2.4 Extração do material para elaboração dos perfis de penetração de cloretos

Depois de efetivado o tempo de contaminação realizou-se a extração do material de forma pulverizada. Assim sendo, após a retida das amostras do recipiente de armazenamento e devida aferição da massa com superfície seca, efetuou-se a limpeza da face exposta ao contaminante, através de lixamento e jato de ar comprimido. A realização desta limpeza possui o intuito de evitar uma concentração elevada de cloretos na camada inicial causada por resíduos de *NaCl*, a qual poderá interferir no primeiro ponto do perfil de penetração de cloretos.

Realizada a limpeza, a amostra é colocada em um equipamento, especialmente projetado para efetuar a sua obtenção na forma pulverulenta. Esse processo foi efetuado em 10 camadas sendo cada uma delas com profundidade aproximada de 2mm, o controle das profundidades foi realizado por meio de um paquímetro em três pontos ao longo do diâmetro da amostra tomando-se, assim, a profundidade média.

Após pulverizadas as amostras foram armazenadas em sacos fechados hermeticamente, conforme exposto da Fig. 04, para posterior obtenção do perfil de penetração de cloretos por potenciometria.

Figura 04 – Processo de extração das amostras. (a) Extração em equipamento projetado para obtenção das amostras de forma pulverizada. (b) Armazenamento da amostra pulverizada.

3. RESULTADOS E ANÁLISE

Através do ensaio de potenciometria foi possível obter os perfis de penetração de cloretos para as amostras em cada idade de contaminação. A Figura 05 expõem os perfis obtidos para o de Método Acelerado Modificado NaCl 250g/dm³ nas idades de 7, 14, 21 e 35 dias de contaminação. A Figura 06 apresenta a regressão pelo método dos mínimos quadrados do perfil médio para as idades de 7, 21 e 35 dias.

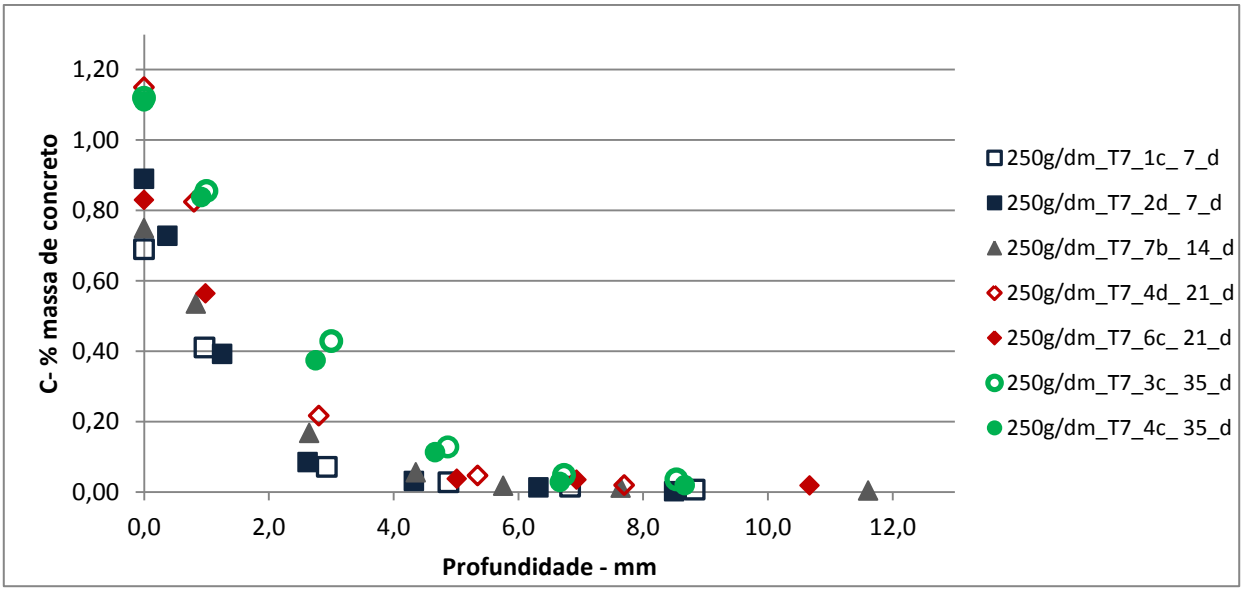


Figura 05 – Perfis de penetração de cloretos para as idades de 7, 14. 21 e 35 dias de contaminação, através do método acelerado modificado *NaCl* 250 g/dm³.

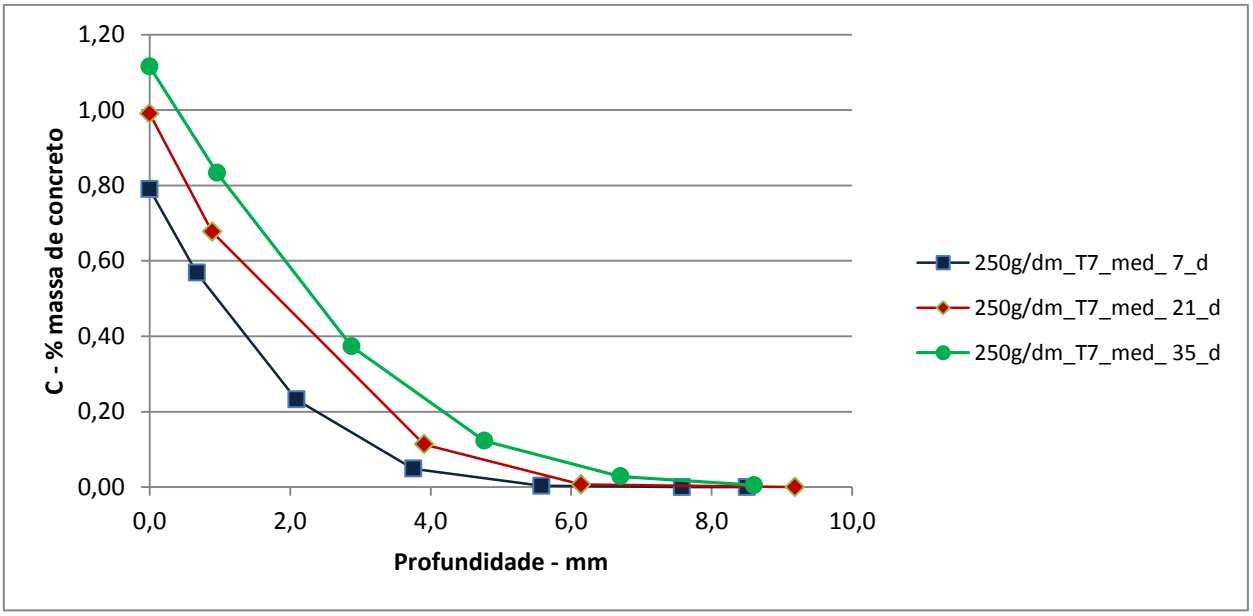


Figura 06 – Perfis médios obtidos pela regressão mínimos quadrados através do ensaio acelerado modificado NaCl 250g/dm³

Na Figura 06 apresentada anteriormente, pode-se perceber que os valores médios da concentração superficial de cloretos (Cs), obtidos para o método de ensaio acelerado modificado NaCl 250g/dm³, apresentaram determinada variação, com tendência crescente ao passar da idade de contaminação. Para uma melhor visualização é apresenta a Fig. 07 onde através do valor médio obtido para o Cs fica claro o aumento desse valor.

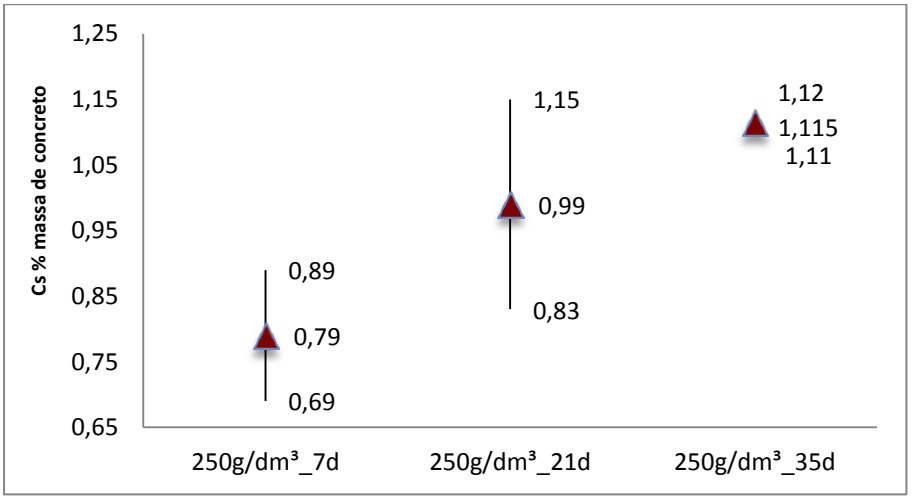


Figura 07 – Valores máximos, mínimos e médios para o Cs

Com relação aos valores encontrados para o coeficiente de difusão, através do Método Acelerado Modificado *NaCl* 250g/dm³, o mesmo apresentou resultados muito próximos nas idades de 21 e 35 dias quando comparado com os valores obtidos pelo método normatizado, Acelerado da Norma Europeia *NT BUILD* 443 (1995) *NaCl* 165g/dm³ com idade de contaminação foi de 35 dias. É valido explanar, que a comparação para a idade de 14 dias do método acelerado modificado, bem como para o método de 0,5M NaCl ainda não pode ser realizada, haja vista, que até o presente momento tem-se apenas o resultado de uma amostra. Assim sendo, a Tabela 02 apresenta os resultados, obtidos até então, para o coeficiente de difusão a partir dos ensaios analisados.

Tabela 02 – Métodos de ensaios e valores para o D

Traço	**Testemunho**	**t. Cont**	**D $.10^{-12}m^2/s$**	**Dmédio $.10^{-12}m^2/s$**
T7-165g/dm³	POZ_165_T7_1d	35 dias	1,78	1,40
	POZ_165_T7_7c		1,01	
T7- 250g/dm³	POZ_250_T7_1c	7 dias	2,75	2,45
	POZ_250_T7_2d		2,15	
	POZ_250_T7_7b	14 dias	1,95	1,95
	POZ_250_T7_4d	21dias	1,20	1,29
	POZ_250_T7_6c		1,37	
	POZ_250_T7_3c	35 dias	1,68	1,48
	POZ_250_T7_4c		1,27	
T7 - 0,5M	POZ_0,5_T7_5b	90 dias	1,75	1,75

Para uma melhor visualização dos resultados a Fig 08 apresenta os valores obtidos para os coeficientes de difusão no método acelerado modificado *NaCl* 250g/dm³ para as idades de 7, 21 e 35 dias, onde nota-se sobreposição significativa das barras de variação para as idades de 21 e 35 dias de contaminação, quando comparadas ao método normatizado acelerado *NT BUILD 443* (1995) *NaCl* 165g/dm³.

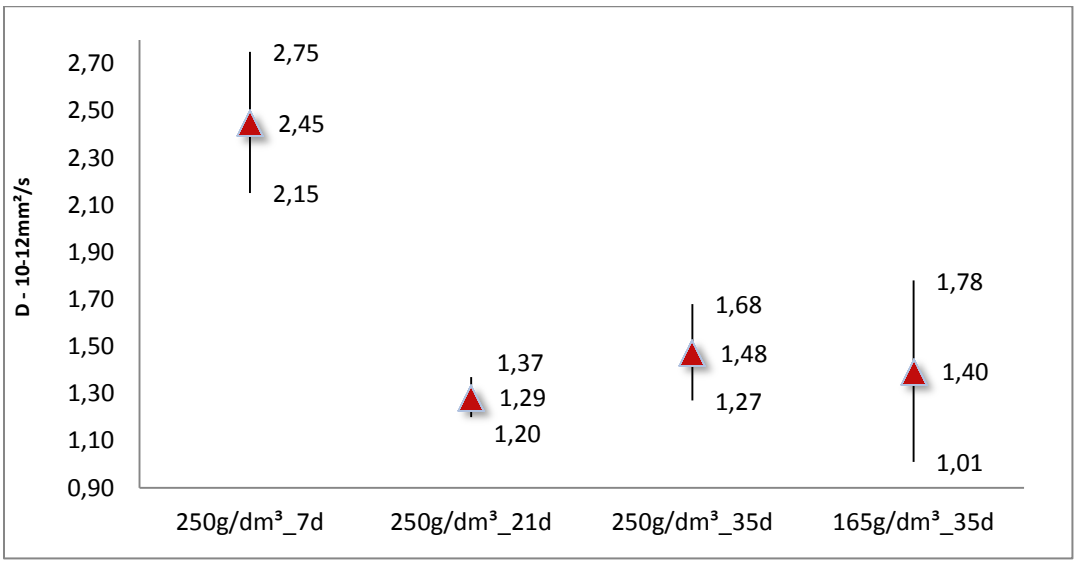


Figura 08 – Valores máximos, mínimos e médios para o D

Por fim, foi realizado um teste de hipóteses para as amostras do método acelerado modificado *NaCl* 250g/dm³ nas idades de contaminação de 21 e 35 dias comparando os resultados obtidos para o coeficiente de difusão com o encontrado para o método normatizado acelerado *NaCl* 165g/dm³. Assim sendo, utilizou-se o teste t de student, com um nível de significância de 95% ($\alpha = 0,05$). Para a hipótese inicial adotou-se que a diferença entre as duas médias, a serem comparadas, é nula, ou seja, as médias são iguais, já na hipótese alternativa, considerou-se que as médias que estão sendo comparadas possuem diferença.

Através do software Excel realizou-se o teste t entre duas amostras possuindo variâncias diferentes e assim obteve-se o resultado de que a hipótese inicial não deve ser descartada, ou seja, o coeficiente de difusão encontrado nas idades de 21 e 35 dias para o método modificado acelerado *NaCl* 250g/dm³possui valores médios muito próximos ao do obtido pelo ensaio normatizado *NaCl* 165g/dm³, concordando com o constatado anteriormente.

5. CONCLUSÃO

Os valores dos coeficientes de difusão calculados, apresentaram valores muito próximos, quando as amostras estudadas foram imersas em diferentes concentrações de íons cloreto, uma apresentando uma quantidade de aproximadamente 5 vezes mais (165g/dm³) e a outra entorno de 8 vezes superior (250g/dm³). a concentração da água do mar

Além disso, os valores encontrados para o Método Acelerado Modificado - *NaCl* 250g/dm³ apresentou valores de *D* muito próximos para as idades de 21 e 35 dias quando comparado aos valores encontrados pelo método normatizado.

Diferentemente do observado por Guimarães et al, 2011, onde foi constatado que a concentração superficial de cloretos *Cs* não variou para as idades de 7, 21 e 35 dias de contaminação, em uma concentração de 165g/dm³ de *NaCl*. Neste trabalho, observou-se a tendência do aumento desse valor com o passar do tempo, obtendo um *Cs* maior na idade de 35 dias de contaminação para uma concentração de NaCl - 250g/dm³. É válido salientar que a dosagem do concreto utilizado nesta pesquisa, bem como o tipo de cimento difere do utilizado por Guimarães *et al*, 2011, além disso, os valores encontrados para *D* também possuem diferença, verificando que o concreto utilizado nesta pesquisa possui um melhor comportamento quando exposto em ambientes com presença de cloretos, visto que, o coeficiente de difusão encontrado é menor do que obtido por Guimarães *et al*, 2011 em sua pesquisa. Assim, o fato do *Cs* vir a variar ou não com o passar do tempo pode estar relacionado com o comportamento do material quando o mesmo é exposto em ambientes com presença de cloretos. De forma que em concretos que apresentem uma rede de poros mais interligada, ou seja, os que apresentam menos resistência ao ataque de cloretos, o *Cs* venha a estabilizar de maneira mais rápida quando comparado a um concreto que apresenta um melhor comportamento frente o ataque desse agente agressivo, podendo assim o *Cs* variar.

Assim sendo, para proporcionar uma maior credibilidade ao estudo, estão sendo realizados ensaios envolvendo concretos dosados com cimento CP V 32 RS e com adição de microssílica, além de uma contaminação com soluções com uma maior concentração de NaCl.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR 5738, 2015. Procedimento para moldagem e cura dos corpos de prova

CRANK, J. The Mathematic of Diffusion, second Ed., Oxford Univ. Press, Oxford, UK 1975.

GIL, C. A. Influencia del contenido de humedad del hormigón sobre la difusividade del íon cloruro. Madrid, 2009. Tese (Doutorado). Universidad Autónoma de Madrid.

GUIMARÃES, A.T.C. Vida útil de estruturas de concreto armado em ambientes marítimos. São Paulo, 2000. Tese (Doutorado). Universidade de São Paulo.

GUIMARÃES, A. T .C. GIL, C. A. LLORCA, M. A. C. ALMENAR, G. V. Behaviour of Chloride Content at the Surface of Concrete in Submerged Test Conditions. In: XII DBMC, International Conference on Durability of Building Materials and Components. Porto, Portugal. Abril 2011.

HELENE, P.R.L. Contribuição ao Estudo da Corrosão em Armaduras de Concreto Armado. São Paulo, 1993. 231p. Tese (LivreDocência). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

MEHTA, P.K.; MONTEIRO, P.J.M. Concreto: estrutura, propriedades e materiais. 3.ed. São Paulo: PINI, 2008.

NT BUILD 443, Concrete, Hardened: Accelerated Chloride Penetration, NORDTEST, Espoo, Finland, November 1995.

PEREIRA, V. G. A. Avaliação do coefiente de difusão de cloretos em concretos: influência do tipo de cimento, da relação a/c, da temperatura e do tempo de cura. Porto Alegre, 2001. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

RIBEIRO, D. V. Corrosão em Estruturas de Concreto Armado: Teoria, Controle e Métodos de Análise. 1ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2014.

RODRIGUES, F. T. Medição do grau de saturação e a difusão de íons de cloretos em concretos executados com cimento de alta resistência inicial. Rio Grande, 2009. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Rio Grande.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

DESIGN CONSTRUTAL APLICADO A PROJETO DE CAVIDADES

Júlio César Burlamaqui Vianna[1], Emanuel da Silva Diaz Estrada[2], Liércio André Isoldi[3], Elizaldo Domingues dos Santos[4], Jeferson Avila Souza[5]

Universidade Federal do Rio Grande – FURG
Av. Itália, km 8, s/n, CEP 96203-900, Rio Grande, RS, Brazil
[1]juliocesar.vianna@yahoo.com.br
[2]emanuelestrada@furg.br
[3]liercioisoldi@furg.br
[4]elizaldosantos@furg.br
[5]jasouza@furg.br

RESUMO

O propósito deste trabalho é desenvolver um algoritmo computacional, baseado no princípio construtal, apto a construir uma cavidade isotérmica de resfriamento de um corpo sólido. As faces externas do sólido são adiabáticas e sua geração de calor é interna e constante. Além disso, o referido corpo constitui-se de material homogêneo possuindo condutividade térmica constante (isotrópico). A construção da cavidade, formada por retângulos elementares, inicia "ao centro na parte inferior da placa e deve progredir na direção das regiões de máxima temperatura. Para tanto, a cada passo deste processo, a equação da difusão térmica é resolvida numericamente (via método dos elementos finitos) permitindo que o algoritmo avance evolutivamente.

1. NOMENCLATURA

A	área [m²]
AE	algoritmo exaustivo
AG	algoritmo genético
c	calor específico [J/kgK]
EDP	equação diferencial parcial
MEF	método dos elementos finitos
H	altura do corpo sólido [m]
k	condutividade térmica [W/mK]
L	largura do corpo sólido [m]
PDETOOL	*Partial Differential Equation Toolbox*
q_0	geração de energia [W]
q'''	taxa volumétrica de geração de energia [W/m³]
RC	resolução da cavidade
T	temperatura [K]
L	comprimento do corpo sólido [m]
t	tempo [s]
x, y	coordenadas cartesianas [m]

2. INTRODUÇÃO

As obras na natureza são criadas e modificadas continuamente no tempo em termos de configuração, forma, estrutura, padrão e ritmo. Se apresentam como fenômenos naturais e podem ser interpretadas como projetos da natureza e, similarmente às invenções do homem, se caracterizam por otimizações geométricas as quais repercutem no fluxo de sistemas sejam eles animados ou inanimados [1]. Buscando conexão com estes fatos, a Teoria Construtal, defendida por Bejan, estabelece um novo ponto de vista para qualquer tipo de projeto. Sugere uma racionalização do processo de construção (criação) por meio do mapeamento das resistências aos fluxos, delimitas ao longo de certo domínio de controle. Seu alvo central está na maximização dos fluxos em sistemas por meio da otimização das resistências a sua passagem [2,3]. Indo além, o princípio construtal defende a ideia de que as estruturas e formas geométricas da natureza evoluem de forma determinística. Para que um sistema de tamanho finito persista no tempo, sua configuração deve moldar-se de modo que facilite as correntes de fluxo das entidades pertinentes sejam elas constituídas de energia, fluido, massa ou aglomerados de organismos [4,5]. Sua teoria lida com a maneira como um sistema molda-se ao longo do tempo e considera que os projetos na natureza são dinâmicos e permanentemente passíveis de modificações [6,7].

Em nível de aplicação, o princípio construtal busca modelos matemáticos, determinísticos, que ofereçam todo o tipo de solução de projeto. Encontram-se exemplos de pesquisa em migrações de animais, eventos de geofísicos, distribuição de riquezas, fluxo de comunicações, configurações de canais em bacias hidrográficas, fissuras em corpos sólidos, tecidos vascularizados, dispositivos eletrônicos e redes em árvore para o transporte de pessoas, bens e informações [6,8,9]. No campo de gerenciamento térmico, tem-se aplicações em resfriamento de motores de combustão interna. Independentemente da entidade em questão, a ideia central é descobrir a melhor forma de canalizá-la [8,10,11].

Nos últimos anos surgiram vários trabalhos focados na maximização da transferência de calor por meio de cavidades ou canais condutivos. Bejan [1] resolveu um problema que envolvia a geração de calor a partir de um volume finito. A partir de um volume elementar construía-se o canal condutivo através de uma sequência racional de otimizações. O objetivo era definir a geometria ótima deste canal de forma que a dissipação térmica alcançasse a máxima eficiência. Como resultado, se obteve um canal com formato semelhante ao de uma árvore [1,2].

Biserni et al. [12] ao otimizarem dois tipos de cavidades, nas formas de *C* e *T*, constataram o melhor desempenho da configuração em T. Estudando a cavidade *H*, Biserni et al. [13] estudaram a cavidade *H* e concluíram que seu desempenho térmico é três vezes superior à forma *T* e quatro vezes maior à forma *C*. Lorenzini et al., [14], perceberam que as cavidades *T* e *Y* reduziam sua resistência térmica global com o aumento da fração volumétrica dos seus troncos. Este trabalho também demonstrou que os valores ótimos da cavidade *Y* são 35% superiores aos da cavidade *I* estando ambas sob as mesmas condições térmicas e geométricas.

Simulando um canal em forma de *X*, formado por material de alta condutividade térmica, Lorenzini et al. [15] concluíram que, para pequenos valores de condutividade térmica e fração de área, a performance do canal em *X* é aproximadamente a mesma do canal *I*. Porém, para valores elevados de condutividade térmica e fração de área, este mesmo canal *X* apresentava resultados 51% superiores.

Souza e Ordonez [5] a partir da leitura dos gradientes de temperatura em uma placa de material de baixa condutividade térmica, criaram um algoritmo que alterava a condutividade em determinados pontos do domínio do corpo sólido gerando, evolutivamente, um canal de alta dissipação térmica.

Lorenzini et al. [8] tinham como proposta minimizar o excesso de temperatura entre um sólido e uma cavidade *Y* por meio de algoritmos genéticos *AG* e de busca exaustiva *AE*. Seus resultados demonstraram que os *AG*, se comparados aos algoritmos de busca exaustiva, são amplamente vantajosos quando se deseja obter a melhor distribuição das imperfeições com uma quantidade de simulações consideravelmente inferior.

O presente trabalho desenvolve um código computacional apto a construir uma cavidade de resfriamento situada em um corpo sólido cuja geração de calor é interna. O processo de construção é baseado no princípio construtal de maneira que a configuração da cavidade seja expandida evolutivamente na direção dos pontos de máxima temperatura. A equação da difusão térmica é resolvida numericamente a cada passo deste processo construtivo.

3. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

O problema aborda uma placa sólida, retangular, de volume finito. A Figura 1a descreve a geometria e condições de contorno onde *H* (m), *L* (m) e *W* (m) representam as dimensões de altura, largura e espessura, respectivamente. A geração de calor q''' (W m^{-3}) é interna ao corpo sólido e ocorre a uma taxa constante. Além disso, seu corpo é homogêneo e isotrópico, ou seja, com condutividade térmica *k* (W m^{-1} K^{-1}) constante.

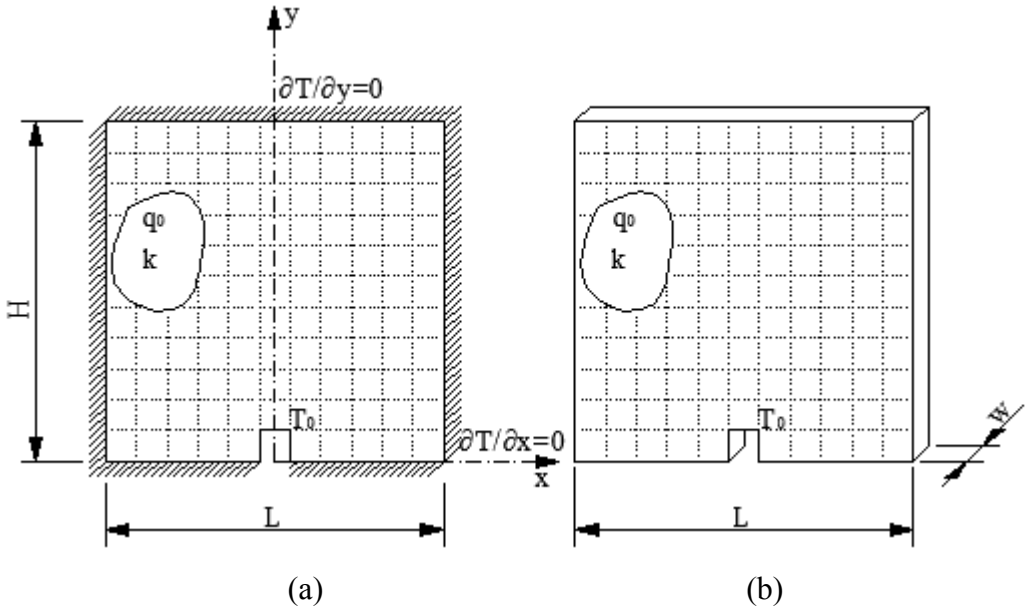


Figura 1. Corpo do sólido: (a) condições de contorno; (b) Perspectiva 3D.

As superfícies externas à placa são adiabáticas de modo que suas fronteiras são de fluxo prescrito $\partial T/\partial x$ e $\partial T/\partial y$ (condição de contorno de Neumann). A cavidade (isotérmica) assume condição de contorno de Dirichlet com T_0 representando a temperatura prescrita. Neste caso, as dimensões de altura e largura são consideravelmente superiores à espessura de modo que a formulação 2D foi suficiente para o modelo matemático.

4. MODELO MATEMÁTICO

O modelo matemático aplica a equação da difusão térmica a qual é válida para meios homogêneos e de regime transiente [16].

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k\frac{\partial T}{\partial z}\right)+q'''=\rho c\frac{\partial T}{\partial t} \tag{1}$$

onde *x, y, z* representam as coordenadas espaciais, *k* (W/mK) a condutividade térmica, *T* (K) o campo de temperaturas, *q‴* (W/m³) a taxa volumétrica de geração de energia, *ρ* (kg/m³) a massa específica, *c* (J)o calor específico e *t* (s) o tempo.

Duas simplificações são feitas na Eq. (1). Primeiramente, simplifica-se para o caso bidimensional, pois a espessura da placa é constante e extremamente fina, se comparada às dimensões de altura e largura da placa. Como o problema é de regime permanente, o termo transiente de Eq. (1). deve ser retirado.

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)+q'''=0 \tag{2}$$

4.1 Restrições e adimensionalizações

As restrições do modelo matemático estão vinculadas tanto ao volume do corpo sólido (constante) quanto ao volume da cavidade de resfriamento. Como a análise deste problema é bidimensional, tais restrições repercutem nas áreas da placa *A*

$$A=H\cdot L \tag{3}$$

e da cavidade A_c a qual fica definida por uma relação com a área da placa *A*.

$$\Phi = \frac{A_c}{A} \tag{4}$$

A equação da difusão térmica, adimensionalizada, é definida na Eq. (5).

$$\frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \tilde{x}^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \tilde{y}^2} + 1 = 0 \tag{5}$$

Onde a temperatura adimensional é

$$\tilde{T} = \frac{T - T_{min}}{q''' A / K} \tag{6}$$

As cotas de altura *H* e largura *L*, informadas na Fig. 1, são adimensionalizadas na Eq. (7).

$$\tilde{H}, \tilde{L} = \frac{H, L}{A^2} \tag{7}$$

5. MODELO COMPUTACIONAL E ALGORITMO DE SOLUÇÃO

O modelo matemático utiliza o pacote de ferramentas *PDETOOL*, pertencente ao software Matlab, para a solução do campo de temperaturas. As equações diferenciais parciais *EDP,* pertinentes ao modelo utilizado, são discretizadas e resolvidas via método de elementos finitos *MEF* por meio de uma interface gráfica de usuário (*graphical user interface GUI)*[17].

O processo começa com a placa inteira, ainda sem cavidade. Então é inserido o primeiro elemento de cavidade ao centro, na parte inferior do domínio (Fig. 2 (a)). Logo em seguida, o *PDETOOL* calcula numericamente o primeiro campo de temperaturas. Gerado o campo de temperaturas, o algoritmo calcula a distância entre todos os elementos da placa e cada um dos elementos adjacentes à cavidade. Com as distâncias calculadas, o algoritmo define em qual direção será construída a próxima cavidade (Fig. 2 (b)). A equação da difusão é resolvida novamente. Outro campo de temperaturas, diferente, é obtido. Novamente o algoritmo escolhe o melhor lugar onde produzir a cavidade (Fig. 2 (c)). A Fig. 2 ilustra o processo.

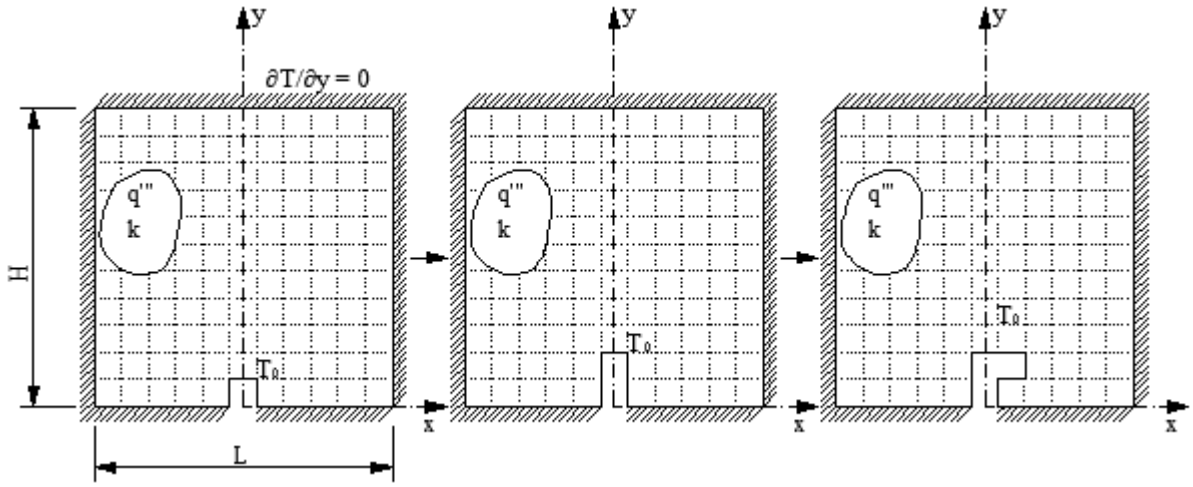


Figure 2. Corpo sólido: (a) cavidade inicial; (b) primeiro elemento removido (c) segundo elemento removido.

Elementos retangulares, de lados iguais, formam a malha sob a qual será produzida a cavidade. As medidas dos elementos dependem tanto das dimensões do domínio quanto da quantidade de elementos. Quanto maior a quantidade de elementos, menores serão as suas dimensões e maior será a resolução de área para a construção da cavidade. Este parâmetro fica definido pela resolução da cavidade *RC*.

O algoritmo constrói cada elemento de cavidade pela identificação das regiões de máxima temperatura. As regiões identificadas são removidas. O processo de remoção de material é interrompido quando a restrição de área da cavidade for atingida. É apresentado a seguir o algoritmo.

1. *definir geometria e condições de contorno;*
2. *resolver numericamente a equação da difusão térmica;*
3. *calcular Tmax e identificar sua posição na malha;*
4. *calcular a distância entre cada elemento adjacente à cavidade e a posição de Tmax;*
5. *remover o elemento com a menor distância;*
6. *retornar ao passo 2 e repetir o laço até que a cavidade atinja seu limite de área.*

6. RESULTADOS

A Figura 3 descreve o processo completo de construção da cavidade para um *RC* 23 e uma restrição de área para formação da cavidade ϕ de 0,045. Para cada passo da construção da cavidade, a equação da difusão térmica é resolvida e o respectivo mapa de temperaturas é apresentado.

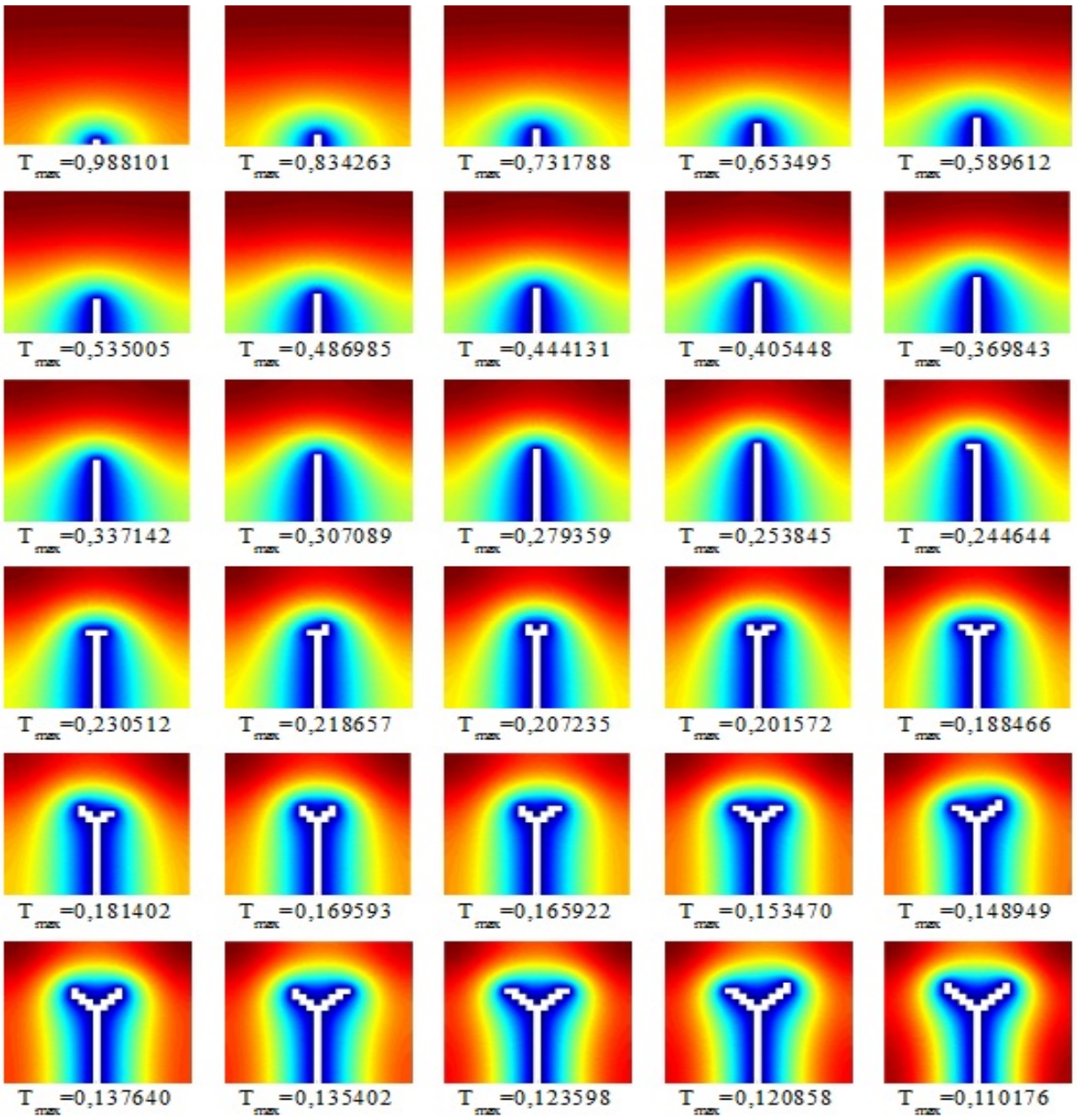


Figura 3. Construção de uma cavidade: 30 passos em sequência (*RC* = 23, ϕ = 0.045).

Conforme determina o algoritmo, a construção da cavidade avança na direção dos elementos onde há máxima temperatura. Para tanto, é feito o cálculo da distância entre cada um destes elementos (*hot spots*) e os elementos referentes às arestas da cavidade (um por vez). Os elementos que apresentarem menor distância são removidos de modo que a cavidade aumente até atingir o limite de área definido. Este comportamento é evidenciado pela Fig. 3 entre as etapas 15 e 16 (T_{max} = 0,244644 e T_{max} = 0,230512). Frisa-se que a simulação apresentada na Fig. 3 (*RC* 23 e ϕ de 0,045) incrementa a área total da cavidade conforme a mesma se expande.

De maneira semelhante, porém mantendo fixa a área da cavidade e variando somente a resolução da cavidade *RC* o algoritmo produziu, em simulações paralelas, cavidades com configurações distintas. A Figura 4 mostra as diferentes configurações obtidas pelo algoritmo o qual utilizou um ϕ de 0,05 com resolução da cavidade *RC* variando entre 9 e 31.

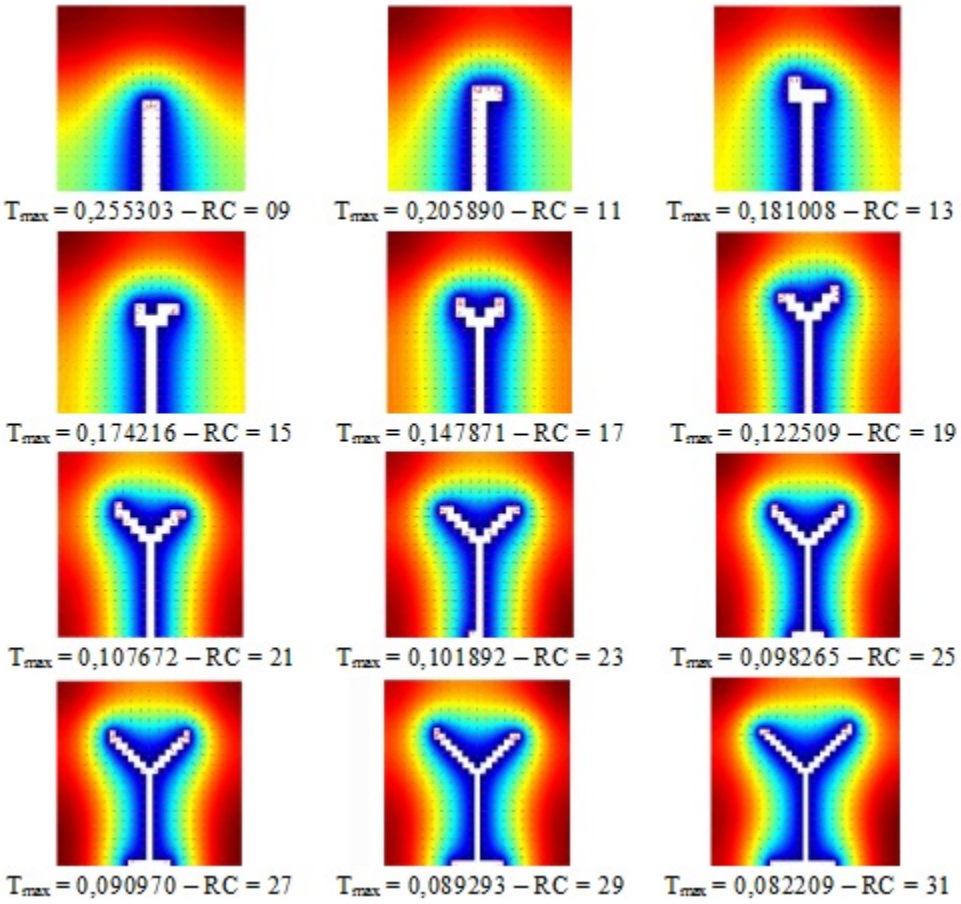


Figura 4. Construção da cavidade para distintos valores de *RC* (ϕ = 0,05).

Verificando a Fig. 4, constata-se que o aumento da resolução da cavidade permite que o algoritmo construa cavidades com configurações diferentes e mais complexas. Quanto mais complexas as ramificações, mais baixos são os valores de T_{max}. Em conformidade com a teoria construtal, percebe-se que quanto maior o nível de complexidade das cavidades (maior *RC)*, mais baixas são as temperaturas. A melhor distribuição das imperfeições permite uma fluidez térmica mais eficiente ([1], [14]).

Além disso, simulações extras, com uma faixa de valores de restrição de área ϕ maior, também foram executadas. Esta medida visa o entendimento do comportamento térmico do algoritmo sobre uma zona maior de domínio da placa. Ampliando os valores de ϕ, para distintas resoluções de cavidade *RC*, os pontos de máxima temperatura reduziram seus picos com o aumento de *RC*, como esperado (Figura 5).

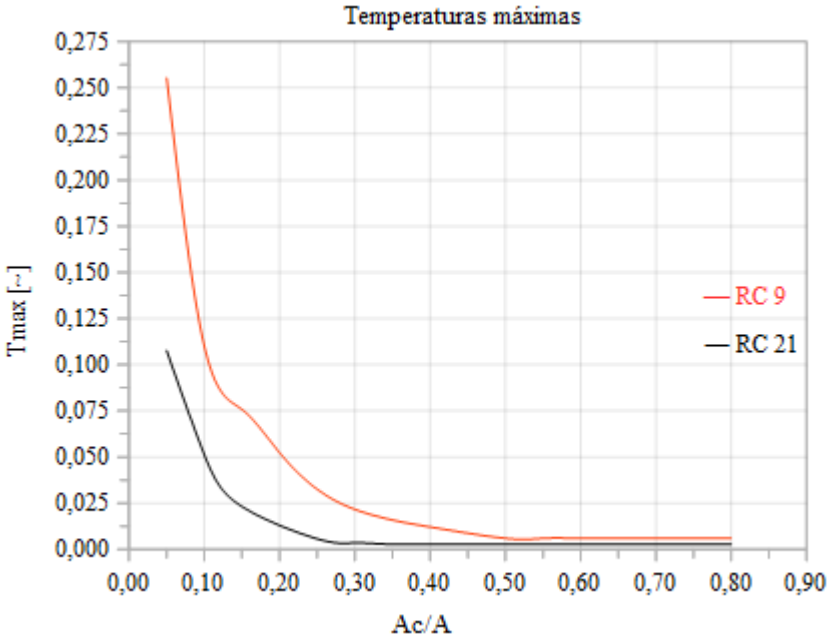


Figura 5. Comportamento de T_{max} para distintos valores de resolução de cavidade RC (q''' constante).

Os pontos de máxima temperatura reduziram seus valores com o incremento de RC e o crescimento da cavidade, nos dois casos descritos na Figura 5. Entretanto, como efeito não esperado, estes mesmos picos de temperatura apresentaram valores constantes a partir de certa área de cavidade. Para RC=21, a partir de ϕ=*0,35*, T_{max} estabilizou em 0,0026925. Do mesmo modo, para RC=9, de ϕ=0,5 em diante, T_{max} manteve-se constante em 0,0059560.

Este efeito não condiz com a expectativa. Ao longo do processo de construção da cavidade, dada que a geração de energia q_0 é variável e decrescente, a partir de certo ϕ, ótimo, esperava-se que T_{max} retornaria a crescer.

7. CONCLUSÕES

Este trabalho desenvolve um algoritmo computacional, baseado na teoria construtal, apto a construir cavidades de resfriamento imersas em corpos sólidos, homogêneos e isotrópicos cuja geração de calor é interna e constante. No começo, as simulações fixam tanto a resolução de cavidade RC quanto a restrição de área para formação da cavidade ϕ em 23 e 0,045, respectivamente. A evolução da cavidade segue o padrão de construtais estudado por Bejan [1] se expandindo para as configurações C, T, Y e H, conforme os trabalhos de Biserni et al. ([12], [13]). Como esperado, os valores de T_{max} reduziram ao longo deste processo.

A próxima etapa simula casos com RC variando entre 9 e 31 (somente valores ímpares) e restrição de área ϕ fixa em 0,05. Conforme descrito na Figura 5, quanto maior RC, para um mesmo ϕ, menores são os valores de T_{max}, ou seja, de acordo com Bejan [2], quanto maior a complexidade da cavidade, menores são as temperaturas.

A última etapa de simulações extrapola os valores de ϕ usuais a fim de se obter o perfil térmico do corpo sólido em uma faixa maior da área da placa. Foi observado que, inicialmente, T_{max} reduz normalmente até certo ponto a partir do qual seu valor passa a ser constante. Enquanto T_{max} decresce, no início do processo, a formação da cavidade segue o padrão esperado, de acordo com os perfis construtais de Bejan [1].Somente o segundo efeito, T_{max} tornar-se constante, foi inesperado. A expectativa era que, a partir de certo valor de ϕ, T_{max} voltasse a crescer, pois a otimização da cavidade seria menos significativa do que a quantidade de material disponibilizada pelo corpo sólido propriamente dito. Os resultados indicam que o algoritmo mantém a taxa volumétrica de geração de energia q''' constante, o que é inadequado. Desta forma, o presente trabalho sugere um ajuste no referido algoritmo a fim de tornar q''' acoplado com o volume instantâneo da placa.

8. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio Grande do SUL (FAPERGS) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo suporte financeiro.

9. REFERÊNCIAS

[1] Bejan, A., Mar. 1997, “constructal-theory network of conducting paths for cooling a heat generating volume,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 40, no. 4, pp. 799–816.

[2] Bejan, A., 2000, *Shape and structure, from engineering to nature*. Cambridge: Cambridge Univ. Press.

[3] Bejan, A., Jun. 2015, “constructal Law: Optimization as Design Evolution,” *J. Heat Transf.*, vol. 137, no. 6, p. 61003.

[4] Lorente, S., Wechsatol, W., and Bejan, A., Jul. 2002, “Tree-shaped flow structures designed by minimizing path lengths,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 45, no. 16, pp. 3299–3312.

[5] Rocha, Luiz A. o, 2012, *Constructal law and the unifying principle of design*. New York: Springer.

[6] Bejan, A. and Lorente, Sylvie, Oct. 2011, “The constructal law and the evolution of design in nature,” *Phys. Life Rev.*, vol. 8, no. 3, pp. 209–240.

[7] Marck, G., Harion, J.L., Nemer, M., Russeil, S., and Bougeard, D., Feb. 2011, “A new perspective of constructal networks cooling a finite-size volume generating heat,” *Energy Convers. Manag.*, vol. 52, no. 2, pp. 1033–1046.

[8] Lorenzini, Giulio, Biserni, Cesare, da Silva Diaz Estrada, Emanuel, Domingues Dos Santos, Elizaldo, André Isoldi, Liércio, and Oliveira Rocha, Luiz Alberto, May 2014, “Genetic Algorithm Applied to Geometric Optimization of Isothermal Y-Shaped Cavities,” *J. Electron. Packag.*, vol. 136, no. 3, p. 31011.

[9] Kuddusi, Lütfullah and Eğrican, Nilüfer, May 2008, “A critical review of constructal theory,” *Energy Convers. Manag.*, vol. 49, no. 5, pp. 1283–1294.

[10] Reis, A. Heitor, 2006, “Constructal Theory: From Engineering to Physics, and How Flow Systems Develop Shape and Structure,” *Appl. Mech. Rev.*, vol. 59, no. 5, p. 269.

[11] Eslami, M. and Jafarpur, K., May 2012, “Thermal resistance in conductive constructal designs of arbitrary configuration: A new general approach,” *Energy Convers. Manag.*, vol. 57, pp. 117–124.

[12] Biserni, C., Rocha, L.A.O., and Bejan, A., Jun. 2004, “Inverted fins: geometric optimization of the intrusion into a conducting wall,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 47, no. 12–13, pp. 2577–2586.

[13] Biserni, C., Rocha, L.A.O., Stanescu, G., and Lorenzini, E., Jun. 2007, “Constructal H-shaped cavities according to Bejan’s theory,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 50, no. 11–12, pp. 2132–2138.

[14] Lorenzini, G., Biserni, C., and Rocha, L.A.O., Aug. 2011, “Geometric optimization of isothermal cavities according to Bejan’s theory,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 54, no. 17–18, pp. 3868–3873.

[15] Lorenzini, G., Biserni, C., and Rocha, L.A.O., Mar. 2013, “Constructal design of X-shaped conductive pathways for cooling a heat-generating body,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 58, no. 1–2, pp. 513–520.

[16] Çengel, Yunus A. and Ghajar, Afshin J., 2012, *Transferência de calor e massa: uma abordagem prática*. .

[17] “Partial Differential Equation Toolbox (PDETOOL), User’s Guide (R2016a).” 2016.

10. NOTAS DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material descrito neste trabalho.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

MODELAGEM COMPUTACIONAL E MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS AO ESTUDO DA TENSÃO ÚLTIMA DE FLAMBAGEM EM PAINÉIS DE AÇO COM ENRIJECEDORES SUBMETIDOS À COMPRESSÃO AXIAL

João Paulo Silva Lima[1], André Pereira Ramos[2], Elizaldo Domingues dos Santos[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Mauro de Vasconcellos Real [5], Liércio André Isoldi[6].

[1,2,3,5,6] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Av. Itália, km 8, Bairro Carreiros, CEP 96.201-900, Rio Grande, RS, Brasil
[1] joaop_1005@hotmail.com
[2] andreramos2209@gmail.com
[3] elisaldosantos@furg.br
[5] mauroreal@furg.br
[6] liercioisoldi@furg.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
R. Sarmento Leite, 425 - 2º Andar, CEP 90.050-170, Porto Alegre, Brasil
luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Placas ortotrópicas possuem vigas dispostas longitudinalmente e transversalmente, chamadas de enrijecedores, com o objetivo de aumentar a resistência mecânica. Assim, é desejável obter uma geometria ótima de forma a maximizar sua carga última de flambagem. Nesse contexto, empregou-se o Método Design Construtal associado ao Método dos Elementos Finitos (software ANSYS), em um estudo de otimização geométrica de placas com enrijecedores submetidas à flambagem elasto-plástica. Inicialmente adotou-se uma placa fina simplesmente apoiada sem enrijecedores, usando como referência o valor da tensão última de flambagem da mesma. Após, parte deste volume foi transformado em enrijecedores, os quais foram incorporados à placa. Para isso, a variável fração de volume (ϕ), que representa a relação entre o volume de enrijecedores e o volume total do elemento estrutural placa/enrijecedores, foi adotada, mantendo uma variação nula do volume final da placa. Foram analisadas quatro combinações diferentes de enrijecedores, onde quatro valores de fração volumétrica foram adotados ϕ = 0,1; 0,2; 0,3 e 0,4 em cada situação. Cada análise dos painéis enrijecidos apresentou uma relação h_s/t_s, relacionando a altura do enrijecedor e sua espessura. A análise foi feita considerando dois valores de volume inicial V_1 = 0,040 m^3 e V_2 = 0,028 m^3 Os resultados obtidos foram comparados entre si e com as placas sem enrijecedores, indicando que a variação da configuração geométrica afeta significativamente o comportamento mecânico sob flambagem dos painéis enrijecidos, sendo possível determinar a geometria ótima que conduz a uma carga última maximizada, próxima à tensão de escoamento do material.

1. INTRODUÇÃO

Devido à expansão do mercado da construção naval, as estruturas marítimas estão se tornando cada vez maiores e mais resistentes. Tendo essa necessidade de execução de grandes estruturas, painéis e placas ganharam importância especial e nomeadamente aumentaram-se suas aplicações nos últimos anos dentro da indústria naval e offshore. Esses elementos compõem basicamente todo o sistema estrutural das embarcações e podem ser reforçados por uma série de elementos do tipo enrijecedores, os quais são dispostos longitudinalmente e, por vezes, nas direções ortogonais (Bedair, 2009).

A análise do estado limite último das placas enrijecidas presentes nas estruturas dos navios segundo Ghavami e Khedmati (2006), exige conhecimento acurado sobre o comportamento destes componentes sob condições extremas de carregamento. Além disso, sabe-se que entre os diferentes carregamentos aos quais as placas enrijecidas podem ser submetidas, um que merece especial atenção é o de compressão longitudinal axial no plano médio da placa, em virtude da possibilidade de ocorrência do fenômeno de flambagem.

De acordo com Trahair e Bradford (1988), diferentemente de colunas, as placas são capazes de resistir a um incremento de carga, mesmo após a flambagem elástica da estrutura. Além disso, a adição de enrijecedores à placa faz com que sua resistência à flambagem aumente consideravelmente mediante um pequeno, ou até mesmo nulo aumento do peso próprio da estrutura. No entanto, os mecanismos de colapso de placas enrijecidas sob flambagem são um problema de engenharia complexo devido ao grande número de combinações possíveis de placa e geometria dos enrijecedores, materiais, condições de contorno e carregamento, uma vez que a presença dos enrijecedores na placa aumenta o número de variáveis a serem analisadas.

Portanto, considerando a complexidade da obtenção de soluções analíticas, a simulação numérica torna-se uma importante ferramenta para a análise do comportamento estrutural desses componentes. Dentre diferentes metodologias, o método dos elementos finitos, indicado para a análise de estruturas complexas, baseia-se no método dos deslocamentos e na discretização de uma estrutura em sub-estruturas. Cada uma dessas sub-estruturas designa-se por elemento finito e tem comportamento conhecido, sendo o comportamento do todo considerado como a soma das partes. (Xu e Koko, 2004; Yao e Lu, 2003)

O advento de tecnologias computacionais permitiu aos engenheiros estruturais a utilização de softwares intuitivos, que geram resultados confiáveis e permitem uma ampla investigação do fenômeno físico estudado. A simulação computacional permite a obtenção de resultados de forma relativamente rápida, e quando utilizado um modelo adequado (devidamente verificado e/ou validado), a mesma também é segura. Então, essa capacidade de trabalho e a facilidade na obtenção de resultados, a partir de um modelo computacional verificado e/ou validado permite a realização de estudo de otimização geométrica de estruturas. Segundo o American Institute of Steel Construction (AISC) (1963), uma condição essencial para a economia em uma estrutura em aço consiste na utilização eficiente do mesmo, através do uso de uma configuração geométrica otimizada.

De acordo com Bejan (2000), as questões relacionadas à geometria são o foco das lições que envolvem a Teoria Construtal. Além de que, o princípio é o mesmo em engenharia e na natureza: a otimização dos sistemas de fluxo sujeitos a restrições geram a forma e a estrutura (Bejan, 2000).

Assim, o presente trabalho tem como objetivo determinar a configuração geométrica otimizada de uma placa fina ortotrópica enrijecida, visando maximizar a carga última da mesma, quando submetida à compressão axial. Para tanto, foi adotada uma abordagem numérica, aliada ao Método Design Construtal.

2. FLAMBAGEM DE PLACAS

De acordo com Real e Isoldi (2011), em diversas situações de projetos, placas finas são submetidas a cargas de compressão uniaxial, de forma que a grande esbeltez desses componentes faz com que eles sejam suscetíveis à instabilidades como flambagem. A tensão crítica de uma placa fina comprimida uniaxialmente, que define a ocorrência de flambagem elástica, de acordo com Åkesson (2007), El-Sawy e Nazmy (2001) e Wang, Wang e Reddy (2005) é dada por:

$$\sigma_{cr} = K_q \frac{\pi^2 E}{12\left(1-\upsilon^2\right)}\left(\frac{t}{b}\right)^2 \tag{1}$$

sendo t a espessura da placa, b sua largura, K_q o coeficiente de flambagem da placa (K_q = 4) (Trahair e Bradford, 1988; Salmon e Johnson, 1990).

De acordo com Ziemian (2010), a determinação da tensão critica e do correspondente coeficiente de flambagem (K_q) são fundamentais para a compreensão do comportamento de placas finas. No entanto, a tensão crítica de flambagem elástica não representa o comportamento real que pode ocorrer nas placas, uma vez que não linearidade geométricas e de material influenciam diretamente no comportamento das mesmas.

É comum, embora artificial, usar a tensão crítica de flambagem elástica para determinar as diferentes formas de flambagem da placa. Ainda segundo Ziemian (2010), quando o escoamento do material ocorre antes da tensão crítica

elástica de flambagem, isto é conhecido como flambagem inelástica. Tensões com magnitudes maiores que a tensão crítica de flambagem elástica, e as deformações associadas que ocorrem sob tal carga, são denominadas pós-flambagem. Finalmente, refere-se à tensão última como sendo o valor máximo de tensão que a placa pode resistir, tipicamente independente da deformação, a qual pode ser bastante grande.

Além disso, uma placa fina não apresenta situação de colapso no momento da flambagem elástica, podendo esta suportar cargas significativamente maiores que sua carga crítica, mantendo seu estado de deformação não alterado de forma excessiva. Sendo assim, a capacidade de carga pós-flambagem admite a adição de um novo carregamento mesmo após a ocorrência da flambagem elástica, ou seja, o colapso da peça não ocorre ao se atingir a carga crítica de flambagem, mas sim em um grau de carga mais elevado. Essa premissa é adotada no projeto do estado limite último de placas, fazendo com que a capacidade máxima das placas sob compressão axial seja definida como o somatório da carga de flambagem e da carga pós-crítica adicional (Trahair e Bradford, 1988).

2.1 Largura efetiva

É habitual admitir, de forma conservadora, que o colapso da placa ocorrerá quando a tensão máxima atuante ($\sigma_{máx}$) for igual à tensão de escoamento do material (σ_y). Porém, a obtenção do valor da carga última real da placa depende do conhecimento, em nada trivial, da forma de distribuição dessa tensão atuante. Do fato de que grande parte da carga é transportada para a região da placa nas imediações das extremidades, surge a hipótese simplificadora de que a tensão máxima na borda age de maneira uniforme ao longo de duas faixas na extremidade da placa. A capacidade máxima de carga redistribuída é regida pela deformação das zonas de borda mais rígidas que já atingiram o escoamento, como foi sugerido por Von Kármán em 1932. (Fig. 1). Considerando uma placa na faixa pós-crítica, o mesmo introduziu o método da largura efetiva (b_e), sendo essa largura definida como a largura de uma placa fictícia simplesmente apoiada, com mesma espessura e razão entre os lados que a placa real e que flamba para uma tensão crítica igual à tensão de escoamento σ_y. (Åkesson, 2007; Maquoi, 1992; Ziemian 2010).

O conceito de largura efetiva é aplicado substituindo-se o valor médio da tensão $\sigma_{máx}$ atuante na largura b, pelo valor σ_y aplicado na largura b_e, conforme Fig. 1, de modo que a carga última é calculada então com base nessa área efetiva (definida por $b_e \cdot t$).

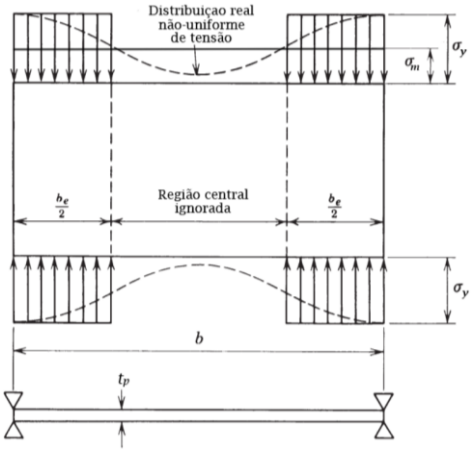


Figura 1. Largura efetiva de placas apoiadas em ambas as bordas longitudinais (Ziemian, 2010).

Sendo assim, para se obter a capacidade máxima de carga P_{max}, e a largura efetiva, utiliza-se a Eq. (1) e iguala-se à tensão de escoamento:

$$\sigma_{cr} = \sigma_y = K_q \frac{\pi^2 E}{12\left(1-\upsilon^2\right)}\left(\frac{t}{b_e}\right)^2 \tag{2}$$

sendo σ_y a tensão de escoamento e b_e a largura efetiva dada por:

$$b_e = \sqrt{\frac{K_q \pi^2}{12\left(1-\upsilon^2\right)}}\sqrt{\frac{E}{\sigma_y}}t = 1{,}90\sqrt{\frac{E}{\sigma_y}}t \tag{3}$$

Combinando as Eq. (1) e (3), para K_q = 4 (borda simplesmente apoiada), tem-se a seguinte relação sugerida por Ramberg et al. (1939):

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y}} \tag{4}$$

Pela Fig. 1, a tensão média é:

$$\sigma_m = \frac{b_e}{b} = \sigma_y \tag{5}$$

Substituindo a Eq. (4) na Eq. (5) e considerando onde $\sigma_m = \sigma_{ult}$ como a tensão média na extremidade carregada no ponto de resistência máxima tem-se:

$$\sigma_{ult} = \sqrt{\sigma_{cr}\sigma_y} \tag{6}$$

3. MODELAGEM COMPUTACIONAL

De acordo Manrique (1989), métodos numéricos são altamente empregados em análises estruturais. Especificamente se tratando de soluções da grande maioria dos problemas de painéis sob esforços mecânicos, as mesmas são praticamente impossíveis de se resolver quando se tenta por meio da aplicação das equações diferenciais da teoria da elasticidade. Para a análise desses problemas, segundo Maki (1968) se procura outros métodos de solução. Um destes métodos tem sido designado no Método dos Elementos Finitos, o qual resulta soluções aproximadas para esses problemas.

O Método dos Elementos Finitos (MEF) baseia-se na decomposição do domínio de integração em um número finito de subdomínios (elementos finitos) transformando o meio contínuo em discreto. A divisão de domínio é nomeada de rede de elementos finitos, onde os pontos de intersecção das linhas dos elementos são denominados nós. Apesar de cada elemento ter o comportamento arbitrado de forma aproximada, a malha dos elementos se comporta de forma semelhante ao contínuo original. Além disso, no modelo de deslocamentos presente no MEF, um campo de deslocamentos nodais é arbitrado, fazendo com que a interação de componentes de tensão entre elementos adjacentes seja substituída pela interação de forças nodais entre os elementos. Sendo assim, o equilíbrio infinitesimal considerado no modelo matemático do meio contínuo é substituído pelo equilíbrio presente em cada elemento finito, trocando-se as equações diferenciais de equilíbrio por equações algébricas do elemento como um todo (Assan, 2003; Soriano, 2003). A teoria básica envolvendo o método dos elementos finitos é bastante difundida, podendo ser encontrada facilmente na literatura como Zienkiewcz (1971), Gallagher (1975) e Przemieniecki (2009).

O software ANSYS, que é baseado no MEF, foi empregado no desenvolvimento dessa pesquisa. Como o estudo é relacionado a placas finas, optou-se pelo uso do elemento SHELL93 (Fig. 3), que é um elemento do tipo casca estrutural 2D.

De acordo com Kohnke (1999), o elemento SHELL93 é um elemento finito do tipo casca de caráter isoparamétrico. Cada um de seus oito nós possui seis graus de liberdade, sendo três translações nas direções *x*, *y* e *z*, além de três rotações também em torno desses eixos.

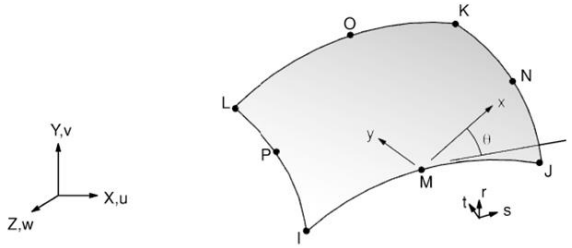


Figura 2. Elemento finito SHELL93 (Fonte: Kohnke, 1999).

Caracterizado como um elemento finito 2D, é considerado de caráter tridimensional devido à sua não restrição ao plano *x-y*, podendo ser empregado em qualquer posição do espaço tridimensional, além de ser deformável na direção fora de seu plano. Os elementos finitos tipo casca são usados para modelar componentes estruturais do tipo placa que possuem espessura pequena se comparada às suas outras dimensões. Podem ser carregados em seu plano (carregamentos de membrana) bem como fora de seu plano por momentos fletores e/ou torçores. Além disso, o elemento finito SHELL93 pode considerar grandes deslocamentos e plasticidade (Dufour, 2003; Ross, 2011).

A necessidade de uma grande acuracidade no resultado e a qualidade da malha a ser trabalhada são fatores preponderantes que possibilitam a diferenciação dos valores aceitáveis para os desprezíveis. Para a verificação da malha a ser adotada considerou-se uma placa com enrijecedores, onde se adotou elementos regulares do tamanho de 20 mm, tamanho esse definido a partir de um teste de convergência de malha.

De acordo com Madenci e Guven (2008), para a análise numérica de flambagem elástica foi adotada a análise elástica de autovalores. A solução de equações algébricas homogêneas foi utilizada para analisar as equações de equilíbrio por elementos finitos para esse tipo de análise. O autovalor mais baixo corresponde à carga crítica de flambagem e o autovetor a ele associado representa o primeiro modo de flambagem.

3.1 Análise não-linear elasto-plástica de flambagem

A determinação da carga última de flambagem não-linear é uma análise complexa, se comparada à análise de flambagem elástica, devido a maior complexidade da relação tensão-deformação para além do estado de flambagem elástica (Szilard, 2004). Consequentemente, métodos numéricos são altamente recomendados e amplamente empregados para a análise do comportamento pós-flambagem de placas.

Para a análise do comportamento pós-flambagem de placas, é adotado um comportamento linear elástico–perfeitamente plástico, isto é, sem encruamento, considerado o caso mais crítico do material. Para a análise do comportamento pós-flambagem é necessário considerar uma imperfeição geométrica inicial na placa. Para isso, a geometria inicial imperfeita é definida a partir do primeiro modo de flambagem elástica com um deslocamento máximo considerado igual a *b*/2000 (El-Sawy et al., 2004).

Para a análise da carga última da placa, de acordo com Helbig et al. (2014), uma carga de referência é dada por $P_y = \sigma_y t$, onde σ_y é a tensão de escoamento do material, aplicada em pequenos incrementos às arestas paralelas ao eixo *y* da placa (Fig. 3). Em cada incremento de carga o método de Newton-Raphson foi aplicado a fim de se determinar os deslocamentos correspondentes à configuração de equilíbrio da placa, através das seguintes equações:

$$\{P\}_{i+1} = \{P\}_i + \{\Delta P\} \tag{8}$$

$$\{\psi\}_{i+1} = \{P\}_{i+1} - \{F_{NL}\} \tag{9}$$

$$[K_t]\{\Delta U\} = \{\psi\} \tag{10}$$

$$\{U\}_{i+1} = \{U\}_i + \{\Delta U\} \tag{11}$$

onde, $[K_t]$ é a matriz de rigidez tangente, $\{\Delta U\}$, o vetor de incrementos de deslocamentos necessários para se atingir a configuração de equilíbrio, $\{F_{NL}\}$ o vetor de forças internas nodais não lineares e $\{\psi\}$ o vetor de cargas em desequilíbrio. Os vetores $\{U\}_i$ e $\{U\}_{i+1}$ correspondem aos deslocamentos, enquanto os vetores $\{P\}_i$ e $\{P\}_{i+1}$ correspondem às cargas externas aplicadas em duas configurações de equilíbrio sucessivas da estrutura.

De acordo com Helbig et al. (2014), se em um determinado passo de carga a convergência não pode ser atingida, ou seja, um incremento finito no vetor de deslocamentos não pode ser determinado de forma que o vetor de forças desequilibradas $\{\Psi\}$ seja anulado, significa que a carga última da estrutura foi atingida. Isso ocorre porque independente de quão grandes os deslocamentos e deformações possam ser, as tensões, e as correspondentes forças internas, não atingirão a magnitude necessária para equilibrar o carregamento externo, indicando que o material chegou ao limite de sua capacidade resistente

3.2 Verificação do modelo computacional

Para a verificação do Software Ansys, utilizou-se um painel retangular isotrópico sob compressão no plano e simplesmente apoiado em seus quatro bordos. De acordo com a Fig. 3, este painel possui comprimento a = 2000 mm, largura b = 1000 mm e espessura t= 20 mm. A placa é feita de Aço AH-36, o qual possui σ_y =355 MPa, E = 210 GPa, ν = 0,3.

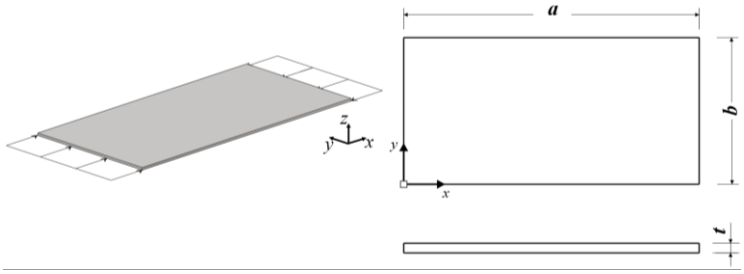


Figura 3. Detalhamento da placa maciça sob compressão uniaxial, em mm.

Inicialmente o modelo computacional para a flambagem elástica, que determina a configuração inicial usada na análise do comportamento elasto-plástico de flambagem, foi verificado através da Eq. (1). A tensão crítica de flambagem determinada pela solução analítica é σ_{cr} = 303,68 MPa. Já através da modelagem computacional, foi obtida uma tensão crítica de σ_{cr} = 299,00 MPa. Portanto, uma diferença de 1,54% entre o modelo numérico e a solução analítica foi encontrada.

Após, considerando o comportamento elasto-plástico da placa, a tensão última de flambagem determinada pela solução analítica, dada pela Eq. (6) é σ_u = 342,77 MPa. Já através da modelagem computacional, foi obtida uma tensão crítica como sendo σ_u = 328,33 MPa, tendo uma diferença de 4,39% entre os resultados. Assim, é possível afirmar que ambos modelos computacionais foram devidamente verificados.

Por fim, foi feita a validação do modelo computacional para uma placa possuindo enrijecedores longitudinais e transversais. Para tanto, optou-se em comparar o resultado numérico com um obtido de forma experimental. Dessa

forma analisou-se um modelo proposto por Kumar et al (2009). O modelo SP1 (Fig. 4) da análise experimental de Kumar (2009) foi reproduzido, possuindo as seguintes dimensões: a = 1,16 m, b = 0,96 m e t_p = 0,01 m.

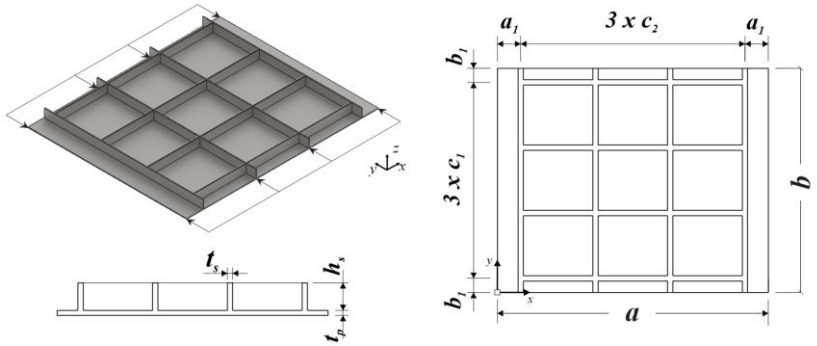


Figura 4 - Detalhamento da placa ortotrópica para validação de flambagem elasto-plástica.

Ainda analisando a Fig. 4, a placa possui quatro enrijecedores longitudinais espaçados em c_1 = 0,28 m e quatro transversais espaçados em c_2 = 0,32 m. Em ambas as direções eles apresentam as mesmas características geométricas, sendo enrijecedores de seção transversal retangular com altura h_s = 0,05 m e espessura t_s = 0,005 m. Os mesmos são dispostos simetricamente espaçados em referência aos eixos centrais da placa. Nas extremidades existem espaçamentos a_1 = 0,1 m e b_1=0,06 m a serem considerados. A verificação consiste em analisar a carga última para a placa proposta. Para isso adotou-se um aço com σ_y = 218 MPa, E = 180 GPa, ν = 0,3.

Na análise de flambagem elasto-plástica na placa, obteve-se a diferença numérica com resultados experimentais para a placa proposta, além do erro entre o modelo numérico proposto pelo autor. Sendo assim, a carga última de flambagem determinada por método experimental e numérico foram de P_{uE} = 983,00 kN e P_{uN} = 1036,20 kN. Na análise computacional, obteve-se a carga última como sendo P_u = 1075,55 kN

Esta última análise, para validação e verificação do modelo computacional, satisfez em seus resultados obtidos, uma vez que, se obteve um erro de 9,41% entre o resultado numérico e experimental e uma diferença de 3,79% entre o resultado numérico obtido e o proposto. Sendo assim, esse conjunto de análises serviram para apresentar a confiança necessária para que o modelo computacional proposto pudesse ser utilizado nas simulações necessárias para a pesquisa.

4. O MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL

Existe um princípio, que de acordo com Bejan e Lorente (2006) resume observações comuns que se um sistema de fluxo possui liberdade suficiente para alterar a sua configuração, em seguida, o sistema exibe configurações que permitem, progressivamente, melhores vias de acesso para as correntes que nele fluem. Este princípio foi formulado em 1996 como a Lei Construtal da geração de configuração de fluxo e evolução, de forma que para um sistema de fluxo persistir no tempo, o mesmo deve evoluir de tal modo que proporcione o acesso mais fácil para as correntes que fluem através dele. Estes estudos têm uma importância significativa, sendo o ponto de partida para a ampliação e aplicação da Teoria Construtal a problemas de engenharia e outros ramos da ciência (Bejan e Lorente, 2008). Além disso, a Teria Constructal tem sido também utilizada para explicar a geração determinística de formas na natureza (Bejan, 2000).

Reis (2006) afirma que a Teoria Construtal conseguiu atrair muitos educadores e pesquisadores de diversas áreas (engenharia, física, biologia, sociologia, dentre outras), que juntos possuem uma nova direção, que consiste em aplicar a Lei Construtal para uma melhor engenharia, além de uma melhor organização de movimentação e conexão de pessoas, produtos e informações. Essa finalidade é denominada Método Design Construtal, que através dele, se obtém não só as melhores condições de geometria, mas também melhores estratégias, como rapidez, custo, direção, confiabilidade, para gerar a geometria que está se necessitando.

Então, para a aplicação do Método Design Construtal no problema da flambagem elasto-plástica de placas com enrijecedores, fez-se a transformação de uma fração de volume (ϕ) de uma placa, antes maciça, em elementos enrijecedores, através da seguinte equação:

$$\phi = \frac{V_e}{V} = \frac{N_{sl}\left(ah_s t_s\right) + N_{st}\left[\left(b - N_{sl}t_s\right)h_s t_s\right]}{abt} \tag{12}$$

onde V_e é o volume de material convertido em enrijecedores, V o volume inicial de material da placa inicialmente sem enrijecedores, N_{el} e N_{et} são, respectivamente, o número de enrijecedores nas direções longitudinal e transversal da placa; a, b e t são, respectivamente, o comprimento, a largura e a espessura da placa; e h_s e t_s são, respectivamente, a altura e a espessura dos enrijecedores. Cabe destacar que todos os enrijecedores apresentam uma

mesma geometria, com seção transversal retangular, permitindo a realização de uma variação no grau de liberdade h_s/t_s, correspondente à relação entre a altura e largura do enrijecedor.

Sendo assim, a transformação na configuração geométrica sofrida pela placa acarretará em uma variação nula de volume, entre a placa sem enijecedores, usada como referência, e a placa com enrijecedores. Cabe destacar que uma variação geométrica sem variação volumétrica é um aspecto que está diretamente relacionado à aplicação do Método Design Construtal, o que permite uma comparação adequada entre todas as configurações geométricas propostas.

Dois valores para o volume total de material da placa foram considerados: V_1 = 0,040 e V_2 =0,028 m³. Além disso, para cada volume, diferentes valores de ϕ foram adotados, representando diferentes frações volumétricas da placa sem enrijecedores transformadas em enrijecedores. Já o número de enrijecedores na direção longitudinal (N_{el}) e o número de enrijecedores na direção transversal (N_{et}), nesse trabalho, foram foram considerados iguais a dois, ou seja, $N_{el} = N_{et} = 2$, como indica a Fig. 4.

A placa possui comprimento a = 2 m, largura b = 1 m, e espessura t_p de acordo com os valores de ϕ. Na configuração geométrica apresentada na Fig. 5, existem dois enrijecedores longitudinais e dois transversais.

Foram adotadas frações de volume dos enrijecedores, definidas pela Eq. (12), como valores de ϕ = 0,1; 0,2; 0,3 e 0,4. Além disso, para cada fração volumétrica, foi avaliada a influência do grau de liberdade h_s/t_s no comportamento elasto-plástico sob compressão axial da estrutura.

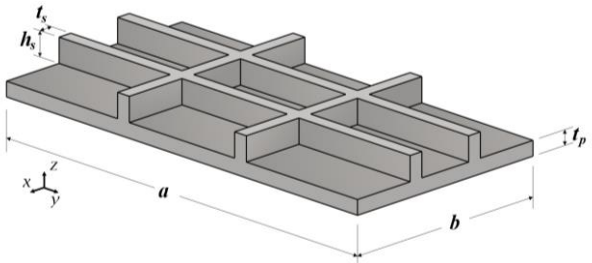


Figura 5. Esquema prático a ser analisado.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Tendo duas situações propostas onde se tem V_1 = 0,040 e V_2 =0,028 m³, a análise dos resultados foi feita usando como referência a tensão última de flambagem da placa sem enrijecedores, sendo σ_{u1}= 342,77 MPa e σ_{u2} = 187,61 MPa, respectivamente. Os valores para a tensão última de flambagem das placas enrijecidas foram normalizados, utilizando como referência o valor da tensão última das placas sem enrijecedores e mesmo volume, obtendo σ_{uN}. Com isso, na Fig. 6, os valores normalizados da tensão última de flambagem em função da variação do grau de liberdade h_s/t_s são apresentados.

A partir da Fig. 6 é possível observar que, entre os casos estudados, normalmente, a presença de enrijecedores permitiu melhorar o comportamento mecânico sob flambagem elasto-plástica das placas em relação às placas sem enrijecedores. Entretanto, em alguns casos, a inclusão dos enrijecedores somente conduziu a tensões últimas inferiores àquelas obtidas para a placa sem enrijecedores.

Além disso, a Fig. 6 indica que para cada variação volumétrica ϕ, a análise elasto-plástica apresentou uma relação ótima h_s/t_s que maximiza a carga última de flambagem. Desta forma, é possível observar que, à medida que se aumenta o valor da relação h_s/t_s das placas, as mesmas tendem a apresentar o mesmo comportamento, onde se tem um crescente aumento de carga última de flambagem até se atingir um valor máximo. Após isso, tem-se um subsequente decréscimo. Portanto, em todos os casos analisados, existe uma geometria ótima obtida com valor intermediário de h_s/t_s, mostrando que a variação geométrica proposta pelo Método Design Construtal permite a obtenção de desempenhos superiores mantendo constante a quantidade de material.

Analisando os resultados obtidos pelas placas cujo volume inicial V_1 = 0,040 m³, observou-se o melhor desempenho na placa cujo ϕ = 0,3 e relação h_s/t_s = 8,92, apresentando uma melhoria de 3,5% em relação à tensão última para a placa com mesmo volume de material, porém sem enrijecedores. Para esse mesmo valor de ϕ, a relação h_s/t_s = 20,00 apresentou o pior comportamento elasto-plástico, visto que houve uma redução de 16,37% do valor da tensão última de flambagem, quando comparada à tensão última de uma placa de mesmo volume sem enrijecedores. A Fig. 7 apresenta a distribuições de tensão (von Mises) para a melhor e a pior geometria analisando ϕ = 0,3.

Já para ϕ = 0,1 e relação h_s/t_s = 6,62, teve-se a geometria com o rendimento menos favorável, apresentando uma redução de 32,3%, quando comparada a tensão dessa geometria com a de uma placa com mesmo volume de materiais e sem enrijecedores.

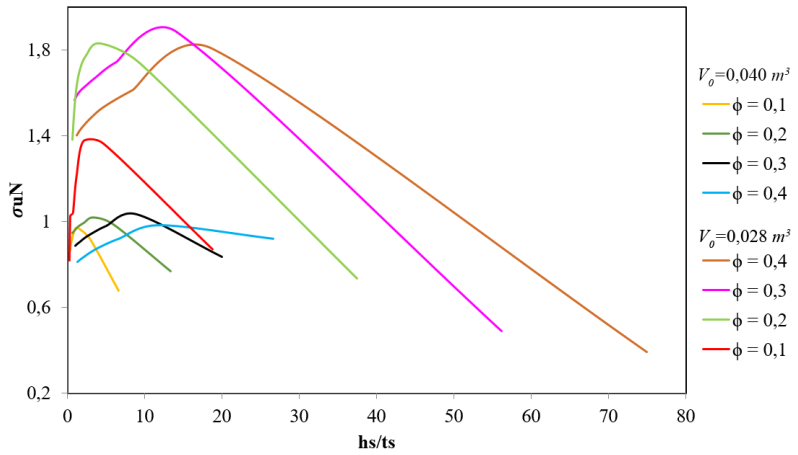


Figura 6. Valores de tensão última normalizada em função da variação do grau de liberdade h_s/t_s.

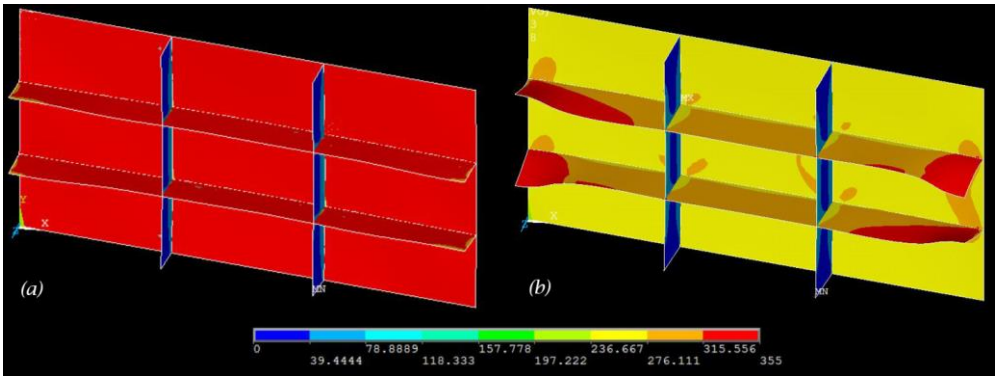


Figura 7. Distribuição de tensões para a geometria com (a) melhor e (b) pior desempenho elasto-plástico com ϕ = 0,3 considerando volume inicial V_1.

Ao se analisar os resultados obtidos pelas placas cujo volume inicial V_2 = 0,028 m^3, observou-se um melhor comportamento elasto-plástico para a placa cujo ϕ = 0,3 e relação h_s/t_s = 14,10, a qual apresentou uma melhoria de 88,52% em relação à tensão última para a placa com mesmo volume de material, porém sem enrijecedores. Considerando a mesma fração volumétrica ϕ, para a relação h_s/t_s = 56,18 apresentou o pior comportamento elastoplástico, visto que houve uma redução de 51,09% do valor da tensão última de flambagem, quando comparada à de uma placa de mesmo volume sem enrijecedores. A Fig. 8 apresenta a distribuições de tensão (von Mises) para a melhor e a pior geometria analisando ϕ = 0,3.

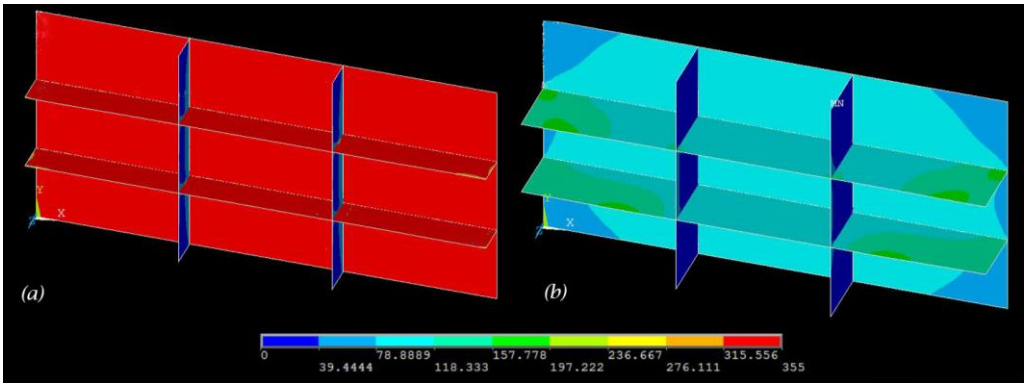


Figura 8. Distribuição de tensões para a geometria com (a) melhor e (b) pior desempenho elasto-plástico com com ϕ = 0,3 considerando volume inicial V_2.

Porém, ao se considerar ϕ = 0,4 e relação h_s/t_s = 74,92, tem-se a geometria com o pior rendimento dentre todas as análises com volume inicial V_2, apresentando uma redução de 59,45%, quando comparada a tensão dessa geometria com a de uma placa com mesmo volume de materiais e sem enrijecedores.

A partir dos resultados analisados anteriormente, é possível observar a influência da espessura da placa inicialmente sem enrijecedores para a realização de uma busca pela geometria ótima de placa enrijecida. Segundo Ventsel e Krauthammer (2001), a tensão de flambagem depende da espessura da placa, de forma que quanto mais fina a placa, mais baixa é a carga de flambagem. Isso pode ser observado comparando os valores da tensão última para as duas geometrias inicialmente analisadas sem enrijecedores com a tensão de escoamento do material.

Segundo Szilard (2004), os enrijecedores longitudinais dispostos paralelamente às cargas coplanares suportam parte da força aplicada, enquanto enrijecedores transversais são usados meramente para subdividir a placa em unidades menores, uma vez que, a carga suportada por ele é relativamente pequena. Esse fato é observado nas Fig. 6 e 7, onde enrijecedores transversais estão submetidos à valores baixos de tensão.

Ao se analisar o comportamento das placas enrijecidas avaliando a relação h_s/t_s, percebe-se uma grande redução do desempenho da placa enrijecida para valores altos de h_s/t_s, quando comparada com a placa sem enrijecedores e com mesmo volume em todos os casos de ϕ. Isso pode ser explicado pela presença de enrijecedores esbeltos, que passam a apresentar um comportamento de placas finas. Além disso, essa redução da tensão última acontece em alguns casos onde se tem um pequeno valor da relação h_s/t_s, pois o enrijecedor apresentando uma largura consideravelmente maior em relação à sua altura, pouco contribui para a capacidade de carga das placas.

6. CONCLUSÕES

A partir do software ANSYS foi possível o desenvolvimento de modelos computacionais verificados e/ou validados capazes de determinar a carga crítica e a carga última de placas com enrijecedores (ou ortotrópicas).

Ao realizar a análise elasto-plástica para a placa enrijecida, considerou-se o efeito da não-linearidade presente durante a flambagem da estrutura. A aplicação do Método Design Construtal para a determinação do campo de busca de parâmetros para a análise da tensão última da placa, possibilitou encontrar uma geometria ótima apresentando um valor máximo de tensão última dentre todos os casos analisados.

A aplicação do Método Design Construtal permitiu a comparação de diferentes geometrias dos enrijecedores, permitindo encontrar uma geometria ótima, que dentre os casos analisados apresentou uma melhor tensão última de flambagem. Através das imagens de distribuição de tensão, é possível perceber que a melhor configuração geométrica (Fig. 6 e 7) possui mais regiões submetidas à tensão de escoamento do material se comparada à pior geometria. Esse fato está de acordo com o Princípio Construtal da ótima distribuição de imperfeições. Observa-se que, para a pior situação, a tensão de escoamento foi atingida somente nas extremidades dos enrijecedores em uma porcentagem pouco significativa. Além disso, pode-se notar que, como esperado, dentre os enrijecedores, os longitudinais são os grandes responsáveis em absorver a grande parte da tensão aplicada, quando comparados aos resultados apresentados pelos transversais, justificando o uso do Método Design Construtal na busca das melhores geometrias na área da mecânica dos sólidos.

Para a análise proposta, observou-se o melhor desempenho na placa cujo $\phi = 0{,}3$, volume inicial $V_2 = 0{,}028$ m^3 e relação $h_s/t_s = 14{,}09$, apresentando uma melhoria de 88,50% em relação à tensão última para a placa com mesmo volume inicial de material, porém sem enrijecedores. Além disso, pode-se perceber que a mesma possui uma melhoria global de 481,24% comparada à geometria de pior situação para as placas enrijecidas com o mesmo volume incial V_2 ($\phi = 0{,}4$, relação $h_s/t_s = 74{,}916$).

A análise das placas com volume inicial V_1, apesar de conseguirem atingir valores de tensão última próximos à tensão de escoamento do material, não apresentaram um bom desempenho quando comparadas com as placas com volume inicial V_2. Isso mostra que uma placa com esse volume inicial já apresenta uma tensão última próxima à tensão de escoamento. Em termos práticos, a aplicação para uma placa com esse volume se tornaria inviável, uma vez que a melhoria apresentada de 3,5% apresentada se torna insignificante mediante o processo de fabricação das placas enrijecidas envolvendo corte e soldagem das vigas aos painéis.

Observou-se ainda que a transformação de parte do volume de material da placa em enrijecedores faz com que, na maioria dos casos estudados, a placa ortotrópica resultante sofra uma flambagem inelástica.

Sendo assim, a aplicação do Método Design Construtal, aliado à modelagem computacional, mostra que avaliar a variação da geometria dos enrijecedores em uma placa ortotrópica é de fundamental importância para a definição do comportamento da flambagem das mesmas.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Åkesson, B., 2007. Plate buckling in bridges and other structure. Taylor & Francis.

AISC, 1963. “Design manual for orthotropic steel plate deck bridges”. New York, 188 p.

Assan, A.E., 2003. Método dos Elementos Finitos: Primeiros Passos, Ed. Unicamp, Campinas, 298 p.

Azevedo, A. F. M., 2003. Método dos Elementos Finitos. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. 1ª ed. Porto.

Bedair, O., 2009. “Analysis and Limit State Design of Stiffened Plates and Shells: A World View”. Applied Mechanics Reviews, vol. 62, edição 2, Calgary, Canadá.
Bejan, A. 2000. Shape and structure: from engineering to nature, Cambridge University Press (Cambridge).
Bejan, A., Lorente, S., 2006. Constructal Theory of generation of configuration in nature and engineering. Journal of Applied Physics, vol. 100, pp. 041301.
Bejan, A., Lorente, S., 2008. Design with Constructal Theory. Wiley, Hoboken.
Dufour, P., 2003. “Picking an Element Type for Structural Analysis”. Belcan Engineering Group, Inc., p. 5.
El-Sawy, K.M.; Nazmy, A.S., 2001. “Effect of aspect ratio on the elastic buckling of uniaxially loaded plates with eccentric holes”. Thin-Walled Structures, v. 39, p. 983–998.
El-Sawy, K.M., Nazmy, A.S., Martini, M.I. Elasto-plastic buckling of perforated plates under uniaxial compression, Thin-Walled Structures**,** v. 42, p. 1083-1101, 2004.
Gallagher, R.H., 1975. Finite Element Analysis: Fundamentals. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J.
Ghavami, K., Khedmati, M.R., 2006. “Numerical and experimental investigations on the compression behaviour of stiffened plates”. Journal of Constructional Steel Research, v. 62, p. 1087-1100.
Helbig, D.; Rocha, L. A. O.; Da Silva, C. C. C.; Dos Santos, E. D.; Real, M. V.; Isoldi, L. A., 2014. “Numerical Simulation and Constructal Design Method Applied to the Study of the Cutouts Shape Influence in the Mechanical Behavior of Perforated Plates Subjected to Buckling". XXXV CILAMCE. Fortaleza.
Kohnke, P., 1999. “ANSYS Theory Reference - Release 5.6. ANSYS”, Inc., 11th Ed., p. 1286.
Maki, A. C., 1968. Finite Element Techniques for Orthotropic Plane Stress and Orthotropic Plate Analysis. U.S. Forest Service, Research Paper, p. 87, Madson.
Madenci, E.; Guven, I., 2006. The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS. Ed. Springer, 2006.
Manrique, L. J. C., 1989. “Colapso de painéis planos enrijecidos”. Dissertação de conclusão de Mestrado em Engenharia Ocêanica, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
Maquoi, R. (1992). Plate girders. Constructional Steel Design, Elsevier Applied Science, London. 133-173
Przemieniecki, J. S., 2009. Finite Element Structural Analysis: New Concepts. AIAA (American Institute of Aeronautics & Astronautics), Reston, Virgínia.
Ramberg, W., Mcpherson, A. E., Levy, S, 1939. “Experiments on Study of Deformation and of Effective Width in Axially Loaded Sheet-Stringer Panels”. NACA Tech. Note No. 684.
Real, M., Isoldi, L, 2011. Effect of Circular Holes Dimension snd Location on the Elastic Buckling Load of Rectangular Plates, 21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering, p. 24-28.
Reis, A. H., 2006. “Constructal theory: from engineering to physics, and how systems flow develop shape and structure”. Applied Mechanics Reviews, v. 59, p. 269-281.
Ross, C. T. F., 2011. Pressure Vessels: External Pressure Technology. 2ª Ed., Woodhead Publishing, Padstow, Cornwall, UK.
Salmon, C. G. & Johnson, J. E., 1990. Steel structures: Design and behaviour: Emphasizing load and resistance factor design. Harper Collins Publishers Inc., 3ª ed.
Soriano, H.L., 2003. Método dos Elementos Finitos em Análise de estruturas, Edusp, São Paulo, 298 p.
Szilard, R., 2004. Theories and Applications of Plate Analysis: Classical Numerical and Engineering Methods. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey.
Trahair, N.S. e Bradford, M.A., 1988. The behavior and design of steel structures. 2ª ed., Chapman e Hall.
Ventsel, E.; Krauthammer, T., 2001. Thin Plates and Shells: Theory, Analysis and Applications. Marcel Dekker, Inc., The Pennsyilvania State University, University Park, New York.
Von Kármán, T, 1932. Untersuchungen über knickfestigkeit. “Mitteilungen über Forschungsarbeiten”, v. 81, p. 1–44. Berlim. (em alemão)
Wang, C.M.; Wang, C.Y.; Reddy, J.N., 2005. Exact solutions for buckling of structural members. CRC Press.
Xu, S.X., Koko, T.S., 2004. Finite Element Analysis and Design of Actively Controlled Piezoeletric Smart Structures, Finite Element in Analysys and Design, vol. 40, pp. 241-262.
Yao, L.Q., Lu, L., 2003. Hybrid-Stabilized Solid-Shell Model of Laminated Composite Piezoeletric Structures under Non-linear Distribuition of Eletric Potential through Thickness, Inernational Journal for Numerical Methods in Enginnering, vol. 58, pp. 1499-1522.
Ziemian, R.D., 2010. Guide to stability design criteria for metal structures. John Wiley Sons. Hoboken.
Zienkiewicz, O.C., 1971. The finite Element Method in Engineering Science. 2ª ed. McGraw- Hill, London.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

A PROBABILISTIC ANALISYS OF THE FORCES IN THE PILES OF A CONTAINER TERMINAL WHARF UNDER SHIP BERTHING ACTIONS

André Pereira Ramos[1], João Paulo Silva Lima[2], Mauro de Vasconcelos Real[3]

[1]Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: andreramos2209@gmail.com
[2]Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: joaop_1005@hotmail.com
3Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mvrealgm@gmail.com

ABSTRACT

In this work a probabilistic structural analysis of a container terminal wharf is presented. Through the application of the Monte Carlo Simulations in a finite element structural model, the statistics of the axial forces at the pile heads were evaluated. Considering only ship berthing conditions, but varying equipment type, number and positions, ten external load combinations were analyzed and compared. Both finite element model and probabilistic analysis were performed in ANSYS software, v.16, on its APDL Mechanical and Probabilistic Design System packages respectively. The random input parameters considered were the concrete structure, pavement and rear landfill self-weight, live loads and ship sizes, for which statistical parameters were attributed based on bibliography or data collection. PIANC's berthing energy method for fender systems design was applied for the evaluation of ship berthing forces acting on the structure. Considering the axial forces as the main parameters in the design of partially embedded piles, the random output parameters obtained were the minimum and maximum axial forces on each simulation. That approach, applied due to the possibility of ANSYS to be programmed through its Parametric Design Language (APDL), proved to be a powerful tool for probabilistic analysis of complex structural systems. The results present a comparison between the statistical parameters and probability density curves for the ten cases analyzed, by which the worst combinations from a probabilistic point of view could be defined.

1. INTRODUCTION

Since they integrate most of supply chains existing nowadays, port structures play a fundamental role in our society. Thus, to guarantee that these structures will perform within the required safety and functionality conditions must be the main objective of structural design. A rational criteria for ensuring that a structure will work within those conditions is given in terms of structural reliability, that can be defined as the probability of a structural system to fulfill its design purpose, or, in other words, the probability that a structure will not fail when performing its intended function. A traditional idea of safety in structural engineering problems is associated with the ultimate limit states, defined as the boundaries between desired and undesired structural performances. Limit state functions

can be described as the difference between resistance and load effects, and represent failure when assume values less than zero. The probability of failure of a structure is the probability of violating any of those limit states, or the probability of load effects to overcome the resistance. It is well known that uncertainties in engineering are unavoidable, causing many parameters used in the design of the structures, generally taken as deterministic, to be associated to some kind of randomness. Because of those uncertainties, loads and resistances of structures are, actually, random variables that may be described by their statistical parameters (Nowak e Collins, 2000).

In order to obtain subsidies for subsequent reliability analyses, the objective of the present work is to determine the statistical parameters of the axial forces acting at the pile heads of a berthing port structure. A case study of an existing wharf is presented, and a number of ten possible load combinations were analyzed.

The structure was modeled using the Finite Element Method through ANSYS software, on its APDL Mechanical interface, and the Monte Carlo Simulations were performed in ANSYS Probabilistic Design System. Several input random parameters were determined based on both bibliography and data collection sources. From the assumption that the axial internal forces play the main role in the design of partially embedded piles, the output random parameters obtained were the internal minimum and maximum axial forces on each simulation. As the software does not have a specific function for the required output parameters, a subroutine for finding those values at each simulation had to be implemented through ANSYS Parametric Design Language (APDL).

2. METHODOLOGY

2.1 Random Variables and the Gaussian Probability Distribution

Random variables are mathematical vehicles for describing events in analytical forms (Ang e Tang, 2007). Contrasting to deterministic variables that are assumed by a determined value, random variables are defined within a range of possible values. As they represent events, the numerical values of the random variables are associated with specific probability or probability measures, what may be assigned in accordance to prescribed rules called probability distributions, and there are many of those distributions suitable to various behaviors of random variables.

Due to its wide range of applicability, the best known and most used probability function is the normal or Gaussian distribution. For a continuous random variables X, the normal probability density function (PDF) is given by

$$f_X(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right], \quad -\infty < x < +\infty \tag{1}$$

where μ and σ are the mean and the standard deviation of the random variable X, respectively.

In the present work all the input and output parameters were treated as normal distributed random variables, having their behaviors following Eq. (1).

2.2 The Structural System Analyzed

The structure analyzed in this work integrates the Rio Grande City Harbor Container Terminal (TECON), located at the entrance of the port region. It consists of a 900 m long and 20 m wide open wharf, structurally divided into 18 modules of 50 m, equipped each one with two 100 ton steel bollards and two flexible fenders. Each module has 60 concrete piles, with tubular cross sections, of which 24 are inclined. The superstructure consists in a horizontal frame of longitudinal and transversal beams which supports a 0,2 m thickness slab, all in reinforced concrete. In a total of five, the longitudinal beams run throughout the extension of each module, having different cross-sections and made in both cast-in-place and precast concrete. With the exception of two cast-in-place beams located at the edges of each module, all the 86 transversal beams are built in precast concrete with *pi* type cross-section. The concrete slab is covered by a 0,50 m pavement surface composed of 0,40 m sand and 0,10 m interlocked concrete blocks layers. The general arrangement of the structure is presented in Fig. 1, and the ANSYS built computational model is presented in Fig. 2.

Despite having a slab composing its superstructure, the wharf was modeled only with linear elements. As the slab is solidarized to the beams frame, its stiffness in each direction was numerically added to the beams. The structural analysis was performed in ANSYS APDL Mechanical package, on its version v.16. All structural parts were modeled with the element *Beam189*, suitable for analyzing slender to moderately stubby/thick beam structures (ANSYS, 2016).

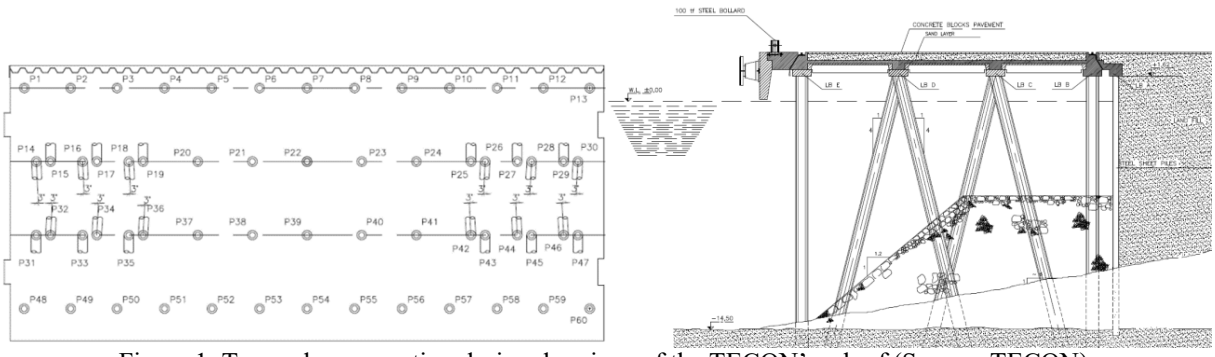


Figure 1. Top and cross section design drawings of the TECON's wharf (Source: TECON).

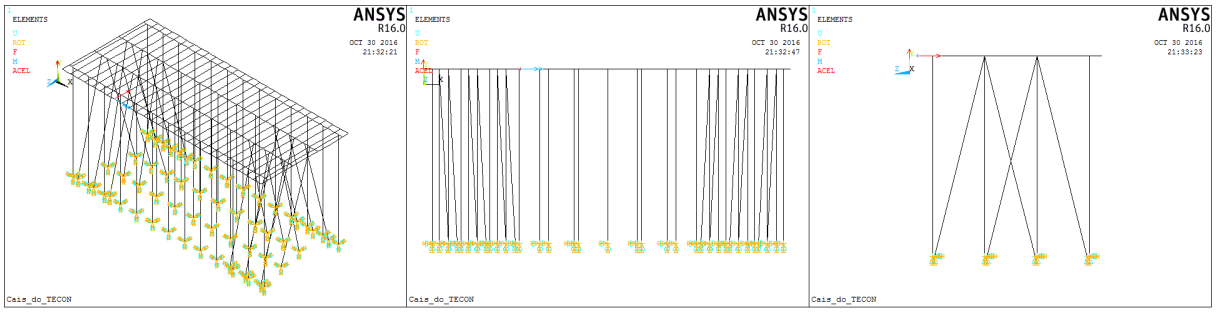


Figure 2. TECON's wharf structural model in perspective, front and lateral views.

2.3 Structural Actions and Load Combinations

An interesting classification for the actions on berth structures is presented by Thoresen (2014). By the author, there are three main categories of actions on those structures: loads from the sea side, on the structure itself and from the land side.

In the present analysis, the only action from the sea side was the ship berthing impact, given by a horizontal force acting against the structure at the fender location point. For the evaluation of its intensity PIANC's berthing energy method was applied. According to that, the energy that must be absorbed by a fender as a ship berths is

$$E_d = \frac{1}{2} M V^2 C_e C_m C_s C_c \tag{2}$$

where:

E_d = energy to be absorbed by the fendem system (kNm);
M = mass of the vessel (displacement in tonnes);
V = approach velocity of the vessel (m/s);
C_e = eccentricity factor;
C_m = virtual mass factor;
C_s = softness factor;
C_c = berthing configuration factor.

According to the British Standard BS 6349-I, the displacement of a container vessel can be estimated multiplying by 1.4 the vessel deadweight, which represents the total mass of cargo, stores, fuels, crew and reserves with which a vessel is laden when submerged to the summer loading line. For the approach velocity, the Brolsma's curve for easy berthing under exposed conditions was used. After evaluating the berthing energy, the force acting in the structure is obtained dividing the berthing energy by the E/R fender parameter (Energy/Reaction), which is specific for the different types of fender and provided by the manufacturers. The complete formulation and factor values for several ship and berths conditions are found in PIANC (2002).

Actions on the structure itself were the concrete, pavement layer and equipment self-weights, live loads and thermal forces due to temperature variations. Concrete self-weight and temperature were introduced in the computational model as body loads, while pavement layer and live loads were input as distributed vertical forces on the beams where such actions occur. Concerning to the equipment self-weight, ship-to-shore (STS) cranes actions were input as vertical distributed forces on the two longitudinal beams located on the vertical piles lines, and mobile harbour cranes (MHC) actions were input as concentrated vertical forces acting on predefined transversal beams.

The only load from the land side introduced was the sheet pile horizontal reaction on the rear beam, input as a horizontal distributed force. Actions such contact forces from adjacent modules and winds, waves and currents effects on the structure were not considered in this work.

2.3.1 Statistics of the Structural Actions

To perform a probabilistic analysis in a structural model the statistics of its random input parameters must be known. As all input random variables were considered as having normal distributions, their behaviors are completely described by mean μ and standard deviation σ values. The input random variables statistics and probability density curves are presented in the Fig. 3.

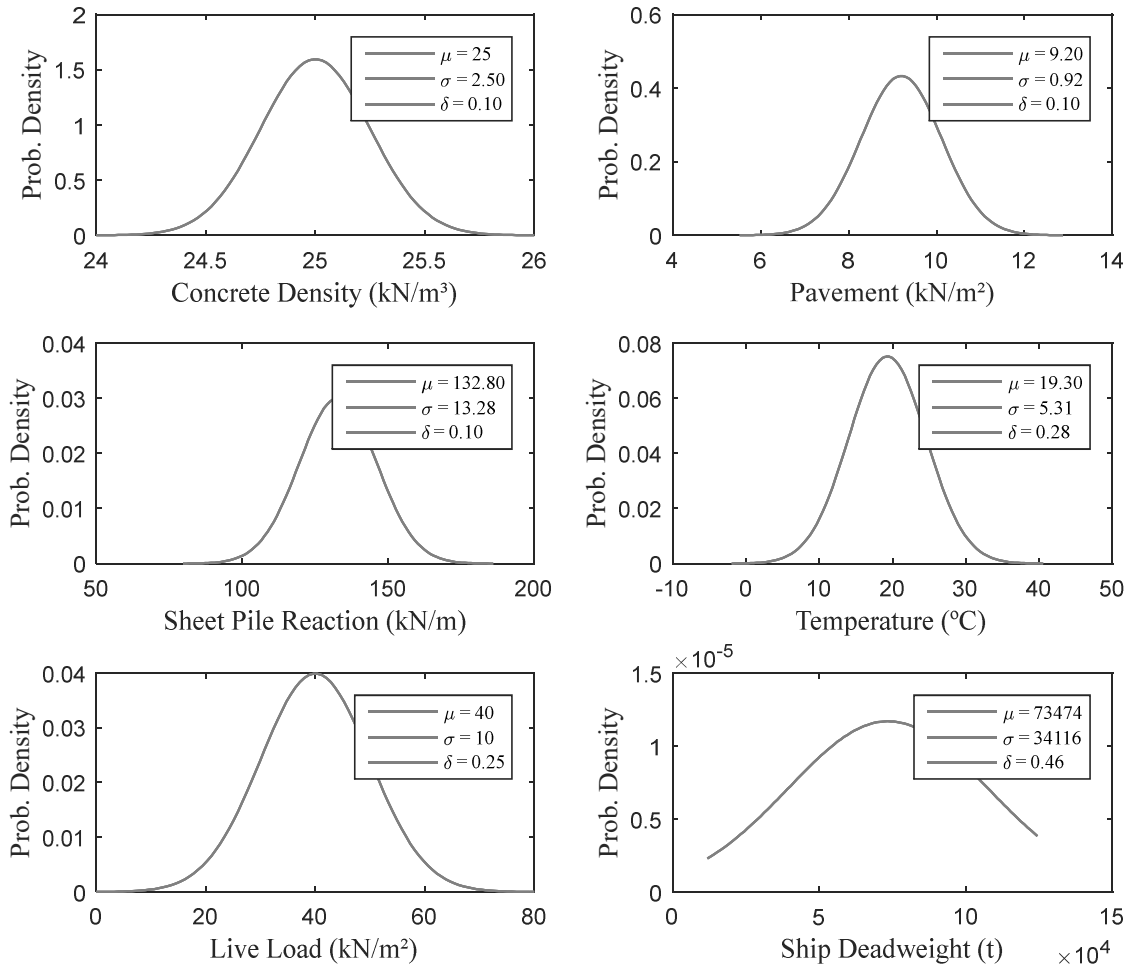


Figure 3. Input random parameters statistics and PDFs.

Statistical parameters for permanent actions are easily found in the probabilistic analysis or reliability theory bibliography, e.g. Nowak e Collins (2000), Harr (1987) and JCSS (2001). Following JCSS recommendation, to actions such as concrete and pavement self-weight (input by concrete density and pavement layer distributed weight) and the sheet pile horizontal reaction, coefficients of variation of 0.10 were assumed. The mean values of those actions were obtained from the TECON's wharf design report. Values of 40 kN/m² are usually used to live loads in the design of container terminal berths (Thoresen, 2014), thus that was used as the mean for the live load, with 0.25 as the assumed coefficient of variation. To obtain the statistical parameters of temperature values the Brazilian National Institute of Meteorology (INMET) website was consulted. The institute offers openly on its website temperature daily measurements made over the years in several cities of Brazil. A series of measurements for Rio Grande city referring to 2011-2015 years was used. For ship berthing force evaluation, the random variable utilized was the ship deadweight. Data of ships berthed at TECON Rio Grande is available on company's website, and a ship deadweight series referring to the first semester of 2016 was obtained and fit to a normal probability function. For that random variable, it must be considered both minimum and maximum ship deadweight limits (assumed by minimum and maximum deadweight verified in the period), what can be done by using truncated normal distribution.

2.3.2 Load combinations

A total of ten load combinations were analyzed in this work. Combinations 1.0 and 1.1 considered the structure without any equipment on it, but without and with live load respectively. In combinations 1.2 to 1.5, in addition to permanent, live and ship berthing loads it was considered the existence of one or two STS cranes in different positions. The STS cranes locations, concerning to combinations 1.2 to 1.5 respectively, were central (1.2), left (1.3), right (1.4) and both left and right (1.5). Similarly, but considering MHCs instead of STS cranes, in combinations 1.6 to 1.9 the MHCs were positioned at center (1.6), left (1.7), right (1.8), and both left and right (1.9). One important observation is that live loads must be excluded from analysis at the regions where MHCs are located, but not when STS cranes are on the structure, once these equipment allow traffic under themselves. As the piles are under water, temperature variations were input only on the superstructure frame. In all combinations the berthing force was introduced at left side fender. A schematic arrangement of combination 1.3 is shown in Fig. 4.

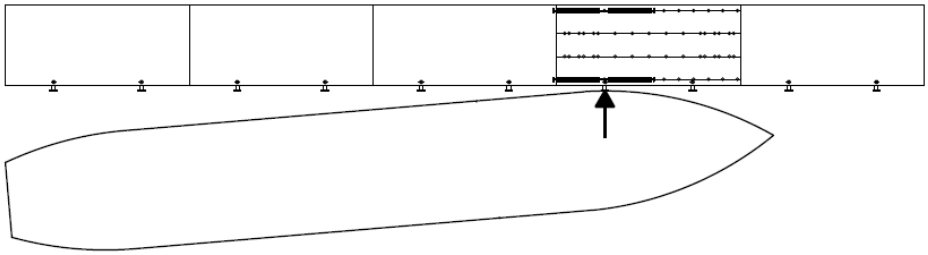


Figure 4. General arrangement of combination 1.3.

2.3.3 Monte Carlo Simulation

Monte Carlo Simulations (MCS) is a numerical process of repeatedly calculating a mathematical or empirical operator in which the variables within the operator are random or contain uncertainty with prescribed probability functions (Ang e Tang, 2007). The values of the different input random parameters are sampled from the respective probability distributions in each repetition, and the results from each repetition may be considered as a sample of the random output variables. For the sampling of input random variables, several optimization techniques have been developed, and in this work the Latin Hypercube Sampling (LHS) method was used. Thus, input random parameters were the structural actions presented in Fig. 3, and output parameters were the minimum and maximum axial forces at the pile heads in each simulation. A total of 2000 simulations for each combination were performed, and a flowchart for the probabilistic analysis presented on this work is shown in Fig. 5.

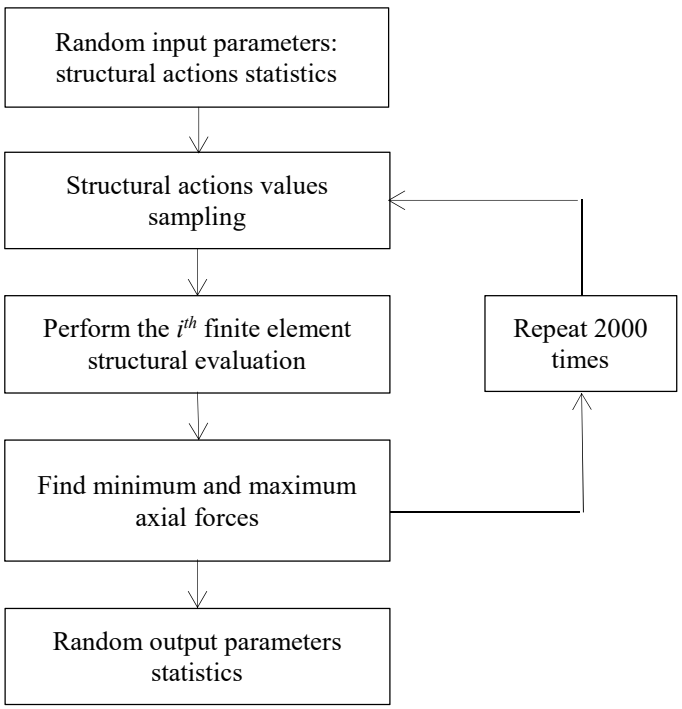


Figure 5. Flowchart of the performed structural probabilistic analysis.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Table 1 shows the statistics of the output parameters obtained in the performed analises. For the maximum compression forces, combination 1.2 led the structure to the maximum values, which occurred mostly at the piles under the STS crane rail located at the structure front. As the inclined piles (P14 to P19, P25 to P36 and P42 to P47, see Fig. 1) play the main roles in resisting to the horizontal loads, it was verified that the maximum tension forces occurred basically at those elements, and the combination 1.0 led the strcutcure to the maximum values. As also presented in Table 1, the parameters used for sorting the combinations in worst to better order was the absolute value of $\mu \pm 3\sigma$.

Table 1. Statistics of the output parameters.

Comb.	$N_{MÍN}$				$N_{MÁX}$			
	μ [kN]	σ [kN]	δ	$\mu - 3\sigma$ [kN]	μ [kN]	σ [kN]	δ	$\mu + 3\sigma$ [kN]
1.0	-1463,2	130,0	0,09	-1853,3	795,1	127,2	0,16	**1176,8**
1.1	-2128,3	216,0	0,10	-2776,3	230,8	193,1	0,84	810,3
1.2	-2320,4	192,8	0,08	**-2898,6**	239,5	193,1	0,81	819,0
1.3	-2241,9	192,7	0,09	-2819,9	231,0	193,2	0,84	810,7
1.4	-2238,6	192,8	0,09	-2817,1	192,1	193,1	1,01	771,4
1.5	-2292,1	192,2	0,08	-2868,8	192,5	193,2	1,00	772,0
1.6	-2102,1	197,2	0,09	-2693,6	217,3	197,3	0,91	809,1
1.7	-2133,5	223,4	0,10	-2803,7	282,8	154,6	0,55	746,7
1.8	-1977,6	279,7	0,14	-2816,8	581,5	123,7	0,21	952,5
1.9	-1555,7	110,9	0,07	-1888,5	550,0	125,2	0,23	925,5

3.1. Minimum Axial Forces (or Maximum Compressions)

The probability distributions of the minimum axial forces (maximum compression) found on each simulation for all ten combinations are compared in Fig. 6. It has been observed that the minimum axial forces occured in combinations with live loads and STS cranes located in the center of the structure. That can be justified by some reasons, as the high equipment self-weight and by the impact force acting relieving the high compression state caused in some inclined piles by the horizontal sheet pile reaction at the rear beam, causing the maximum compression at the vertical piles appear in the structure front. Although the figure shows that the worst case were found in combination 1.2, it can be seen that the three worst PDFs resulted very similar. In that combination, the maximum compression forces occurred mainly at pile P53, which is a vertical one located in the center of the wharf front line of piles.

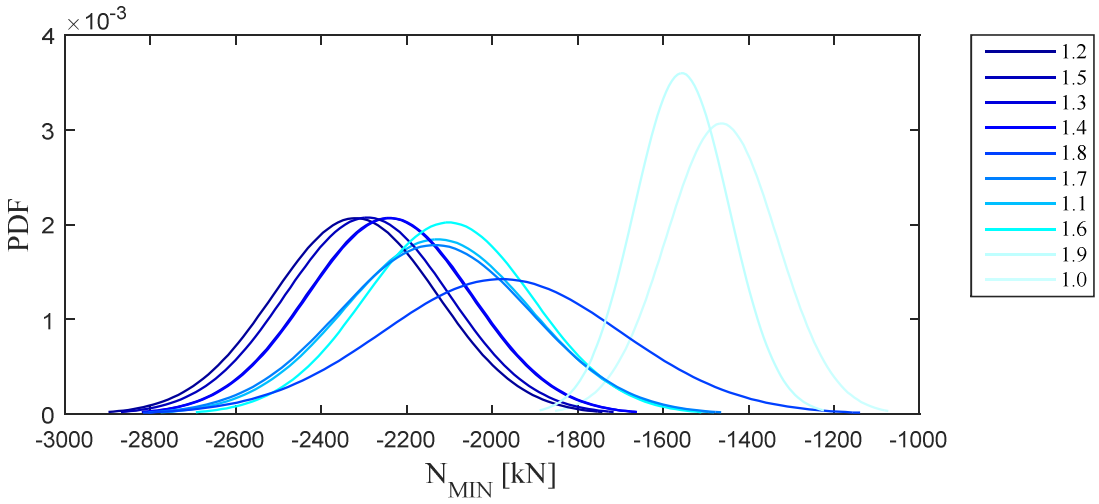


Figure 6. PDFs of N_{MIN}.

3.2. Maximum Axial Forces (Compression/Tension)

The probability distributions of the maximum axial forces in each simulation (minimum compression or maximum tension) for the ten combinations are compared in Fig. 7. It has been observed that maximum axial tension forces occur in the combination 1.0, which have no live loads or equipment acting in the structure. As the horizontal external loads grow in intensity, considerable tension forces can arise in some inclined piles. As shown in Fig. 7, combinations 8 and 9 also presented themselves as those that can bring high tension forces to the piles. For the combination 1.0, the maximum tension forces occurs basically in piles P29 and P46, which are inlcined rearwards in order to resist horizontal forces.

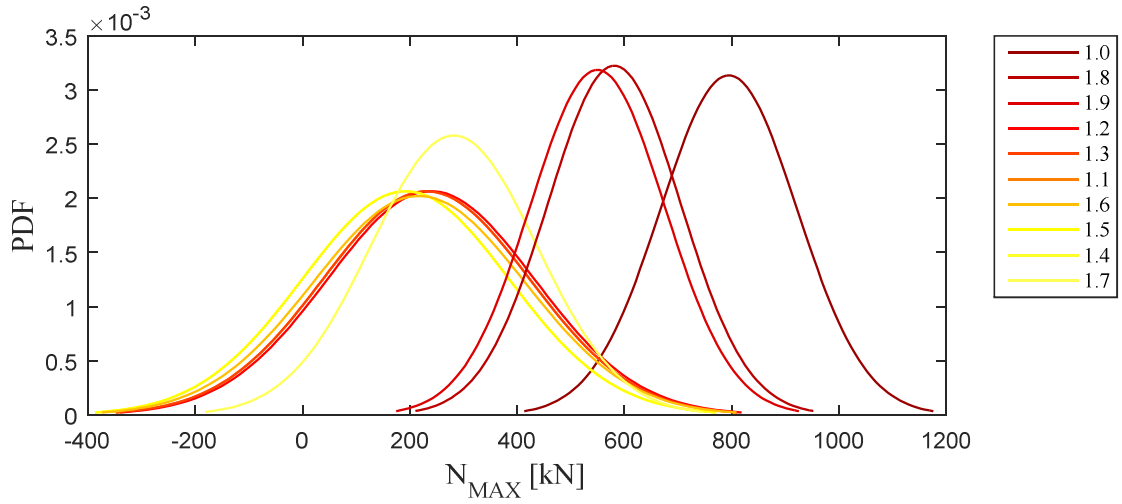


Figure 7. PDFs of $N_{MÁX}$.

3.3. Linear Correlation Coefficients Between Input and Output Parameters

The correlation coefficients between the input and output parameters are very important to understand the structural behavior. Table 3 presents the linear correlation coefficients between the input and output parameters for the worst cases to compression (1.2) and tension (1.0) forces.

For the compression forces, the highest correlations were obtained with the live loads, followed by the concrete self-weight. The negative values for those linear coefficients are due to compression intensity grows towards negative values.

For the tension forces, the highest correlations were obtained mainly for the landfill acting in the rear beam, as expected, and also followed by the concrete self-weight.

Table 3. Linear correlation coefficients between axial forces and structural actions.

Comb.	γ_C	Q_{PAV}	Q_{E-P}	T_1	Q_{SC}	DWT
1.2	-0,24	-0,06	-0,02	-0,02	-0,96	0,02
1.0	-0.18	-0.07	0.95	0.02	-	0.04

5. CONCLUSIONS

This work presented a probabilistic analysis of an existing container terminal wharf. Considering ten external load combinations, Monte Carlo Simulations were performed in a finite element structural model. The ANSYS Probabilistic Design System package was used for the simulations, and the finite element structural model was built in ANSYS APDL Mechanical package.

The applied methodology proved to be extremely capable to reach the proposed objectives, which consisted in obtaining the statistical parameters of the minimum and maximum axial forces at the structure pile heads. Therefore, ANSYS possibility to be programmed through its Parametric Design Language (APDL) showed itself as a powerful tool for probabilistic analysis of complex structural systems.

A comparison between the probability density functions of the output parameters was presented, with the analyzed combinations sorted in a worst to better order. Tables with the statistic parameters and the linear correlation coefficients between the input and output parameters were presented. It was observed that the vertical

piles are more subjected to the minimum forces, while the inclined piles are more subjected to maximum axial forces. Although the highest absolute axial forces found at the piles are compressive, it was shown that high tension forces can arise, and in three combinations all piles work only under tension forces.

Finally, it is suggested the application of the presented methodology in further analyses, e.g. the inclusion of different structural and probabilistic aspects, and the consideration of design and reliability analyses parameters among the outputs.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors André Pereira Ramos and João Paulo Silva Lima thank CAPES for the master scholarships, and the author Mauro de Vasconcellos Real thank CNPQ for productivity grant.

7. REFERENCES

Alfredini, P.; Arasaki, E., 2009. Obras e gestão de portos e costas: a técnica aliada ao enfoque logístico e ambiental. 2ed. São Paulo: Edgard Blucher.

Ang, A. H-S; Tang, W.H., 2007. Probability Concepts in Engineering. Emphasis on Appllications to Civil and Environmental Engineering. 2ed. New York: Wiley.

ANSYS, 2016. ANSYS v. 16 User's Manual. Houston: Swanson Analysis System Inc.

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2014. NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento. Rio de Janeiro

British Standard Institute, 2000. BS 6349-1: Maritime structures – Part 1: Code of practice for general. London.

British Standard Institute, 2004. BS 6349-4: Maritime structures – Part 4: Part 4: Code of practice for design of fendering and mooring systems. London.

Harr, M. E., 1987. Reliability-based design in civil engineering. McGraw-Hill, New York.

Haldar, A., 2006. Recent developments in reliability-based civil engineering. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd.

JCSS – Joint Committee on Structural Safety, 2001. Probabilistic Model Code.

Liebherr, 2016. Technical Description Ship to Shore Gantry Cranes. <http://www.liebherr.com/>.

Martha, L. F., 2010. Análise de estruturas: conceitos e métodos básicos. Rio de Janeiro: Editora Elsevier.

Mason, J., 1981. Obras Portuárias. Rio de Janeiro: Campus.

Nowak, A. S., Collins, K.R., 2000. Reliability of structures. USA: The McGraw-Hill Companies.

PIANC – World Association for Waterborne Transport Infrastructure, 2002. Guidelines for the Design of Fenders.

TECON – Terminal de Contêineres do Porto do Rio Grande. Projeto estrutural do cais do TECON Rio Grande.

Terex, 2010. Mobile Harbour Crane Catalogue. <http://www.terexcranes.com>.

Thoresen, C. A., 2014. Port's Design Handbook. 3ed. London: ICE Publishing.

Tsinker, G., 1997. Handbook of Port and Harbor Engineering: geotechnical and structural aspects. New York : Chapman & Hall.

Tsinker, G., 2004. Port Engineering: Planning, construction, maintenance and security. New Jersey: John Wiley & Sons.

Zienkiewicz, O. C., Taylor, R.L., 2000. The finite element method - Volume 1: The basis. 5ed. Oxford: Butterworth-Heinemann

8. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE COLUNAS EM TUBOS PERFURADOS SUBMETIDOS À FLAMBAGEM ELÁSTICA ATRAVÉS DO MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL

João Paulo Silva Lima[1], André Pereira Ramos[2], Bolívar Zanella Ribeiro[3], Elizaldo Domingues dos Santos[4], Luiz Alberto Oliveira Rocha[5], Mauro de Vasconcellos Real [6], Liércio André Isoldi[7].

[1,2,3,4] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Av. Itália, km 8, Bairro Carreiros, CEP 96.201-900, Rio Grande, RS, Brasil
[1] joaop_1005@hotmail.com
[2] andreramos2209@gmail.com
[3] b.zanella108@gmail.com
[4] elisaldosantos@furg.br
[5] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
R. Sarmento Leite, 425 - 2º Andar, CEP 90.050-170, Porto Alegre, Brasil
luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[6,7] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Av. Itália, km 8, Bairro Carreiros, CEP 96.201-900, Rio Grande, RS, Brasil
[6] mauroreal@furg.br
[7] liercioisoldi@furg.br

RESUMO

Os tubos metálicos estruturais são componentes empregados nas obras de engenharia devido à sua eficiente vida útil e facilidade de utilização. Quando são esbeltos, os tubos podem sofrer o fenômeno de flambagem. Submetidos à presença de perfurações, apenas análises experimentais ou numéricas podem ser empregadas para obter o valor da carga crítica de flambagem elástica. Assim, desenvolveu-se um modelo computacional no software ANSYS, baseando no Método dos Elementos Finitos (MEF) para a análise da influência de perfurações no comportamento mecânico da peça. Além disso, empregou-se o Método Design Construtal para determinar geometrias que possam avaliar a presença de perfurações no tubo, além da influência da variação geométrica dos furos, retangulares, circulares e hexagonais, na carga crítica de flambagem. Sendo assim, o trabalho objetiva determinar a geometria ótima para as perfurações inseridas nos tubos, considerando o parâmetro ϕ dado como o volume removido e o volume total da coluna igual a 0,05; 0,10; 0,15 e 0,20, com um grau de liberdade variando a forma geométrica do furo. Por fim, o estudo mostrou que a relação de volume retirado e a carga crítica de flambagem são inversamente proporcionais, onde se teve uma geometria ótima para todos os valores de ϕ, prevalecendo a geometria retangular em todas as variações volumétricas.

1. INTRODUÇÃO

Estruturas de aço cada vez mais estão ganhando espaço nas construções, uma vez que sua aplicação se adequa facilmente aos moldes arquitetônicos e ao ambiente. Além do mais, as estruturas metálicas possuem uma fácil aplicação e uma eficiente vida útil, pois não se deformam ou diminuem ao longo do tempo, quando comparada ao concreto armado, tornando-se mais desejável para ser utilizado na construção (Abed et al, 2015).

Segundo Dhanalakshrni e Shanmugam (2000), a aplicabilidade de colunas de paredes finas em aço pode ser muito melhorada, efetuando perfurações simples e múltiplas no corpo de vigas e colunas. Essas perfurações são utilizadas na redução de peso e material, facilitar o acesso a serviços e inspeções, passagem de cabos elétricos e tubulações, além de atender a requisitos estéticos. Para a realização da análise estrutural dos tubos perfurados é preciso levar em conta o efeito de enfraquecimento da estabilidade local sobre a força da seção de aço, a qual se torna altamente complexa, devido à sua dependência da forma da seção transversal, material e da geometria do mesmo, fazendo com que os efeitos de perfurações influenciem no seu comportamento mecânico.

Quando uma peça vertical é sujeita à compressão centrada, a mesma é denominada coluna. Sendo submetida ao esforço de compressão, a peça apresenta susceptibilidade a encurvar-se ao atingir a força crítica. A esse fenômeno denomina-se flambagem, que se caracteriza como um modo de falha que se observa em membros de compressão devido principalmente a instabilidade estrutural. A carga crítica sofrida, depende principalmente da esbeltez do membro a ser analisado. Para os membros sob ação da compressão, uma carga maior flambagem acarreta a um maior modo de instabilidade deformado, podendo ocorrer falha do material, no momento em que a carga de compressão ultrapassa a tensão de escoamento do aço a ser utilizado (Pfeil, 2012; Abed et al, 2015).

De acordo com Bejan e Lorente (2006) a melhoria da configuração de sistemas para alcançar um melhor desempenho é o ponto ideal da engenharia. Fazendo com que o conhecimento técnico e científico, quando combinado com a prática e a experiência sejam referência à projetos de sistemas artificiais para determinado fim. Atualmente, com o advento das ferramentas computacionais, é possível simular e avaliar diferentes arquiteturas de fluxos em diferentes graus de liberdade.

A aplicação da Teoria Construtal ainda não é muito explorada na área de mecânica dos sólidos, visto que a mesma já se encontra disseminada em análises de problemas de mecânica dos fluidos e de transferência de calor. Porém, de acordo com Lorente et al (2010), existe uma analogia completa entre a configuração de calor e de fluxo de um fluido com a configuração do fluxo de tensões. Dessa forma é possível considerar as estruturas sólidas sob esforços mecânicos como sistemas configurados de modo a facilitar o fluxo de tensões. Tornando esta aplicação uma ferramenta útil ao se determinar geometrias ótimas em uma determinada situação.

Existem estudos já realizados sobre elementos perfurados sob compressão axial, os quais serviram para avaliar a influência da presença de perfurações na carga crítica de flambagem em tubos estruturais. Dentre eles podemos citar. Shanmugam e Dhanalakshmi (2001), Moen e Schafer (2008), Silva (2011), Rocha et al. (2013) e Correia et al. (2013) e Alonso et al. (2014). Esses últimos avaliaram numericamente a influência da retirada de volume de uma coluna em sua carga crítica de flambagem. Para isso, perfurações circulares, distribuídas em diferentes arranjos foram consideradas e realizadas na alma do perfil tipo I.

Sendo assim, o presente trabalho tem como objetivo realizar a otimização geométrica de tubos estruturais perfurados submetidos à flambagem elástica. O método Design Construtal será empregado para propor as configurações geométricas possíveis, que serão simuladas numericamente através do MEF no software ANSYS. Assim a técnica de otimização geométrica usada será o método de busca exaustiva, realizando uma comparação do comportamento mecânico entre todas as configurações geométricas propostas. A função objetivo consiste em maximizar a carga crítica de flambagem.

2. FLAMBAGEM DE COLUNAS

Segundo Gere (2003) a flambagem pode ser analisada observando o comportamento de estabilidade de uma coluna esbelta com extremidades apoiadas em pinos conforme a Fig. 1. A coluna é carregada por uma força vertical P que é aplicada através do centroide da seção transversal da extremidade. A coluna é perfeitamente reta de comprimento L e momento de inércia I (referente ao menor em valor) e feita de uma material elástico com modulo de elasticidade E e coeficiente de Poisson v. A carga aplicada gera um momento fletor interno M e uma deflexão na seção transversal υ.

De acordo com Gere (2003), o carregamento crítico correspondente à forma defletida para uma coluna (Fig. 1a) é determinado utilizando uma das equações diferenciais da curva de deflexão de uma viga, pois a coluna flambada flete como se fosse uma viga (Fig. 1b). Sendo assim, o momento fletor para uma coluna flambada é dada por:

$$EI\upsilon'' = M \tag{1}$$

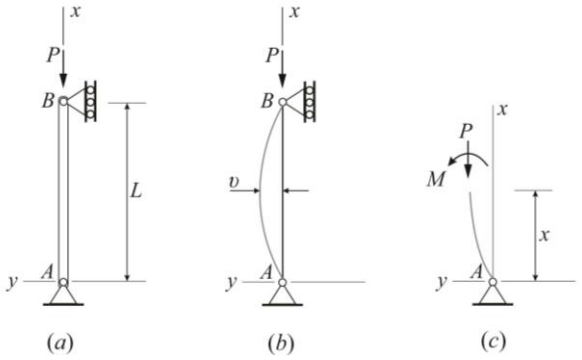


Figura 1. Coluna com extremidades apoiadas em pinos: (a) Coluna ideal, (b) forma em flambagem, (c) Força axial *P* e momento fletor *M* agindo na seção transversal. (Fonte: Gere, 2003).

O momento fletor M a uma distância x a partir da extremidade A da coluna flambada é ilustrado na Fig.1c. Como não existem forças horizontais presentes nos apoios, não há forças de cisalhamento na coluna. Por isso, do equilíbrio de momentos em relação a *A* se tem:

$$M + P\upsilon = 0 \tag{2}$$

onde υ é a deflexão na seção transversal.

A equação diferencial para a curva de deflexão da Eq. (1) agora se torna:

$$EI\frac{d^2\upsilon}{dx^2} = -P\upsilon \tag{3}$$

Resolvendo essa equação diferencial linear homogênea de segunda ordem, pode-se determinar o carregamento crítico e o perfil defletido da coluna flambada.

Por conveniência, escrevendo a solução geral da equação diferencial (Eq. (3)), introduz-se a notação:

$$k = \sqrt{\frac{P}{EI}} \tag{4}$$

em que *k* é sempre tomado como uma quantidade positiva. Dessa forma a Eq. 3 pode ser reescrita como

$$\frac{d^2\upsilon}{dx^2} + k^2\upsilon = 0 \tag{5}$$

A solução analítica de uma equação diferencial linear, de segunda ordem, homogênea e com coeficientes constantes é bem conhecida e pode ser escrita na forma:

$$\upsilon = C_1 \sin kx + C_2 \cos kx \tag{6}$$

em que C_1 e C_2 são constantes de integração determinadas pelas condições de contorno nas extremidades da coluna, isto é, a deflexão é zero quando $x = 0$ e $x = L$.

$$\upsilon(0) = 0 \text{ ou } \upsilon(L) = 0 \tag{7}$$

A primeira condição fornece $C_2 = 0$, e por isso:

$$\upsilon = C_1 senkx \tag{8}$$

A segunda condição fornece:

$$C_1 \sin kL = 0 \tag{9}$$

Sendo assim, conclui-se que $C_1 = 0$ ou $\sin(kL) = 0$.

Por ser constante $C_1 = 0$, a deflexão υ também será nula, mantendo a coluna reta. Além do mais, nota-se que a Eq. (9) será satisfeita para qualquer valor de *kL*, consequentemente, o carregamento axial *P* poderá ser qualquer valor.

A segunda possibilidade para satisfazer a Eq. (9) é dada pela seguinte equação, conhecida como equação de flambagem:

$$\sin kL = 0 \tag{10}$$

Ela é satisfeita quando $kL = 0, \pi, 2\pi, \ldots$. Porém, quando $kL = 0$, tem-se $P = 0$, logo essa solução não interessa. Sendo assim, considera-se:

$$kL = n\pi \quad n = 1,2,3... \tag{11}$$

Essa equação apresenta valores de *P* os quais satisfazem a equação de flambagem e fornece soluções para a equação diferencial. O menor carregamento crítico para uma coluna com extremidades apoiadas por pinos é obtido quando $n = 1$:

$$P = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \tag{12}$$

3. MODELAGEM COMPUTACIONAL

De acordo Manrique (1989), métodos numéricos são altamente empregados em análises estruturais. Especificamente se tratando de soluções da grande maioria dos problemas de painéis sob esforços mecânicos, as mesmas são praticamente impossíveis de se resolver quando se tenta por meio da aplicação das equações diferenciais da teoria da elasticidade. Para a análise desses problemas, segundo Maki (1968) se procura outros métodos de solução. Um destes métodos tem sido designado no Método dos Elementos Finitos (MEF), o qual resulta soluções aproximadas para esses problemas.

O Método dos Elementos Finitos baseia-se na decomposição do domínio de integração em um número finito de subdomínios (elementos finitos) transformando o meio contínuo em discreto. A divisão de domínio é nomeada de rede de elementos finitos, onde os pontos de intersecção das linhas dos elementos são denominados nós. Apesar de cada elemento ter o comportamento arbitrado de forma aproximada, a malha dos elementos se comporta de forma semelhante ao contínuo original. Além disso, no modelo de deslocamentos presente no MEF, um campo de deslocamentos nodais é arbitrado, fazendo com que a interação de componentes de tensão entre elementos adjacentes seja substituída pela interação de forças nodais entre os elementos. Sendo assim, o equilíbrio infinitesimal considerado no modelo matemático do meio contínuo é substituído pelo equilíbrio presente em cada elemento finito, trocando-se as equações diferenciais de equilíbrio por equações algébricas do elemento como um todo (Assan, 2003; Soriano, 2003). A teoria básica envolvendo o método dos elementos finitos é bastante difundida, podendo ser encontrada facilmente na literatura como Zienkiewcz (1971), Gallagher (1975) e Przemieniecki (2009).

O software ANSYS, que é baseado no MEF, foi empregado no desenvolvimento dessa pesquisa. Como o estudo é relacionado a tubos estruturais de paredes finas, optou-se pelo uso do elemento SHELL93 (Fig. 2), que é um elemento do tipo casca estrutural 2D.

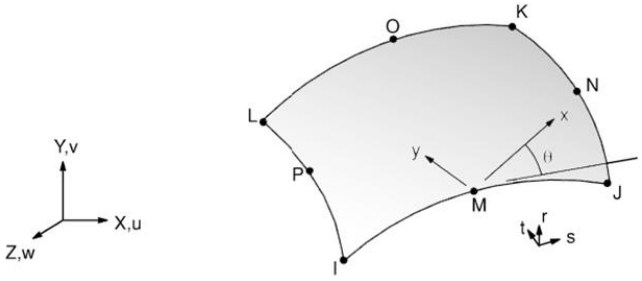


Figura 2. Elemento finito SHELL93 (Fonte: Kohnke, 1999).

De acordo com Kohnke (1999), o elemento SHELL93 é um elemento finito do tipo casca de caráter isoparamétrico. Cada um de seus oito nós possui seis graus de liberdade, sendo três translações nas direções *x*, *y* e *z*, além de três rotações também em torno desses eixos.

Caracterizado como um elemento finito 2D, é considerado de caráter tridimensional devido à sua não restrição ao plano *x*-*y*, podendo ser empregado em qualquer posição do espaço tridimensional, além de ser deformável na direção

fora de seu plano. Os elementos finitos tipo casca são usados para modelar componentes estruturais que possuem espessura pequena. Podem ser carregados em seu plano (carregamentos de membrana) bem como fora de seu plano por momentos fletores e/ou torsores. Além disso, o elemento finito SHELL93 pode considerar grandes deslocamentos e plasticidade (Dufour, 2003; Ross, 2011).

A necessidade de uma grande acuracidade no resultado e a qualidade da malha a ser trabalhada são fatores preponderantes que possibilitam a diferenciação dos valores aceitáveis para os desprezíveis. Para a verificação da malha a ser adotada considerou-se um tubo perfurado, onde se adotou elementos regulares do tamanho de 11,45 mm, definido a partir de um teste de convergência de malha.

De acordo com Madenci e Guven (2006), para a análise numérica de flambagem elástica foi adotada a análise elástica de autovalores. A solução de equações algébricas homogêneas foram utilizadas para analisar as equações de equilíbrio por elementos finitos para esse tipo de análise. O autovalor mais baixo corresponde à carga crítica de flambagem e o autovetor a ele associado representa o primeiro modo de flambagem.

3.1 Análise linear de flambagem

De acordo com Madenci e Guven (2006), para a análise numérica de flambagem foi adotado o método elástico de autovalores. A solução de equações algébricas homogêneas foi utilizada para analisar as equações de equilíbrio por elementos finitos para esse tipo de análise. O autovalor mais baixo corresponde à carga crítica de flambagem e o autovetor a ele associado representa o primeiro modo de flambagem.

Para essa formulação, segundo Przemieniecki (2009), são considerados tanto os termos lineares como os não-lineares. Assim, tem-se a matriz de rigidez total [K], que é obtida pela soma da matriz de rigidez convencional para pequenas deformações, [K_E], com a matriz de rigidez geométrica [K_G]. A matriz [K_G] além da geometria, depende também do esforço normal de compressão existente no início do carregamento, {P_0}. Sendo assim, o tubo irá possuir um deslocamento total {U} associado a um nível de carga {P_0} que é dado por:

$$\{U\} = [[K_E] + \lambda [K_G]]^{-1} \lambda \{P_0\} \tag{13}$$

onde λ é um escalar.

Na análise de flambagem, o tubo tem um grande crescimento nos deslocamentos sem crescimento da carga. Matematicamente é possível determinar a matriz inversa de forma que, os deslocamentos {U} tendem a infinito quando:

$$\det[[K_E] + \lambda [K_G]] = 0 \tag{14}$$

A Eq. (14) representa um problema de autovalores, que ao ser resolvido gera o menor autovalor, λ_1, que corresponde à carga crítica $\{P_{cr}\} = \lambda_1\{P_0\}$ ocorrendo flambagem. Além disso, o vetor de deslocamento associado {U} define o modo de flambagem. O problema de autovalores é resolvido usando o método numérico de Lanczos.

3.2 Domínio Computacional

Para o referente estudo foi escolhido um tubo estrutural de caráter comercial. Optou-se por um perfil de aço comercializado pela empresa Vallourec, de caráter retangular cujas características do modelo e do material do mesmo são mostradas na Fig. 3 e Tab. 1.

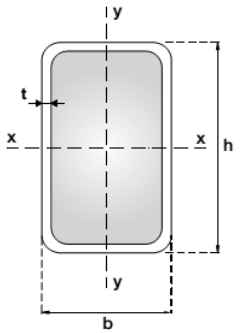


Figura 3. Perfil transversal do tubo estrutural adotado.

Tabela 1. Características da geometria e do material do tubo estrutural adotado.

Características	Perfil
E (GPa)	210
v	0.3
h (mm)	280
b (mm)	240
L (mm)	6000
t (mm)	12.5
A (mm^2)	12200
Ixx (mm^4)	12900x10^4
Iyy (mm^4)	10190x10^4

onde h é a largura, b a altura da seção transversal retangular, L o comprimento, t sua espessura, A é á área de seção transversal do tubo estrutural e I_{xx} e I_{yy} são os momentos de inércia de área, nas direções x e y, respectivamente.

Foi considerada uma viga engastada em uma extremidade e livre na outra. Portanto, segundo Hibbeler (2010), uma coluna engastada na base e livre no topo suportará apenas um quarto da carga crítica que pode ser aplicada a uma coluna apoiada por pinos em ambas às extremidades. Dessa forma, a curva de deflexão é metade da curva para uma coluna acoplada com pinos. Sendo assim, o comprimento efetivo entre os pontos de momento nulo é $L_e = 2L$.

Por fim, será aplicada na extremidade livre da coluna (em $z = L$) uma carga de compressão unitária (1 N) para a solução numérica por autovalores. Além disso, a condição de contorno aplicada para todos os nós que estão situados na extremidade fixa da coluna (em $z = 0$) impõe que suas translações e rotações são nulas, representando um engaste.

3.3 Verificação do modelo computacional

A partir do teste de independência da malha tem-se a análise numérica para a coluna inicialmente sem furos para qual obteve-se uma carga crítica no valor de P_{cr} = 1494,38 kN. Utilizando a Eq. 13 obteve-se uma carga crítica analítica P_{cr} = 1466,66 kN. Analisando os dois resultados, pode-se perceber uma diferença percentual de 1,88% entre o modelo numérico e a solução analítica. Esse valor satisfaz a verificação do modelo computacional. O estado flambado para o tubo inicialmente sem furos é apresentado na Fig. 4.

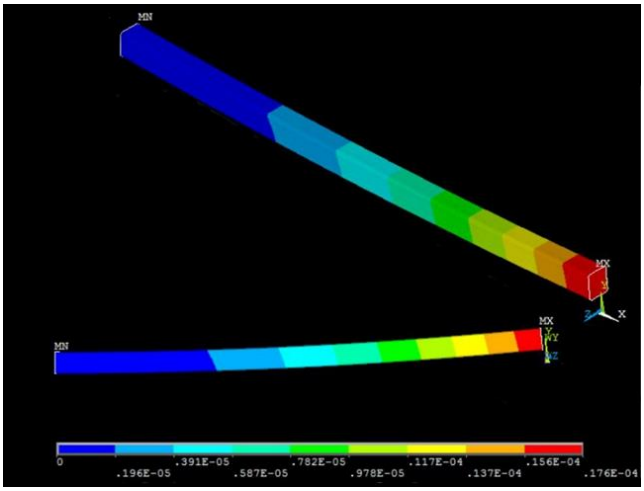


Figura 4. Estado flambado do tubo inicialmente sem furo.

4. O MÉTODO DESIGN CONSTRUTAL

A melhoria da configuração nos sistemas para que se tenha um melhor desempenho é o principal objetivo na engenharia. Antigamente, o conhecimento técnico- científico combinado com a prática e intuição orientou os engenheiros na concepção dos sistemas de engenharia para fins específicos. Porém, a crescente presença das ferramentas computacionais nas pesquisas tem permitido a simulação e avaliação de geometrias com diversos graus de liberdade, ou seja, geometrias com configurações geométricas mais complexas (Bejan e Lorente, 2006).

Existe um princípio, que de acordo com Bejan e Lorente (2006) resume observações comuns que se um sistema de fluxo possui liberdade suficiente para alterar a sua configuração, em seguida, o sistema exibe configurações que permitem, progressivamente, melhores vias de acesso para as correntes que nele fluem. Este princípio foi formulado em 1996 como a Lei Construtal da geração de configuração de fluxo e evolução, de forma que para um sistema de fluxo persistir no tempo, o mesmo deve evoluir de tal modo que proporcione o acesso mais fácil para as correntes que fluem através dele. Estes estudos têm uma importância significativa, sendo o ponto de partida para a ampliação e aplicação da Teoria Construtal a problemas de engenharia e outros ramos da ciência (Bejan e Lorente, 2008). Além disso, a Teria Construtal tem sido também utilizada para explicar a geração determinística de formas na natureza (Bejan, 2000).

De acordo com Bejan (2000), as questões relacionadas à geometria são o foco das lições que envolvem a Teoria Construtal. Além de que, o princípio é o mesmo em engenharia e na natureza: a otimização dos sistemas de fluxo sujeitos a restrições geram a forma e a estrutura (Bejan, 2000).

Reis (2006) afirma que a Teoria Construtal conseguiu atrair muitos educadores e pesquisadores de diversas áreas (engenharia, física, biologia, sociologia, dentre outras), que juntos possuem uma nova direção, que consiste em aplicar a Lei Construtal para uma melhor engenharia, além de uma melhor organização de movimentação e conexão de pessoas, produtos e informações. Essa finalidade é denominada Método Design Construtal, que através dele, se obtém não só as melhores condições de geometria, mas também melhores estratégias, como rapidez, custo, direção, confiabilidade, para gerar a geometria que está se necessitando.

Sendo assim, o Método Design Construtal é aplicado na análise proposta de colunas perfuradas sob compressão axial, com a finalidade de se obter um arranjo geométrico, permitindo encontrar uma geometria que apresente o melhor comportamento. Definiu-se então, o parâmetro fração de volume (ϕ), correspondente à porcentagem de volume de material retirado (V_0) do volume total (V) de material tubo estrutural o qual será transformado em perfurações. Os furos presentes no tubo sofrem variações, que são acarretadas devido à mudança de formas geométricas dos mesmos. O parâmetro ϕ varia à medida em que se altera a forma das perfurações, as quais serão dos tipos circular, retangular e hexagonal. A fração de volume para os furos circular, retangular e hexagonal é dada respectivamente por:

$$\phi_{cir} = \frac{V_0}{V} = \frac{Nt\pi d^2}{4AL} \tag{15}$$

$$\phi_{ret} = \frac{V_0}{V} = \frac{NtH_0B_0}{AL} \tag{16}$$

$$\phi_{hex} = \frac{V_0}{V} = \frac{Nt3l^2\sqrt{3}}{2AL} \tag{17}$$

onde d é o diâmetro dos furos circulares, H_0 e B_0 são as dimensões características do furo retangular, l o lado do hexágono, N é o número de furos, e t, A e L são, respectivamente, a espessura, a área de seção transversal e o comprimento do tubo estrutural, cujos valores são encontrados na Tab. 1.

Neste estudo foram feitas quatro diferentes análises para a fração de volume de forma que se tenham frações de volume ϕ = 0,05; 0,10; 0,15 e 0,20, conforme Fig. 5.

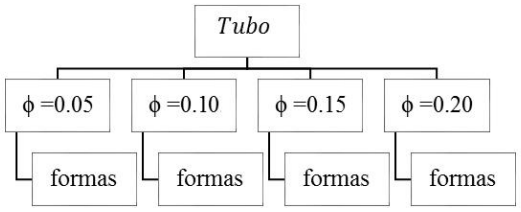


Figura 5. Fluxograma ilustrativo do processo de otimização.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Através das Eq. 15, 16 e 17, para cada valor de ϕ, foram realizadas 38 perfurações equidistantes, conforme é esquematizado na Fig. 7. É importante destacar ainda que foi respeitado um espaçamento mínimo de 30 mm entre furos e entre as arestas dos furos e as arestas dos perfis. Além disso, a primeira perfuração (próxima ao engaste) e a última perfuração (próxima à extremidade livre) foram posicionadas considerando o princípio de Saint-Venant.

Como o objetivo da análise é verificar o quão varia a carga crítica perante as perfurações, os valores obtidos numericamente para carga crítica de flambagem foram divididos pela carga crítica numérica da coluna sem perfurações, definindo dessa forma uma carga crítica adimensional (P_{crN}).

A Fig. 6 mostra como ocorreu a variação da carga crítica adimensional de flambagem, variando o grau de liberdade referente à cada forma geométrica dos furos (o diâmetro d para furos circulares, H_0 e B_0 para furos retangulares e l para os furos hexagonais), juntamente à variação da fração de volume proposta.

Através da Fig. 6 é possível perceber que, à medida que se aumenta o valor da fração volumétrica ϕ, como esperado, os valores para a carga crítica de flambagem P_{crN} diminuem. Essa redução, para todas as formas geométricas possuem caráter linear.

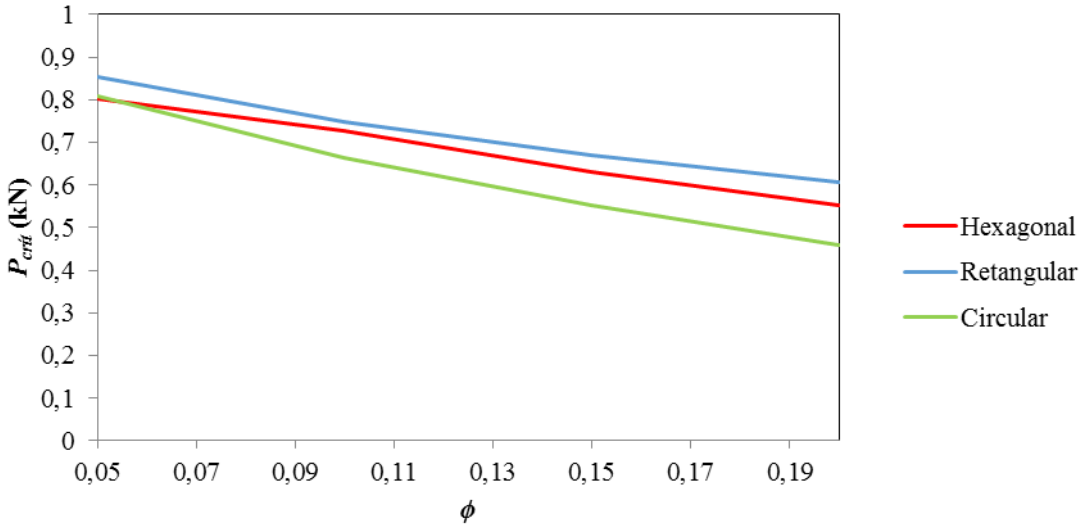


Figura 6. Efeito da variação da geometria sobre a variação volumétrica do tubo.

Ainda avaliando a Fig. 6 percebe-se que a aplicação método Design Construtal foi satisfatória, uma vez que, a determinação da geometria ótima foi possível de ser realizada. Dentre todos os casos analisados, as perfurações retangulares, para todas as frações volumétricas retiradas, foram as que apresentaram o melhor desemprenho, sendo que o destaque vai para a situação em perfurações retangulares para a fração volumétrica ϕ = 0,05, cuja P_{crN} = 0,853.

Ainda analisando as curvas presentes no gráfico da Fig. 6, percebe-se uma grande semelhança entre os valores de carga crítica entre os valores dos furos retangulares e hexagonais, analisando o mesmo valor de ϕ. Além disso, apesar de tratar de um furo próximo e semelhante ao furo circular geometricamente, o furo hexagonal, percebe-se que para todos os casos, exceto para ϕ = 0,05, os furos circulares apresentaram um pior desempenho, quando comparados aos demais furos de diferentes formas. À medida em que se aumenta a fração de volume a ser transformado em furos, mais esse fenômeno é perceptível.

O melhor desempenho dos furos hexagonais e retangulares pode ser explicado pela própria geometria desses furos, a qual contém a presença de cantos vivos e arestas, tanto perpendiculares nos casos de furos retangulares, quanto arestas formando ângulos agudos entre si nos furos hexagonais. Segundo Agustinho (2009), as tensões se concentram com maior intensidade em cantos vivos, quando comparadas a furos circulares. Este fato evidencia a aplicação dos princípios da Teoria Construtal, evidenciando a importância do Design Constructal para a determinação de uma geometria que maximize a carga crítica das colunas perfuradas.

Através da Fig. 6, é possível observar que para os valores ϕ = 0,05, 0,10, 0,15 e 0,20, a carga crítica teve, respectivamente, uma melhoria para as geometrias circular, retangular e hexagonal de respectivamente 76,20%, 40,76%, 45,68%, quando comparada com a carga crítica da pior geometria. Comparando para cada valor de ϕ, teve uma melhoria de 6,27%, 12,30%, 20,92% e 32,17% respectivamente para ϕ =0,05, 0,10, 0,15 e 0,20. A seguir, na Fig. 7 é apresentada graficamente a situação flambada para o melhor caso de cada geometria analisada, ambos para

ϕ = 0,05. Posteriormente, na Fig. 8 é apresentado o caso flambado para a situação com pior desempenho, que se refere à flambagem do tubo com perfurações circulares analisado com fração volumétrica de ϕ = 0,20.

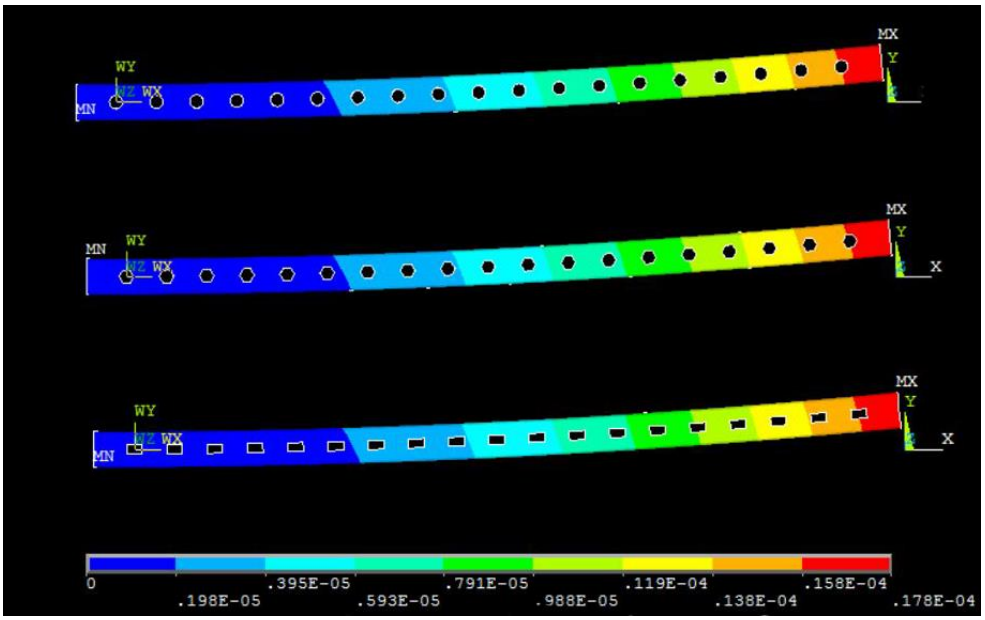


Figura 7. Melhor situação flambada para (a) tubo circular, (b) hexagonal, (c) retangular.

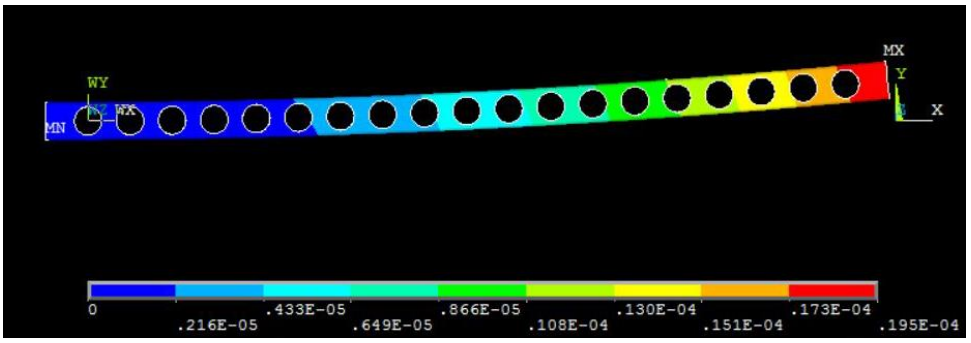


Figura 8. Situação mais crítica dos casos estudados.

6. CONCLUSÕES

Com o objetivo de determinar a geometria ótima para uma coluna perfurada, em diferentes situações de fração de volume e geometria de perfurações, tal estudo conseguiu atender as expectativas esperadas.

As análises numéricas feitas através do modelo computacional utilizando o software Ansys, permitiram verificar que como já era esperado, tais perfurações aplicadas no tubo estrutural reduziriam a carga crítica dos mesmos. Porém, a novidade apresentada se encontra no método escolhido, mostrando que, é possível empregar o Design Construtal para estudos de otimização geométrica de peças estruturais atuando sobre eforços mecânicos, uma vez que, para tal estudo foi possível determinar que a geometria retangular seria a escolha ideal para a situação proposta.

Sendo assim, a melhoria evidente de 76,20%, 40,76%, 45,68% entre as geometrias circular, retangular e hexagonal, respectivamente justifica o uso do Método Design Construtal na análise de tubos estruturais perfurados sob esforços de flambagem.

Além disso, a análise do furo hexagonal permite verificar que o mesmo é muito próximo e semelhante ao furo circular, porém apresenta um melhor desempenho ao se analisar o tubo perfurado sob compressão axial. Sendo assim, se enfatiza sua vasta aplicação em componentes estruturais como vigas e colunas. Logo, tem-se como proposta a utilização de furos com a presença de cantos vivos para este determinado fim.

Por fim, esse estudo serve como ponto de partida a trabalhos futuros, podendo estes ser análises de diferentes valores de frações volumétricas, diferentes números e posições de perfurações, além de analisar outras geometrias que sirvam de comparação às geometrias abordadas.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Agustinho, S. R., 2009. "Análise da influência de furos horizontais em vigas de concreto armado". Trabalho de conclusão de graduação em Engenharia Civil, Universidade do Extremo Sul Catarinense.

ANSYS, 2005. User's manual (version 10.0). Swanson Analysis System Inc, Houston.

Abed, Farid H.; Megahed, Mai; Al-Rahmani, Abdulla., 2015. On the improvement of buckling of pretwisted universal steel columns. Sharjah, UAE.

Assan, A.E., 2003. Método dos Elementos Finitos: Primeiros Passos, Ed. Unicamp, Campinas, 298 p.

Bejan, A., 2000. Shape and structure, from engineering to nature. Cambridge University Press, Cambridge.

Bejan, A., Lorente, S., 2006. The Constructal Law (La Loi Constructale). International Journal of Heat and Mass Transfer,vol. 49, pp. 445-445.

Bejan, A., Lorente, S., 2008. Design with Constructal Theory. Wiley, Hoboken.

Dhanalakshmi, M.; Shanmugam, N. E., 2000. Stub column tests on cold-formed steel angle sections. International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. Paper 4. Missouri.

Dufour, P., 2003. "Picking an Element Type for Structural Analysis". Belcan Engineering Group, Inc., p. 5.

Gallagher, R.H., 1975. Finite Element Analysis: Fundamentals. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J.

Gere, J. M., 2003. Mecânica dos materiais. São Paulo: Thomson.

Helbig, D.; Rocha, L. A. O.; Da Silva, C. C. C.; Dos Santos, E. D.; Real, M. V.; Isoldi, L. A., 2014. "Numerical Simulation and Constructal Design Method Applied to the Study of the Cutouts Shape Influence in the Mechanical Behavior of Perforated Plates Subjected to Buckling". XXXV CILAMCE. Fortaleza.

Hibbeler, R. C., 2010. Resistência dos materiais. Tradução Arlete Simile Marques. Revisão técnica Sebastião Simões da Cunha Jr. 7. Ed. São Paulo: Pearson Prentice Hall.

Kohnke, P., 1999. ANSYS Theory Reference - Release 5.6. ANSYS, Inc., 11th Ed., pp. 1286.

Lorente, S.; Lee, J.; Bejan, A., 2010. The ''flow of stresses" concept: The analogy between mechanical strength and heat convection. International Journal of Heat and Mass Transfer.

Maki, A. C., 1968. Finite Element Techniques for Orthotropic Plane Stress and Orthotropic Plate Analysis. U.S. Forest Service, Research Paper, p. 87, Madson.

Manrique, L. J. C., 1989. "Colapso de painéis planos enrijecidos". Dissertação de conclusão de Mestrado em Engenharia Ocêanica, Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Madenci, E.; Guven, I., 2006. The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS. Ed. Springer.

Pfeil, W.; Pfeil, M., 2012. Estruturas de aço: dimensionamento prático. 8ª. ed. Rio de Janeiro: LTC.

Przemieniecki, J. S., 1985. Theory of Matrix Structural Analysis. Ed. Dover Publications.

Reis, A. H., 2006. "Constructal theory: from engineering to physics, and how systems flow develop shape and structure". Applied Mechanics Reviews, v. 59, p. 269-281.

Ross, C. T. F., 2011. Pressure Vessels: External Pressure Technology. 2ª Ed., Woodhead Publishing, Padstow, Cornwall, UK.

Soriano, H.L., 2003. Método dos Elementos Finitos em Análise de estruturas, Edusp, São Paulo, 298 p.

Tubos de aço: Vallourec., 2015. Disponível em: http://www.vallourec.com/countries/brazil/pt/media/catalogues/paginas/default.aspx/. acesso em: 10 de dezembro de 2015.

Zienkiewicz, O.C., 1971. The finite Element Method in Engineering Science. 2ª ed. McGraw- Hill, London.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO e WORKSHOP em ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, 23 a 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE E APLICAÇÃO DO DESIGN CONSTRUTAL PARA AVALIAÇÃO GEOMÉTRICA DE SÍTIOS DE CONVERSÃO DE ENERGIA NA PLATAFORMA CONTINENTAL SUL DO BRASIL

Régis Lucas Timm[1], Phelype Haron Oleinik[2], Wiliam Correa Marques[1], Elizaldo Domingues dos Santos[3]

[1]Universidade Federal do Rio Grande
Instituto de Matemática, Estatística e Física
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: restim@live.com
e-mail: wilian_marques@yahoo.com.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Graduando no Programa de Engenharia Civil, Costeira e Portuária
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail:phe.h.o1@gmail.com
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: elizaldodossantos@gmail.com

RESUMO

As necessidades energéticas do homem estão em constante evolução. Vivemos em um planeta onde a mudança do estilo de vida da população é constante e a nossa dependência pela energia é cada vez maior. Sendo assim, a busca por fontes de energias limpas e renováveis que tenham baixo impacto ambiental é incansável. Dentro da diversificação de fontes de recursos energéticos renováveis os oceanos surgem como uma das opções a serem estudadas. O presente estudo apresenta, através de Modelagem Numérica, a implantação de um sítio de conversores na Plataforma Continental Sul do Brasil de forma que utiliza o método de Design Construtal no auxílio da configuração da matriz de turbinas dentro do sítio. Ao final do estudo foram obtidos valores médios de conversão de energia nas 3 turbinas e a média total do sítio, também foi analisado o comportamento de cada conversor no período simulado e feita uma comparação entre eles, considerando a quantidade de energia convertida e o período em que cada conversor teve seu pico máximo de conversão.
Keywords: *Energia renovável, Modelagem numérica, Conversão de energia, Design Construtal, Configuração de sítios de conversão.*

1. INTRODUÇÃO

As necessidades energéticas do homem estão em constante evolução. Vivemos em um planeta onde a mudança do estilo de vida da população é constante e a nossa dependência pela energia é cada vez maior. Sendo assim, a busca por fontes de energias limpas e renováveis que tenham baixo impacto ambiental é incansável.

Atualmente as grandes potências mundiais mantêm fortes investimentos na busca de energias renováveis, mas não conseguem se tornar totalmente independentes das fontes de combustíveis fósseis. Os países vêm investindo na diversificação das fontes de energia como meio de ampliação da sua matriz energética. Dentro da diversificação de fontes de recursos energéticos renováveis os oceanos surgem como uma das opções a serem estudadas. Opção que traz consigo uma grande variedade de sub fontes: energia das ondas, energia das marés, energia de correntes de marés, energia de correntes oceânicas, energia térmica dos oceanos e gradientes de salinidade.

(Piola et al., 2008), mostraram que a região da Plataforma Continental do Sul do Brasil (PCSB) apresenta uma alta dinâmica devido ao encontro de várias massas de água, tanto de origem tropical, quanto de origem subantártica, além de um grande aporte continental que geram assim fortes gradientes termoalinos. Tem sua circulação influenciada principalmente pelo Rio da Prata, por ventos bidirecionais de Nordeste - Sudoeste e pela corrente de contorno oeste que fluem pela quebra da plataforma, além de apresentar uma forte diferença sazonal devido a mudanças do vento.

Na PCSB foram realizados estudos sobre a influência da instalação de turbinas hidrocinéticas nesta área, identificando quais seriam as possíveis alterações nos processos naturais hidrodinâmicos e morfodinâmicos (Marques et al., 2012). Os resultados mostraram que o local tem grande possibilidade de uso para conversão de energia através das correntes costeiras, chegando a um valor integrado médio anual de aproximadamente $5\ \mathrm{GW.Ano^{-1}}$, com a utilização de 6 conversores axiais.

Em um estudo mais aprofundado (Kirinus et al., 2012), demonstraram que existem duas regiões na PCSB, localizada entre $28\ ^{\circ}S$ e $35\ ^{\circ}S$ com bom potencial energético, sendo a melhor região localizada no entorno do Farol da Conceição, distante $11\ \mathrm{km}$ da costa com profundidade de $18\ \mathrm{m}$. Nesta região, a produção média de energia pode alcançar $40\ \mathrm{MW.h}$ e ainda valores integrados de $13\ \mathrm{GWh.ano^{-1}}$.

Em um trabalho mais recente (Pezzato et al., 2015) demonstraram qual seria o melhor posicionamento em relação a costa, de um sítio de 10 conversores estando todos separados em distâncias iguais entre si. Por outro lado, este trabalho procura encontrar qual a melhor configuração dos conversores para que se tenha a maior taxa de conversão de energia, de forma que para que o posicionamento dos conversores seja definido, será levado em consideração a intensidade média das correntes nas regiões circunvizinhas dos conversores, na região próximo ao Farol da Conceição.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Modelo Hidrodinâmico

Para que este trabalho seja desenvolvido o modelo numérico para simulações hidrodinâmicas que está sendo utilizado é o TELEMAC3D (www.opentelemac.org). Este modelo utiliza as equações de Navier-Stokes, levando em consideração as variáveis locais, tais como, a superfície livre do mar, as componentes da velocidade da corrente e traçadores da água do mar. O modelo considera as aproximações de pressão hidrostática e de Boussinesq. O modelo é baseado em técnicas de elementos finitos para resolver as equações da hidrodinâmica (Hervouet, 2007) e conta com o sistema de coordenadas sigma para discretização vertical.

2.2 Módulo de conversão de energia

O módulo de conversão de energia utiliza a equação padrão de turbinas (equação 1) para calcular a energia elétrica gerada, em Watts (W), a partir da velocidade do fluxo da corrente que passa pelos conversores. Utilizando o princípio da conservação de energia, a velocidade da corrente é obtida em cada intervalo de tempo através do modelo hidrodinâmico que transfere para o módulo de conversão de energia. Uma parte da velocidade é convertida em energia elétrica, a velocidade é então atualizada para manter o balanço de energia do modelo hidrodinâmico TELEMAC3D.

$$P(\mathrm{W}) = \frac{1}{2}\rho\mu A v^3 \tag{1}$$

Onde: P é a potência elétrica convertida em W, ρ é a massa específica do fluido, μ é o coeficiente de eficiência da turbina, A é a área do conversor e v é intensidade da corrente. A tabela 1 indica quais são os parâmetros utilizados pelo módulo de conversão de energia.

Para que o estudo de conversão da corrente oceânica em energia elétrica possa ser realizado foram utilizadas simulações com períodos de 1 ano (365 dias) climatológicos. Este ano equivale à média climatológica compreendida entre os dias nos anos de 2003 à 2014. Estas médias foram calculadas extraindo dados oceânicos a partir do modelo de circulação oceânica global HYCOM (*Hybrid Coordinate Ocean Model*) e dados globais atmosféricos do NCEP/NCAR (*National Centers for Environmental Prediction / National Center for Atmospheric Research*) Reanalysis 1 e do Laboratório de Pesquisas do Sistema Terrestre Earth System Research Laboratory e a Divisão Cientifica Física PSD (*Physical Sciences Division*) da N.O.A.A..

Tabela 1: Parâmetros da turbina

Parâmetros	**Valor**
Velocidade de início de movimento	0,2 m/s
Velocidade nominal	1,5 m/s
Coeficiente de eficiência da turbina (μ)	0,35
Potência nominal	170 kW
Altura da turbina	14m
Raio da turbina	10m

O sítio de conversores foi definido com um tamanho de $2\ \mathrm{km}$ por $2\ \mathrm{km}$, à aproximadamente $10\ \mathrm{km}$ da costa, com aproximadamente $18\ \mathrm{m}$ de profundidade. A orientação da configuração dos conversores tende a se caracterizar em relação a direção da corrente, sua intensidade e comportamento ao passar pelos conversores. De forma que o sítio de conversores é construído de forma evolutiva conforme são realizadas as simulações.

2.3 Design Construtal

Um outro método utilizado neste estudo foi o de Design Construtal. A lei construtal é a lei da física que explica o fenômeno do sistema de fluxo (escoamento) em sistemas da natureza, sejam animados ou inanimados, mostrando que as formas vistas na natureza (árvores, rios, pulmões, animais e outros) são determinísticos e seguem um princípio físico (Lei Construtal). Esse mesmo princípio pode ser aplicado em problemas de engenharia (através do Design Construtal) para racionalizar os sistemas de fluxo existentes.

Esta lei foi afirmada por Adrian Bejan em 1996, da seguinte forma: *"Para que um sistema de tamanho finito sobreviva no tempo , ele deve evoluir de tal modo que proporcione um acesso mais fácil para as correntes impostas através dele."* (Bejan e Lorente, 2008),(Bejan e Zane, 2012)

O método Design Construtal segue o princípio de restrições e objetivos para aplicação da Lei Construtal. No caso do presente trabalho o objetivo é maximizar a potência disponível nos conversores e a área máxima do sítio é a restrição geométrica do problema. No presente trabalho foi definida a maximização da potência disponível nos conversores como a função objetivo do problema. A avaliação geométrica é realizada da seguinte forma:

- 1 - Definir uma área máxima a ser ocupada pelas turbinas no sítio;
- 2 - Inserir uma turbina em uma posição específica no sítio, esta posição será central tanto na coordenada X quanto na coordenada Y, ou seja, a turbina será posicionada na parte central da área de restrição do sítio;
- 3 - Realizar a simulação do escoamento obtendo a potência disponível no dispositivo e os campos de velocidade no seu entorno;
- 4 - Definir um ponto dentro da área de ocupação onde a velocidade seja a maior média no tempo simulado;
- 5 - Verificar se esse ponto de maior média de velocidade ocorre em uma posição que a inserção de uma nova turbina não cause interferência com a primeira turbina nem exceda a dimensão do sítio estabelecido;
- 6 - Inserir a nova turbina na posição definida (considerando a restrição do sítio e restrição de posição das turbinas anteriores);
- 7 - Realizar uma nova simulação com duas turbinas obtendo os campos de velocidades e a potência disponível;
- 8 - Após a obtenção dos campos de velocidades com duas turbinas, verificar o ponto de maior média de velocidade dentro das restrições impostas (área do sítio e região cuja inserção de uma nova turbina não cause interferência com as turbinas anteriores);
- 9 - O processo deve ser repetido com "N" turbinas até a ocupação do sítio.

A Figura 1 demonstra como será realizada esta configuração e como ocorrerá o crescimento dos conversores dentro da área de restrição do sítio até sua ocupação total. É importante ressaltar que, em função do tempo de processamento para a simulação do fenômeno físico para um ano meteorológico, foi definida como função de avanço, que ao invés de testar exaustivamente um arranjo pré-determinado (o que iria requerer um conjunto muito grande de simulações e que tornaria inviável o estudo), sendo assim, os conversores serão implantados de 2 em 2, nos locais com maior média de velocidade encontrados os locais circunvizinhos aos conversores.

Figura 1: Passo 1: Área de restrição e a 1ª turbina implantada no centro do sítio; Passo 2: Mostra os locais onde as próximas turbinas serão implantadas nos locais de maior média de velocidade; Passo 3: Demonstra a forma geométrica em que o sítio crescerá dentro da área de restrição.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Inicialmente foi realizada uma simulação de hidrodinâmica para estabelecer qual o local com maior intensidade média de corrente dentro da área do estudo, a Fig.2 mostra o resultado da simulação com sua intensidade média para os dias simulados.

Este resultado está de acordo com o estudo apresentado por (Costa e Möller, 2011), onde analisa que esta região de estudo possui uma alta variabilidade sazonal e interanual no campo de vento (Piola et al., 2005), onde ventos de NE, dominantes no verão, forçam um deslocamento das águas constituintes da Pluma do Rio da Prata para o Sul e ventos de Sudoeste (SO), presentes no inverno, geram um deslocamento das mesmas para Norte (Möller et al., 2008). O padrão de ventos sobre a região costeira é determinado pela influência do anticiclone do Atlântico Sul em escala sazonal, pela presença de sistemas meteorológicos em escala sinóptica e pelo sistema de brisa costeira (Braga e Krusche, 2000). Os ventos predominantes na costa do Rio Grande do Sul são de origem NE e estão associados ao centro de alta pressão gerado pelo anticiclone semi-estacionário do Atlântico Sul.

Este sistema é mais intenso entre a primavera e o verão e mais fraco no inverno, quando o anticiclone se desloca para zonas de baixa latitude (Möller et al., 2008), (Piola et al., 2005)o que possibilita a entrada de um maior número de frentes meteorológicas e o aumento na frequência de ocorrência de ventos de SO.

A realização desta simulação permitiu definir o local do sítio em um espaço delimitado com dimensões de 2 km x 2 km, de forma que esta área é apresentada em destaque na Figura 2. Utilizando estas dimensões para o sítio de conversores foram simulados dois cenários, sendo o primeiro com um 1 conversor Figura 3, onde é apresentada a intensidade média da corrente. Este resultado mostra que os locais circunvizinhos ao conversor ocorrem as maiores intensidades, sendo assim os locais com maior probabilidade de implantação dos próximos conversores. A Figura 4, demostra em isolinhas estes locais com maior destaque.

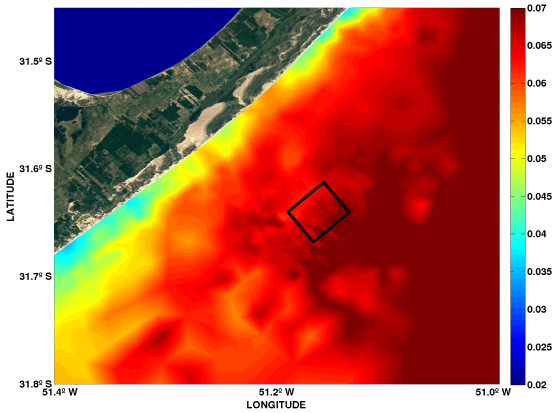


Figura 2: Local onde o estudo será realizado e a representação da sua intensidade média.

Este resultado ocorre porque o fluxo que passa através do rotor produz uma queda de pressão que depois será parcialmente compensada pela redução de superfície livre (Myers e Bahaj, 2010), advectando a jusante do dispositivo. Isto resulta em um aumento constante na elevação da superfície livre da turbina, com quedas acentuadas em toda a região da turbina e constante aumento na jusante das turbinas.

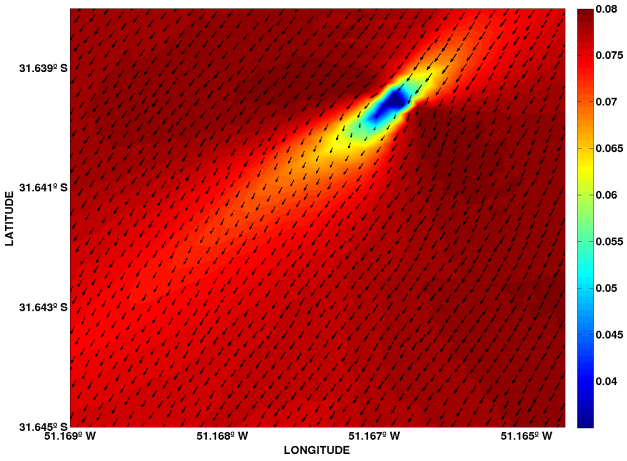


Figura 3: Sítio com 1 conversor identificando os locais para com maior intensidade de corrente.

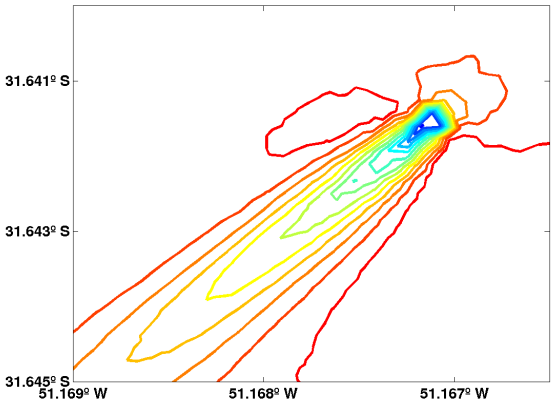


Figura 4: Resultado em isolinha que mostra os locais mais propícios para a implantação de mais dois conversores à jusante do conversor.

Com a intensidade calculada e a localização dos locais com maiores médias de intensidades de corrente, um outro cenário com mais 2 conversores foi simulado Figura 5, sendo estes conversores implantados nos locais com maior intensidade observados no primeiro cenário, sendo estes na jusante da turbina.

Após o término da simulação foi possível observar que já existem mais dois locais com possibilidade de implantação de mais dois conversores, estes locais são circunvizinhos às duas turbinas implantadas no segundo cenário.

Uma outra observação importante que foi possível obter é que a partir da implantação de mais dois conversores à uma queda considerável da intensidade da corrente logo após o fluxo passar pelos conversores, criando assim um efeito esteira (Lu et al., 2012) formando vórtices que se deslocam com uma velocidade inferior a inicial por mais de $400\ \mathrm{m}$ de distância à partir das turbinas. Figura 6

É importante destacar que para a implantação dos conversores a distância que deve ser considerada é de no mínimo 2D (2 diâmetros de distância entre um conversor e outro) dentro da área de maior média de intensidade de corrente, sendo D o diâmetro da turbina. O estudo de (Myers e Bahaj, 2005) foi utilizado como parâmetro de distanciamento entre conversores. Em função de restrições construtivas, é possível que o sítio necessite ter uma restrição mais severa. O efeito dessa restrição deve ser fruto de futuros trabalhos.

Também é importante verificar a esteira menor que se desenvolve antes do fluxo entrar em contato com os conversores, já que a direção da corrente não é controlada, sendo influenciada por fatores como o vento e circulação dirigida

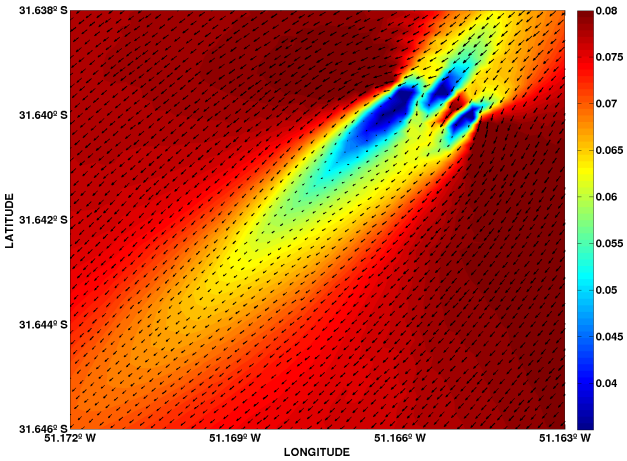


Figura 5: Sítio com mais 2 conversores implantados nas regiões com maior intensidade de corrente.

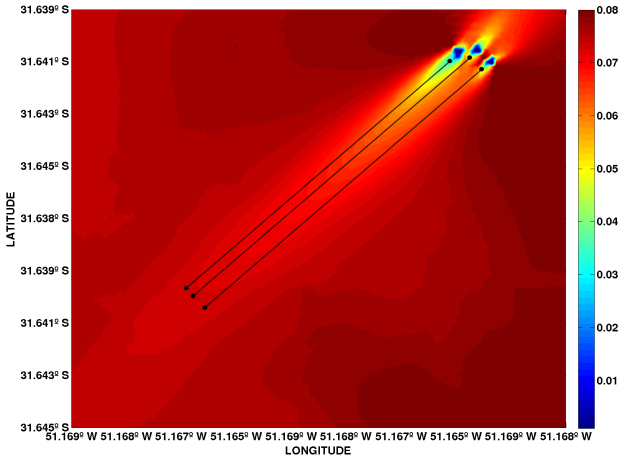


Figura 6: Linhas demonstrando a distância em que a esteira ainda influencia na intensidade da corrente, em torno de 400 m.

por gradientes de densidade na plataforma continental (Matano et al., 2010). Sendo assim é possível analisar que existem períodos durante a simulação, que esta corrente muda de direção e como o resultado apresentado mostra a média da intensidade durante o ano simulado é possível analisar uma esteira menor que também se apresenta antes do fluxo chegar aos conversores.

A Figura 7 mostra a intensidade das correntes em forma isolinhas. Nesta figura podem ser observados os locais com maior intensidade para que sejam implantados mais dois conversores no sítio. Neste resultado também é possível analisar a intensidade da esteira que se forma após o fluxo da corrente ultrapassar os conversores. O crescimento gradativo da intensidade das correntes ao se afastar dos conversores também pode ser observado neste resultado.

As Figuras 8 e 9, demonstram os vetores de velocidade e direção da corrente e a potencia média convertida pelo sítio nos dois cenários considerando 1 turbina e 3 turbinas. Através dos vetores de velocidade no sítio com 1 conversor, pode ser observado que a intensidade da corrente não sofre uma redução tão intensa ao passar pela turbina, conseguindo assim voltar a sua intensidade normal de forma mais rápida e à uma distância menor do que acontece com o sítio com 3 conversores. Por outro lado, neste cenário os vetores de velocidade mostram que a intensidade da corrente ao passar pelas turbinas tem uma redução bem maior, fazendo com que a sua velocidade chegue a quase ser nula por alguns momentos, de forma que tem que alcançar uma distância muito maior para voltar a velocidade normal.

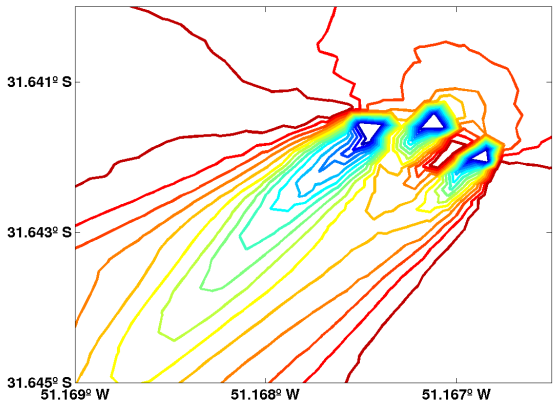


Figura 7: Área do estudo em Isolinhas, Linhas em azul representam onde o fluxo tem menor intensidade de corrente, enquanto as linhas em vermelho mostram onde a corrente tem maior média de intensidade.

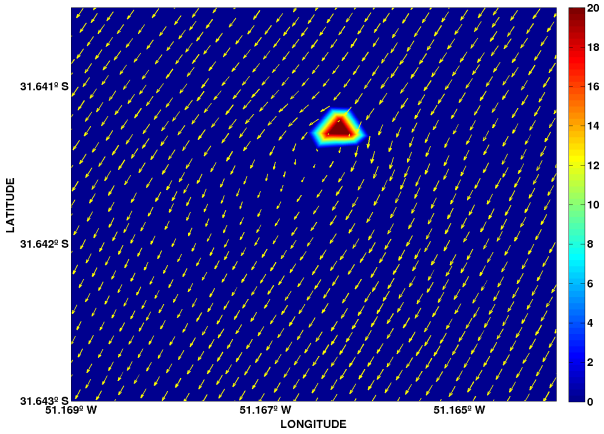


Figura 8: Sítio com 1 turbina em potencia máxima de conversão.

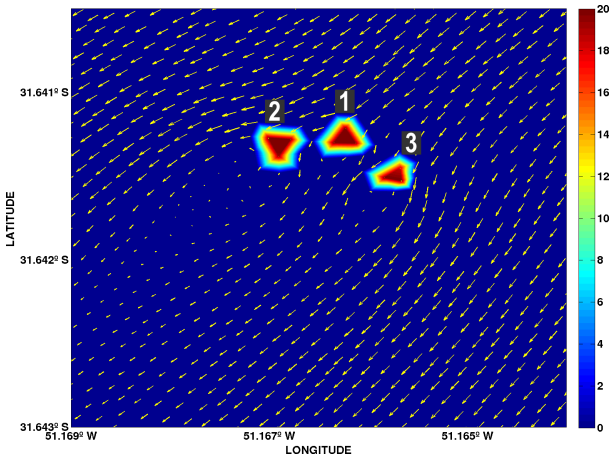


Figura 9: Sítio com mais dois conversores implantados nas áreas de maior intensidade de corrente.

Nos pontos definidos nas figuras foram obtidas séries temporais que mostram a potência convertida que ocorreu no sítio, também foi observado o comportamento dos conversores durante o período simulado sendo possível verificar que existem diferentes dias de máxima potência de conversão entre as turbinas, mas que na média todos os 3 conversores

trabalham de forma similar. É possível analisar que a turbina 1 tem seu pico de conversão entre os dias 230 e 240, enquanto a turbina 3 tem seu pico entre os dias 330 e 340, já a turbina 2 durante os dias simulados não teve um pico de máxima conversão, mesmo tendo sido implantada no local com maior intensidade de corrente. Figura 10

A Tabela 2, mostra os valores obtidos de conversão de energia durante o ano simulado. Nesta tabela pode ser observado o resultado em W (watts) que cada turbina converteu e o dado médio do sítio. Os valores obtidos foram calculados a partir dos dados extraídos a cada passo de tempo das séries temporais de cada turbinas, destes valores foram calculados a mínima, a média e o desvio padrão para cada turbina e para o sítio. Na tabela pode ser observado que tanto a turbina 1, quanto a turbina 3, tiveram uma média de conversão melhor do que a turbina 2, como observado através do resultado anterior (Figura 10). Isso mostra que aumento da intensidade do escoamento no entorno da turbina 1 faz com aja uma maior quantidade de movimento no entorno da mesma o que possibilitou um aumento de potência disponível na região da turbina 3. O que fez com que ela obtivesse uma potencia de conversão melhor.

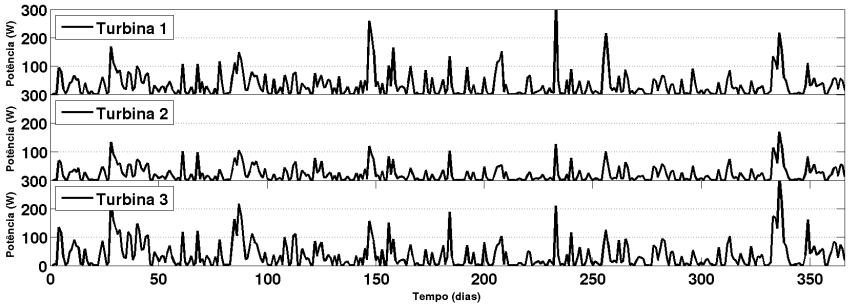


Figura 10: Série temporal dos 3 conversores em Watts no período simulado.

Tabela 2: Comparação entre a quantidade de energia convertida em cada uma das turbinas.

	Sítio			
Energia	**Turbina 1**	**Turbina 2**	**Turbina 3**	**Média do Sítio**
Mínima (W)	0	0	0	0
Média (W)	32,77	21,47	36,60	30,28
Desvio Padrão (W)	19,57	8,34	17,25	15,05

4. CONCLUSÕES

Durante o trabalho foi possível analisar que o local é adequado para a implantação de um sítio de conversores de energia elétrica utilizando as correntes oceânicas. Também foi possível observar que a configuração do sítio tendo como relação à intensidade da corrente vai se estendendo lateralmente e longitudinalmente na forma de um triângulo, tendo este padrão por consequência da direção da corrente e seu comportamento ao transpor os conversores. Esse resultado está de acordo com o definido na metodologia de Design Construtal, sendo que o sítio de conversores se comportou da forma esperada pela definição. Desta forma é possível observar que se implantarmos um conversor dentro da área de menor intensidade de corrente isso acarretará em uma perda de potência na turbina que está sendo instalada em comparação com o caso de uma turbina exposta a corrente livre (isoladamente). Também foi possível concluir que os conversores trabalham de forma uniforme sem ter diferenças muito grandes entre a quantidade de energia convertida entre eles, mesmo sendo implantados nos locais de maior intensidade de corrente.

5. REFERENCIAS

Bejan, A. e Lorente, S., 2008. "Design with Constructal Theory". Wiley, Hoboken.

Bejan, A. e Zane, P., 2012. "Design in Nature: How the Constructal Law Governs Evolution in Biology, Physics, Technology, and Social Organizations". , n^{o} June.

Braga, M.F. e Krusche, N., 2000. "Padrão de ventos em Rio Grande, RS, no período de 1992 a 1995". Atlântica, Vol 22, pp. 27–40.

Costa, R.L. e Möller, O.O., 2011. "Estudo da estrutura e da variabilidade das correntes na área da plataforma interna ao largo de Rio Grande (RS, Brasil), no sudoeste do Atlântico Sul, durante a primavera-verão de 2006-2007 *". Vol 11, n^{o} 3, pp. 273–281.

Hervouet, J.M., 2007. “Compatibility between finite volumes and finite elements using solutions of shallow water equations for substance transport”. International Journal for Numerical Methods in Fluids.

Kirinus, E.P., Marques, W.C. e Stringari, C.E., 2012. “Viabilidade de conversão da energia de correntes marinhas na Plataforma Continental Sul do Brasil.” Vetor, Vol 22, pp. 83–103.

Lu, N., Svennberg, U., Bensow, R. e Simulation, L.E., 2012. “Numerical Simulations of the Cavitating Flow on a Marine Propeller”. , nº Cav, pp. 978–981.

Marques, W.C., Fernandes, E.H.L., Malcherek, A. e Rocha, L.A.O., 2012. “Energy converting structures in the Southern Brazilian Shelf: Energy Conversion and its influence on the hydrodynamic and orphodynamic processes”. Journal of Geophysical Research.

Matano, R.P., Palma, E.D., Piola, A.R., Sciences, A., Blanca, B. e Aires, B., 2010. “The influence of the Brazil and Malvinas Currents on the Southwestern Atlantic Shelf circulation”, pp. 983–995.

Möller, O.O.J., Piola, A.R., Freitas, A.C. e Campos, E.J.D., 2008. “The effects of river discharge and seasonal winds on the shelf off southeastern South America”. Continental Shelf Research.

Myers, L. e Bahaj, A.S., 2005. “Simulated electrical power potential harnessed by marine current turbine arrays in the Alderney Race”. Vol 30, pp. 1713–1731.

Myers, L.E. e Bahaj, A.S., 2010. “Experimental analysis of the flow field around horizontal axis tidal turbines by use of scale mesh disk rotor simulators”. Ocean Engineering, Vol 37, nº 2-3, pp. 218–227.

Pezzato, B.C., Kirinus, E.P. e Marques, W.C., 2015. “Estudo da hidrodinâmica de diferentes geometrias de sítios de conversão de energia das correntes”. Vol 11, pp. 1–8.

Piola, A.R., Matano, R.P., Palma, E.D., Moller, O.O. e Campos, E.J., 2005. “The influence of the Plata River discharge on the western South Atlantic shelf”. Geophysical Research Letters, Vol 32, pp. L01603.

Piola, A.R., Romero, S.I. e Zajaczkovski, U., 2008. “Space-time variability of the Plata plume inferred from ocean color”. Continental Shelf Research, Vol 28, pp. 1556–1567.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, 23 a 25 de novembro de 2016

ANÁLISE NUMÉRICA DE ESCOAMENTO TURBULENTO COM EFEITO COANDA SOBRE PERFIS HIDRODINÂMICOS

Rafael de Lima Lemos[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Rodrigo Spotorno Vieira[3], Martim dos Santos Pereira[3], Liércio André Isoldi[3], Elizaldo Domingues dos Santos[3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: er.lemos@outlook.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: martimpereyra@gmail.com
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: elizaldosantos@furg.br

RESUMO

No presente trabalho é apresentado um estudo numérico sobre um escoamento incidido através de um bocal, sobre uma superfície hidrodinâmica curva, de forma a intensificar o escoamento da região a montante para a região entre dois hidrofólios posicionados paralelamente. A utilização deste modelo e disposição de hidrofólios, visa criar o efeito de amplificação de fluxo através do efeito Coanda, com propósito de criação de dispositivos úteis para meios marítimos. Neste estudo, além de avaliar numericamente o princípio de funcionamento desse tipo de fenômeno, também é analisado o efeito da distância entre os hidrofólios sobre a vazão mássica, perfis de velocidades geradas no dispositivo. Para a abordagem do princípio de funcionamento, considera-se um escoamento de água isotérmico, incompressível e turbulento em dois bocais adjacentes a dois hidrofólios em um domínio bidimensional. As equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas numericamente com o uso do método de volumes finitos (MVF), por intermédio do software FLUENT®. Para a abordagem da turbulência é empregada a modelagem clássica da turbulência com modelo padrão k – ε. Os resultados indicaram que o efeito de Coanda foi observado nas simulações em acordo com o descrito na literatura. Os resultados mostraram-se consistentes mesmo com fluido de trabalho mais denso, evidenciando efeito de multiplicação de fluxo no escoamento entre os hidrofólios. Estes resultados exibiram grande magnitude de velocidades e vazão mássica, de forma a idealizar a aplicação do dispositivo como um possível propulsor. Observou-se que o distanciamento entre os hidrofólios influenciou de forma significativa no escoamento de fluido, de forma que os resultados obtidos também indicam que uma avaliação geométrica pode ser válida para maximizar o desempenho.

Palavras-chave: Efeito Coanda, Hidropropulsão, Coandă, Amplificação de Fluxo.

1. INTRODUÇÃO

A grande motivação que originou o estudo apresentado se deu pela observação de recentes tecnologias de amplificação de fluxo, nas quais não se faz uso de componentes mecânicos móveis ou hélices. Os dispositivos amplificadores de fluxo, funcionam através de um conceito físico conhecido, mas que aparentemente somente agora tem recebido atenção de engenheiros e designers. O primeiro dispositivo baseado neste efeito foi patenteado pelo inventor e engenheiro aeronáutico romeno Henri Coandă em 1 de setembro de 1936.

O efeito de Coanda em descrição simples, é a tendência de um fluido em aderir a uma superfície curva devido à redução de pressão local, pela aceleração de um fluído em torno de uma superfície. Este efeito de fixação pode ser controlado, quer por injeção de um jato fino de fluido tangencial à superfície curva, ou atuando com um jato de controle, forçando o jato principal para se fixar na parede como apresentado por Olivotto (2010) e Reba (1966). Tal fenômeno de comportamento singular, é uma das particularidades físicas encontradas na mecânica de fluídos e, baseado nos fundamentos desta área de estudos, o efeito Coanda parte da premissa de que utilizando apenas a mudança de geometria de uma superfície, é possível modificar as propriedades de um escoamento que incide sobre ela. Esta é, na realidade, a essência de todo o estudo apresentado neste trabalho.

Este efeito tem aplicabilidade praticamente universal à aplicação aeronáutica e vem sendo empregadas em perfis aerodinâmicos de alta sustentação. Na literatura, boa parte das suas aplicações utilizam jatos de películas de fluidos que são incididos tangencialmente sobre superfícies para gerar sustentação diretamente ou indiretamente (Drãgan, 2013). Esta aplicação vem sendo expandida para outras áreas de estudos e esse princípio já pode ser encontrado em alguns dispositivos utilizados na indústria. Contudo o efeito Coanda ainda é pouquíssimo citado na literatura e não possui nenhuma aplicação em larga escala. Neste trabalho, serão estudadas as forças envolvidas em um dispositivo que faz uso deste efeito, e com elas, reproduzir o efeito de amplificação de fluxo de fluido. Com a disposição correta, este efeito pode ser otimizado a ponto de gerar um aumento significativo na vazão do fluído por um processo de indução como já apontado em alguns estudos como os de Guoqi et al (2014) e Valentin et al (2013)

O modelo apresentado neste estudo, foi baseado no estudo de um ventilador doméstico, realizado por Guoqi et al (2014) e Afshin et al (2015). Nos estudos apresentados por estes autores, são realizados estudos de eficiência acústica e do efeito amplificador do escoamento para um pequeno ventilador usando apenas o ar como fluido de trabalho. Boa parte dos estudos relacionados a este fenômeno baseiam-se apenas para fluidos de baixa massa específica, pela menor demanda energética para se obter o efeito amplificador. Em alguns catálogos encontramos “bocais Coanda” (em tradução livre) para diminuir a energia gasta com compressores de ar. Se o mesmo efeito, puder ser reproduzido em máquinas de fluxo que movimentem fluidos mais densos, como por exemplo a água, seria possível diminuir os custos na aquisição de equipamentos, operação e manutenção, uma vez que o consumo energético para gerar a vazão pretendida poderá ser diminuído de forma significativa.

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

No presente trabalho, é analisado numericamente um dispositivo que incide um jato tangencialmente a uma superfície curva (superfície de Coanda), de forma a gerar um escoamento turbulento por bocais fixados nos próprios perfis hidrodinâmicos, alinhados um sobre o outro.

O cerne do estudo visa empregar a utilização o efeito Coanda para se obter as propriedades de amplificação de fluxo no escoamento, e assim avaliar as forças envolvidas neste fenômeno por ação de um fluido de maior massa específica do que o ar, como o apresentado aqui, a água. O modelo será avaliado através da média temporal de variáveis como as de pressões e velocidades, obtidas através modelo numérico no domínio computacional. Somando-se as magnitudes encontradas pelo modelo numérico, é possível se obter com boa aproximação, evidencias dos possíveis benefícios de um dispositivo deste tipo.

Um modelo com geometria e a malha adequadas foram confeccionadas através do software gerador de malhas *GAMBIT*, onde a as dimensões e geometrias serão semelhantes com as dos modelos apresentados nos estudos realizados por Afshin et al (2015) e Guoqi et al (2014). Porém, a proposta do estudo neste trabalho é essencialmente a criação de um modelo que utiliza outro fluido de trabalho, além de propor funcionalidades distintas ao do dispositivo apresentados por outros autores. Partindo desta premissa, o domínio aqui apresentado foi recriado desde o início, utilizando apenas as diretrizes dos modelos apresentados nos estudos de Afshin et al (2015) e Guoqi et al (2014). A fim de se obter maior conhecimento sobre como a geometria do modelo proposto poderá vir a influenciar os resultados, estabeleceu-se parâmetros fixos de tamanho do domínio computacional e das dimensões da geometria dos hidrofólios.

A Figura 1 exibe o modelo o domínio computacional e uma vista detalhada dos perfis hidrodinâmicos, os quais foram utilizados para se realizarem as simulações apresentadas neste trabalho. O principal

parâmetro de estudo foi o distanciamento entre os perfis. Estes foram ajustados em três distâncias para análise, onde as posições *x* e *z* permaneceram inalteradas nos três modelos, em quanto a posição Y foi alterada de forma a variar a área de entrada do dispositivo *(d)* em 0,8, 1,65 e 2,1 metros. Para os hidrofólios, foi estabelecido tamanho padrão do comprimento de corda (*l)*, como de 1 metro para todos os modelos. A água foi escolhida como fluido de trabalho de alta densidade para todas as simulações, e foram assumidas as hipóteses de não deslizamento, impermeabilidade e incompressibilidade para o escoamento incidente sobre as superfícies sólidas. Tanto o domínio computacional, como os hidrofólios tem suas dimensões padronizadas. O domínio possui dimensões de 29,7 metros de comprimento (*L*) por 25,5 metros de altura (*H*). Nos hidrofólios, os bocais por onde é ejetado o jato de fluido, possuem altura de 35 mm (*b*) e formam ângulo de 90° com o plano horizontal do domínio. Ainda que os efeitos térmicos tenham sido desprezados para a resolução deste caso, considerou-se a temperatura ambiente de 10° Celsius com finalidade de estabelecer a viscosidade cinemática da água ($\upsilon = 1{,}2671 \times 10^{-6}$ m²/s).

Notando-se que como o problema foi montado em domínio bidimensional, todas as medidas estarão em função da largura do domínio. O modelo ainda conta com duas linhas virtuais, traçadas no *FLUENT*, com a intenção de se formar um volume de controle na região entre os dois perfis. Assim sendo possível analisar a taxa de entrada e saída de fluido, bem como as magnitudes de pressão e velocidade na entrada e na saída do dispositivo.

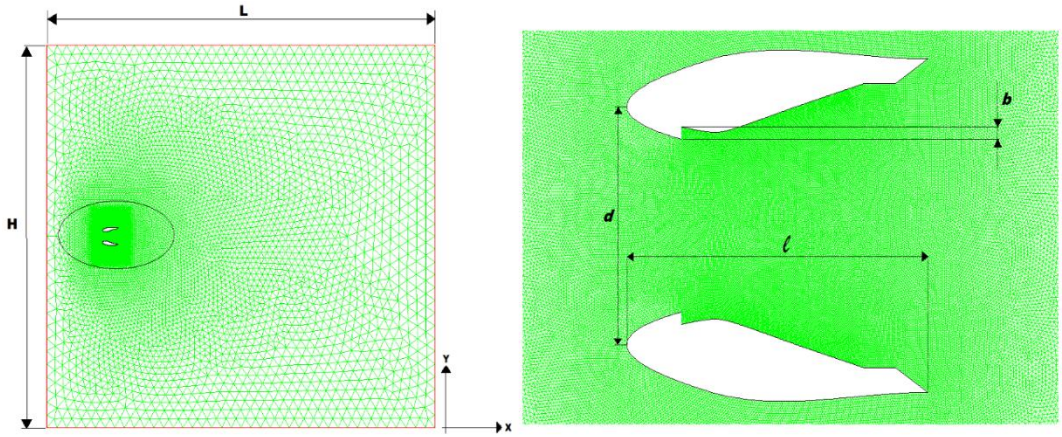


Figura 1 – Dimensões do domínio computacional e do dispositivo do problema simulado.

Ainda, o estudo apresentado por Guoqi et al (2014) indicou que simulações feitas em modelos bidimensionais são muito satisfatórias quanto aos resultados, portanto neste estudo também foi empregada esta simplificação. A Figura 2 exibe um esquema de como o problema foi montado, e como o escoamento de fluido deverá se comportar nas simulações. As setas vermelhas saindo da região do bocal, reprendam o fluxo de fluido incidido sobre as superfícies, e única fonte de entrada de fluido no sistema. A seta azul entrando no volume de controle representa o fluido que está sendo succionado para dentro da região de controle. Por fim, na região de saída, há um misto entre setas azuis e vermelhas, representando as duas massas de fluido sendo ejetadas em conjunto pela região à montante do dispositivo.

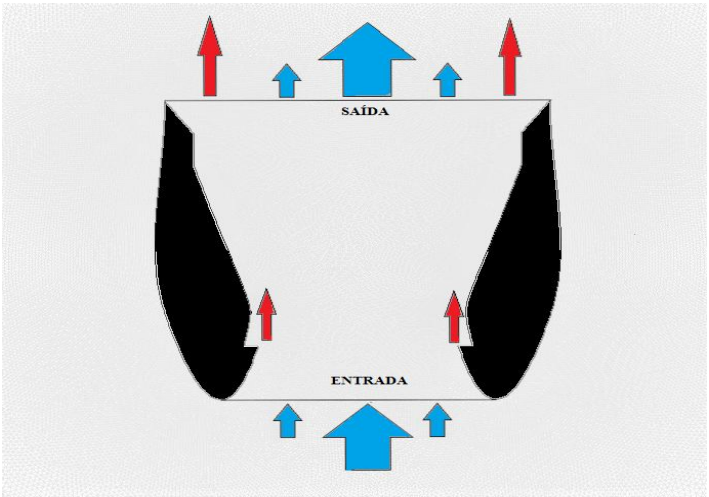


Figura 2 – Ilustração da entrada e saída de fluido no modelo de dispositivo simulado.

2.1. VERIFICAÇÃO DO PROBLEMA

Por não haver referências literárias que deem sugestões apropriadas para o estudo de um domínio computacional de um dispositivo como este, foi desenvolvido um modelo de verificação. Este modelo visou simular e comparar um caso numérico de concepção mais simples, e de resultado já difundido pela literatura. O modelo escolhido foi um aerofólio NACA4412, largamente utilizado na indústria do aeromodelismo, sendo, portanto, um caso onde a abordagem numérica tem sido bem-sucedida na determinação de coeficientes de arrasto, sustentação e pressão. A recomendação do estudo do aerofólio, foi seguida conforme disponibilizado no tutorial do website da Cornell University. Uma imagem do modelo confeccionado segundo o tutorial da Cornell University é apresentada na Fig. 3.

O segundo esquema foi confeccionado conforme a proposta de se empregar uma malha de menor refinamento e menor onerosidade computacional, de forma a verificar se o modelo utilizado tem aplicação válida para o modelo do dispositivo hidrodinâmico proposto neste estudo. A Figura 4 mostra o domínio das malhas geradas para este segundo modelo descrito.

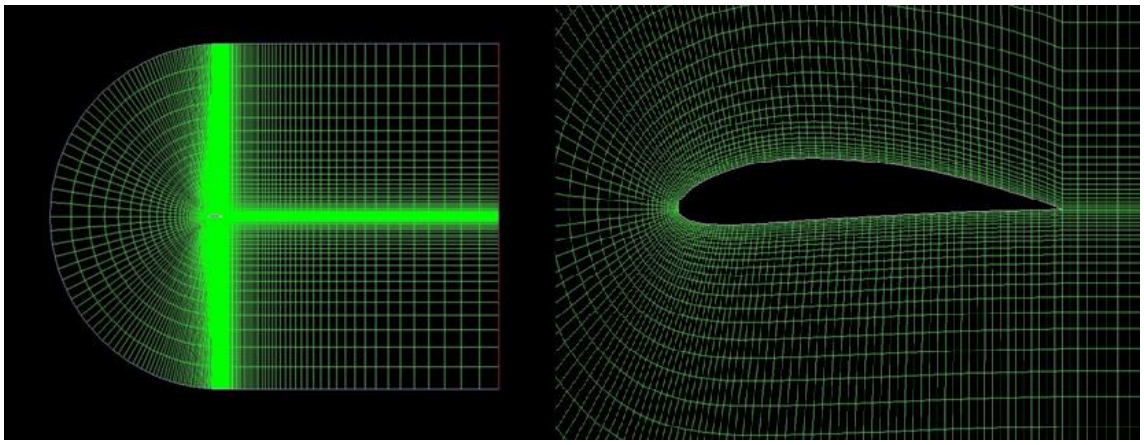


Figura 3 –Domínio computacional do modelo 1 recomendado pela Cornell University.

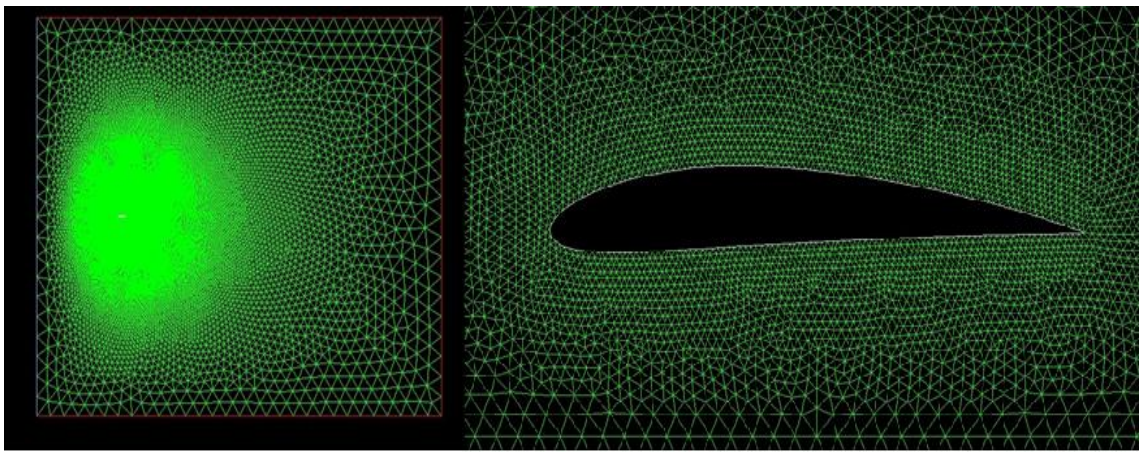


Figura 4 – Domínio computacional do modelo 2 utilizado para verificação.

3. MODELAGEM MATEMÁTICA E NUMÉRICA

A malha gerada em domínio computacional para a elaboração das simulações, foi criada em um plano bidimensional, completamente feita de células triangulares (*pave*), o *solver* selecionado para a resolução do problema foi baseado nos gradientes de pressão, em regime turbulento e transiente. O modelo de acoplamento de pressão-velocidade foi setado com o *SIMPLE*. A equação de discretização das pressões aplicada foi a *standard*, e segunda ordem *upwind* para o momento e os modelos de turbulência. Foram estabelecidas como condições de contorno *pressure outlet*, para as faces periféricas do domínio, denominadas como planos de simetria (contornos vermelhos na Fig.1). As faces nos bocais acoplados aos perfis hidrodinâmicos tiveram as condições de contorno setadas como *velocity inlet*, sendo as únicas regiões do domínio onde existe entrada de fluido (indicadas com a letra *b* na Fig.1).

A malha triangular foi intensamente refinada nas regiões de interesse, como nos bocais, na superfície abaulada (superfície de Coanda) e na região de desprendimento de camada limite do fluido. Ao total, os três domínios computacionais obtiveram uma média de 130 mil células, que juntas, configuram a malha empregada na simulação. Para a geração de um gradiente de pressões com magnitude suficientemente grandes, a fim de serem estudados o impacto que o efeito Coanda realiza sobre o domínio, utilizou-se um número de Reynolds relativamente alto para um fluido viscoso como a água, de $Re_l = 23{,}6 \times 10^6$ (onde o comprimento característico é a dimensão da corda do perfil). Nos dois bocais (*b)* de 35 mm, o escoamento inicial imposto é a de uma velocidade de saída de 50m/s, a soma das vazões nos dois bocais com esta velocidade fornece uma vazão de 3,56 m^3/s por unidade de profundidade, visto que o domínio é bidimensional. Em relação aos resíduos, foram empregados valores de 10^{-6} para a equação da conservação de massa, quantidade de movimento e as equações de transporte. Todas as soluções foram simuladas considerando-se o regime transiente. O passo de tempo utilizado foi de 0,2 segundos, com 25 iterações por passo e 200 números de passos, totalizando um tempo físico de simulação de 40 segundos.

O primeiro modelo de verificação estudado, utilizou o ar como fluido de trabalho, escoando pelo aerofólio NACA4412 em um plano bidimensional, com malha do tipo quadrangular *(submap).* O solver selecionado foi indicado como *pressure based*, e modelo de acoplamento entre pressão e velocidade foi o *SIMPLE*, com esquema de advecção de segunda ordem *upwind*, e para as pressões, *presto.* O modelo de viscosidade foi especificado como invíscido em regime de escoamento laminar e permanente. O modelo considerou um escoamento de 50 m/s, considerando-o incompressível, e assim desprezando os efeitos termodinâmicos do problema. O modelo referido acima é apresentado na Fig. 3.

No segundo modelo estudado no caso de verificação do problema, utilizou-se novamente ar como fluido de trabalho, com a diferença de que a malha empregada neste modelo foi do tipo triangular *(pave)*, com uma qualidade de malha inferior, mas a um menor custo de trabalho computacional. O *solver* utilizado foi baseado nas pressões em regime laminar, com modelo de viscosidade também inviscído. Os efeitos termodinâmicos foram desprezando com a consideração de que o escoamento é incompressível. O escoamento imposto no segundo modelo foi de 50 m/s, onde o esquema de advecção foi o de segunda ordem *upwind* para o momento e as equações de turbulência, e para as pressões usou-se o modelo *standard*. O método de acoplamento pressão-velocidade utilizado foi o *SIMPLE*. Uma ilustração do domínio deste modelo pode ser vista na Fig. 4.

As equações de conservação de massa e quantidade de movimento, são utilizadas na consideração de um escoamento turbulento e incompressível. Na forma geral, os modelos matemáticos são resolvidos com um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD – do inglês: *Computational Fluid Dynamics*) são apresentados por (Wilcox, 2002; Launder e Spalding, 1972; Hinze, 1975). A equação da continuidade é dada por:

$$\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

onde u_i é a velocidade na direção i (i = 1 e 2, que representam as direções x e y, respectivamente).

A equação da conservação da quantidade de movimento é descrita por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\overline{u_i}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\overline{u_i}\,\overline{u_j}) = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial \overline{u_k}}{\partial x_k}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\rho\overline{u_i'u_j'}\right) \tag{2}$$

onde ρ é a massa específica do fluido, a tensão de Reynolds é representada pelo último termo do lado direito da igualdade, e p denota a pressão. O modelo de turbulência padrão k - ε utilizado pelos softwares de CFD, para o fechamento das equações de conservação temporais médias, visto que surgem termos adicionais oriundos do processo de média. Este método é usado para simular um escoamento turbulento através de um modelo matemático semi-empírico proposto por Launder e Spalding. (Launder, Spalding. 1972). Dessa forma as equações de k e ε são dadas por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i k) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left[\frac{\partial k}{\partial x_i}(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k})\right] + G_k - \rho\varepsilon - Y_M + S_K \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left[\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i}(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon})\right] + C_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}G_k - C_2\rho\frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \tag{4}$$

As tensões de Reynolds podem ser relacionadas com a taxa de deformação do campo média através da seguinte expressão:

$$\overline{u_i' u_j'} = \frac{\mu_T}{\rho}\left(\frac{\partial \overline{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v}_j}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3} k\delta_{ij} \tag{5}$$

Para esta dedução a viscosidade assume a forma:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{6}$$

Nas equações (3) e (4) G_k representa a taxa de energia cinética turbulenta Y_M representa a contribuição da dilatação flutuante da turbulência incompressível em relação a taxa total de dissipação. S_K e S_ε são parâmetros a serem definidos para cada caso, que neste caso foram valores padrão. Maiores detalhes podem ser vistos em Dos Santos et al. (2016). Os valores empregados nas variáveis são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1. Constantes empregadas no modelo $k - \varepsilon$.

$C\mu$	$C\varepsilon 1$	$C\varepsilon 2$	Sk	$S\varepsilon$	Prt
0,09	1,44	1,92	1,0	1,3	1,0

As equações de conservação de massa e momento, assim como as equações diferenciais do modelo de turbulência $k - \varepsilon$, são resolvidas usando o método de volumes finitos (MVF) utilizando o software *FLUENT* (Ansys Fluent, 2007).

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O primeiro resultado discutido é a verificação feita entre os modelos de aerofólios. A Tabela 2 demonstra a comparação entre os coeficientes de arrasto e sustentação obtidos entre os modelos simulados, e os apresentados na literatura (Abbott e Von Doenhoff, 1959) para os perfis NACA4412. O estudo apresentado por Abbott e Von Doenhoff, são na realidade valores obtidos através de medições experimentais, em diversas condições de escoamento e diferentes perfis aerodinâmicos. Para os valores apresentados na tabela, os autores consideraram e um ângulo de ataque nulo e um número de Reynolds de 3×10^6. Assim, pode-se observar que os resultados apresentados na Tabela 2, mostram que o modelo numérico empregado reproduz satisfatoriamente os resultados descritos na literatura. Dessa forma, o modelo empregado aqui pode ser extrapolado para a simulação de escoamentos em hidrofólios.

Tabela 2. Comparação dos coeficientes de arrasto e sustentação para um perfil NACA4412 obtidos no presente trabalho pelo tutorial da Cornell e em Abbott e Von Doenhoff (1959).

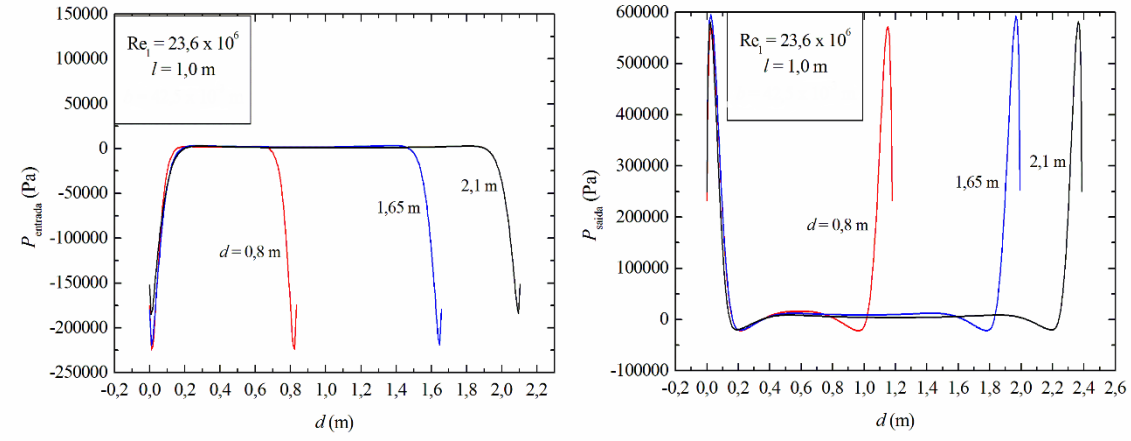
Referência	C_l	C_d
Modelo da Cornell	0,6093	0,00567
Modelo do trabalho	0,5813	0,00657
Abbott e Von Doenhoff (1959)	0.4500	0.00700

Para o estudo do efeito de amplificação de fluxo por efeito Coanda, foram estabelecidos alguns parâmetros, os quais alteram diretamente o comportamento do escoamento nos hidrofólios. De acordo com Çengel e Cimbala (2007), a hipótese de não deslizamento de um fluido escoando sobre uma superfície sólida gera um gradiente de pressões e velocidades, à medida que que a camada limite de um fluido vai aumentando. Conforme aumenta-se o distanciamento entre os hidrofólios, os efeitos viscosos do fluido vão minimizando os gradientes de pressão e velocidade dos jatos das saídas dos bocais, de forma que a um certo ponto não interagem mais de maneira direta com o fluído na região vizinha aos perfis hidrodinâmicos. Por esta razão, foram avaliadas três distâncias entre os hidrofólios, sob mesmas condições físicas, e então avaliadas como o fenômeno de multiplicação do escoamento por efeito Coanda é afetado por eles.

A Figura 5(a) mostra as pressões totais na entrada dos hidrofólios, e na Fig. 5(b) as pressões totais na saída, com o distanciamento entre perfis de d = 0,8, 1,65, e 2,1 metros. Da mesma maneira a Fig. 6 mostra a magnitude das velocidades na entrada, Fig. 6(a), e na saída, Fig. 6(b), dos modelos com distanciamento de entre hidrofólios de d = 0,8, 1,65 e 2,1 metros. As Figuras 5 e 6, evidenciam através dos gráficos, os resultados das simulações dos hidrofólios em três posições propostas. Os resultados apresentados nos

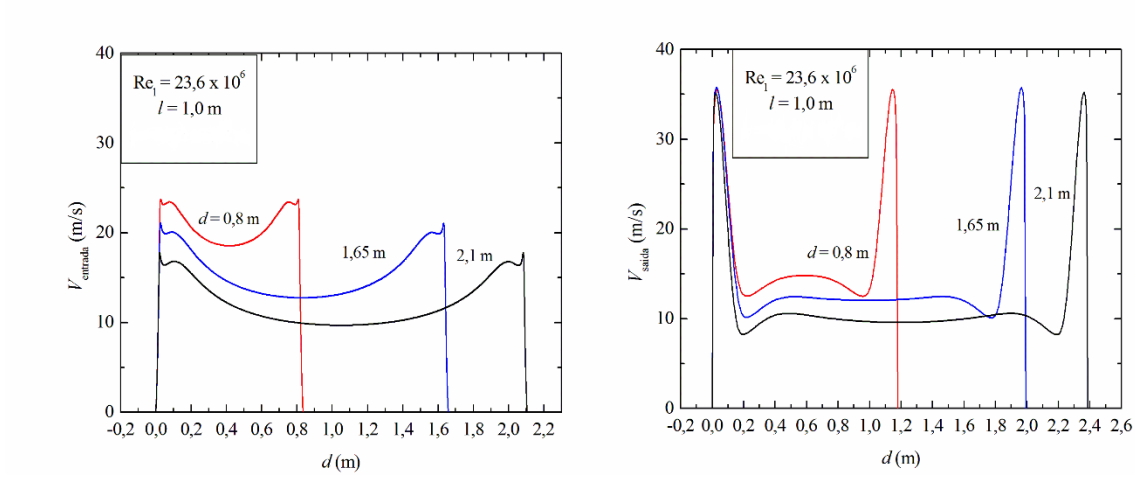
gráficos, foram obtidos através do cálculo da média temporal de velocidade e pressão do fluido que atravessou as regiões de entrada e saída do dispositivo, como indicado anteriormente na Fig. 2. Nos gráficos, fica evidente que os maiores valores de pressão e velocidade se encontram nas regiões de ejeção dos bocais, contudo, o préstimo destes gráficos se denota nas regiões intermediárias. Nestas regiões localizadas ao centro dos gráficos, uma grande parcela menos acentuada de pressões e velocidades emerge, sendo basicamente induzida pelo fluido acelerado. Ainda que aparentemente bem menos proeminente, se comprados com os valores encontrados nas regiões de ejeção dos bocais, é possível notar que a região de fluxo induzido pelo efeito Coanda é a maior responsável pela média dos gradientes de pressão e velocidade formados nos hidrofólios.

Estes resultados são marcantes, pois através deles é possível avaliar a magnitude das propriedades físicas envolvidas neste tipo de problema, bem como mensurar a quantidade de massa de fluido deslocado entre os perfis, vazão volumétrica, perfis de velocidades, e até mesmo estimar a força de empuxo criada pelo diferencial de pressão entre os perfis hidrodinâmicos.



a) b)

Figura 5 – Perfis de pressões totais na região entre o perfil hidrodinâmico para diferentes distâncias: a) entrada, b) saída.



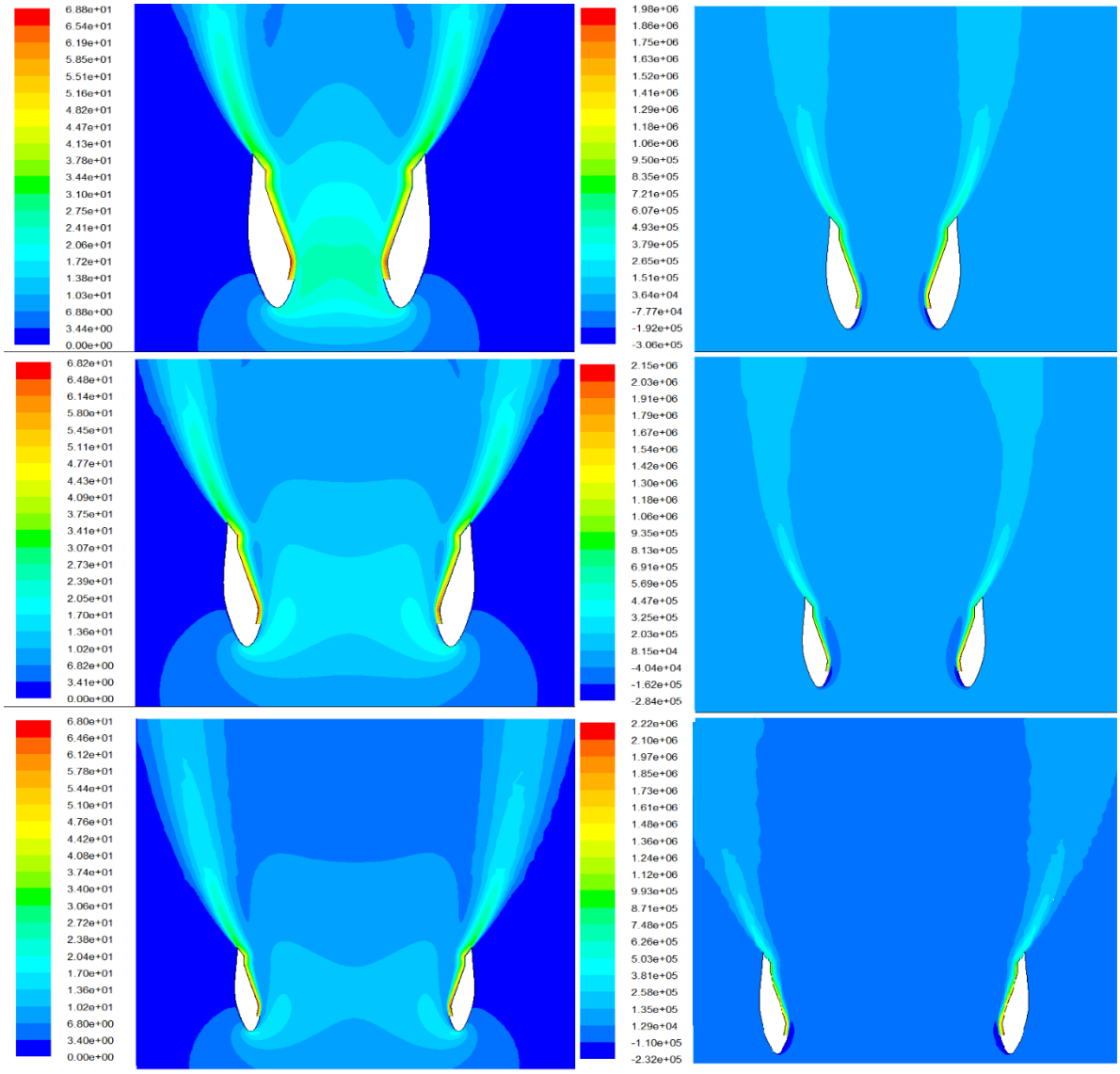
a) b)

Figura 6 – Perfis de velocidades para as diferentes distâncias entre perfis hidrodinâmicos: a) entrada, b) saída.

É possível observar na Fig. 5(a) que há um alto valor de pressão negativa nas regiões próximas a superfície dos perfis. Esta pressão indica que nas regiões adjacentes aos perfis, uma zona de baixa pressão muito intensa se forma, em função da alta velocidade de saída de fluido imposta no bocal. Essa região de pressão negativa cria um efeito de sucção, acelerando o fluido na entrada até velocidades próximas de 20m/s como indicado exibido na Fig.6(a). O efeito de sucção impõe uma ampla quantidade de fluido próximos a entrada dos perfis atravessando a região interna do dispositivo, gerando assim um fluxo maior de fluido na saída, e por consequência, aumentando também a vazão mássica na saída dos hidrofólios. Na Fig. 5(b) e

Fig. 6(b) se observam a formação de picos de até 590 KPa de pressão, e 35 m/s de velocidade, localizada nas bordas do gráfico. Estes picos são ocasionados pelo do jato forçado de fluido expelido nos bocais a velocidades totais, que chegam até 68 m/s, gerando grandes parcelas de pressão dinâmica nesta região. Já ao centro dos gráficos das Fig. 5(b) e 6(b) é observada uma vasta queda nas pressões e velocidades, que tendem a se manter estáveis nos três casos. Na comparação entre as diferentes distâncias, é possível observar que a distância intermediária tende a maximizar a diferença de pressão, enquanto a maior distância tende a suavizar as quedas de pressão por efeito de Coanda, indicando a existência de uma possível distância limite para que este efeito possa ser observado.

A fim de ilustrar visualmente o comportamento dos campos de pressão e velocidade na região dos perfis hidrodinâmicos, a Fig. 7 é apresentada. A Figura 7(a) mostra os campos de velocidades obtidos para o escoamento sobre hidrofólios com distância d = 0,8 m, 1,65 m e 2,1 m, respectivamente. Enquanto, a Fig. 7(b) mostra os campos de pressões totais para os mesmos casos. Para d = 0,8 m, é possível notar que há uma maior intensidade nas magnitudes dos campos de velocidades, o que indicam um aumento intenso na velocidade do fluido ejetado na saída do dispositivo. Os limites máximos e mínimos do campo de pressões para este modelo, apresentam o maior diferencial de pressão dentre os modelos, e através da Tabela 3, percebe-se que este modelo possui também os maiores valores de pressão e velocidade médios dentre os três casos simulados. Percebe-se que quando d = 1,65 m, obtemos um aumento da área efetiva de fluxo, aumentando a vazão mássica de fluido que é induzido através dos hidrofólios como indica a Tabela 3, porém se torna visível uma diminuição nas magnitudes dos campos de pressões e velocidades, que tendem a ser mais amenos. Para o caso onde d = 2,1 m torna-se evidente através da Fig. 7, que os campos de velocidades e pressões tendem a ser bem menos intensos através do dispositivo conforme a distância entre os perfis aumenta. Ainda no modelo d = 2,1 m, verifica-se que apesar da menor intensidade do escoamento, o valor de vazão mássica torna-se máximo, superando as vazões de todos os outros modelos, como indicado na Tabela 3.



a) b)

Figura 7 – Campos do escoamento para casos com diferentes distâncias entre os perfis hidrodinâmicos: a) campos de velocidades em metros por segundo (*m/s)*, b) campos de pressão total em Pascal (*Pa)*.

Tabela 3. Valores de pressão média, velocidade média, e vazão mássica para cada uma das distâncias (*d*).

Distância (d) dos Perfis	Pressões Totais Médias	Velocidades $Médias_{saída}$	Vazão $Mássica_{saída}$ (por unidade de profundidade)	Razão de Amplificação de Fluxo
d = 0,8 m	119,77 kPa	17,69 m/s	20830,20 kg/s	5,86
d = 1,65 m	82,38 kPa	14,69 m/s	29248,77 kg/s	8,23
d = 2,10 m	67,91 kPa	12,49 m/s	29753,34 kg/s	8,37

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho foram estudados o comportamento de escoamentos incididos sobre perfis hidrodinâmicos, de forma a se obter um dispositivo que utiliza o efeito Coanda para reproduzir o fenômeno de amplificação de fluxo. Para melhor compreender como o efeito Coanda interfere no escoamento sobre os perfis, foram testadas três distâncias de bocal em perfis hidrodinâmicos com superfícies curvas, simulados numericamente através do uso do método dos volumes finitos pelo *FLUENT*. Para certificar-se de que a malha e os parâmetros de simulação adotados seriam apropriados para o modelo proposto foi realizada uma verificação, sendo este baseado em um sistema de resultado já conhecido pela literatura. Os modelos simulados aqui utilizaram como fluido de trabalho a água e ainda utilizaram as hipóteses de escoamento incompressível, turbulento, em regime transiente e desprezando-se os efeitos termodinâmicos.

As análises dos resultados se mostraram concordantes com os estudos de Afshin et al (2015) e Guoqi et al (2014), além de evidenciarem ser possível obter o efeito amplificador de fluxo com fluido de maior massa específica. Os escoamentos sobre as superfícies dos perfis reproduziram satisfatoriamente o efeito Coanda de forma a gerar aumento nas vazões mássicas na saída dos hidrofólios de até 800% vezes maior que a quantidade de fluido injetada no domínio (nos casos de d=1,65m e d=2,10m). A utilização de água como fluido de trabalho mostrou-se consistente com os estudos que usam o efeito Coanda em ar, gerando intensos gradientes de pressões e velocidades para um jato incidente com velocidade de 50 m/s.

As simulações realizadas nos três modelos em distâncias diferentes comprovaram que os gradientes de pressão gerados pelo efeito Coanda são fortemente influenciados pela proximidade em que os perfis se encontram. Se observou que quando mais próximos os perfis, mais intensos se tornam os gradientes médios de pressão e velocidade, pois o fenômeno de amplificação está intimamente ligado as forças viscosas que um fluido exerce sobre a sua vizinhança, desta forma quanto maior for o distanciamento entre perfis, maiores também serão as forças viscosas que dissiparão os gradientes entre os hidrofólios. Ainda foi constatado que com o distanciamento dos perfis, as vazões mássicas na saída do dispositivo se tornam mais proeminentes em função do aumento da área efetiva de fluxo, obtendo valores de amplificação de vazão 5,86 vezes maior quando d = 0,8m, 8,23 vezes maior quando d = 1,65m, e 8,37 vezes maior quando d = 2,1m.

Estes resultados demonstram o quanto dispositivos baseados no efeito Coanda ainda podem ser melhorados e expandidos para aplicações de maior valia para a indústria e para a ciência. Uma grande quantidade de informações ainda carece de referências literárias para que possam ser validadas, e devidamente avaliadas as aplicações possíveis para um dispositivo deste tipo.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi agradecem ao CNPq pela bolsa de produtividade em pesquisa. O autor M. dos S. Pereira agradece a CAPES pela bolsa de estudos. Todos os autores agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS

Abbott, I. H., Von Doenhoff A. E., 1959. "Theory of Wing Sections". Dover Publications, NY. EUA.

Afshin, H., Jafari, M., Farhannieh, B., Bozorgasareh, H., 2015. "Numerical Aerodynamic Evaluation and Noise Investigation of a Bladeless Fan". Journal of Applied Fluid Mechanics, Vol. 8, No. 1, pp. 142.

Ansys Fluent, 2007. Documentation Manual – FLUENT 6.3.16.

Çengel, Y. A., Cimbala, J., 2007. Mecânica dos Fluidos: Fundamentos e Aplicações. McGraw-Hill, São Paulo. 1ª Ed.

Cornell, University. <https://confluence.cornell.edu/display /SIMULATION/FLUENT+-+Flow+over+an+ Airfoil>. Acesso: 24 de março de 2016 as 21:00h.

Dos Santos, E. D., Rodrigues, M. P., Andrade, T. S. V. C., Isoldi, L. A., Franca, F. H. R., Rocha, L. A. O., 2016. "Numerical Study of Different Closure Approaches for Prediction of Forced Convective Turbulent Cylindrical Cavity Flows. Defect and Diffusion Forum", v. 366, p. 166-181.

Drãgan, V., 2013. "A New Mathematical Model for High Thickness Coanda Effect Wall Jets. Review Of the Air Force Academy". No 1 (23).

Guoqi, L.; Yongjun, H.; Yingzi, J.; Setoguchi, T.; Kim, H.D. 2014. "Influence of Coanda Surface Curvature on Performance of Bladeless Fan. Journal of Thermal Science", vol.23 (5), p. 422- 431.

Hinze, J. O, 1975. Turbulence, McGraw-Hill, New York, USA.

Launder, B. E., Spalding, D.B., 1972. "Mathematical Models of Turbulence". Academic Press, London.

Olivitto, Constantin., 2010. "Fluidic Elements Based on Coanda Effect". Incas Bulletin, vol.2, number 4, p. 163.

Reba, Imants. 1966. Applications of The Coandă Effect. Scientific American, Vol.214; P. 84–92.

Valentín, D.; Guardo, A.; Egusquiza, E.; Valero, C.; Alavedra P. 2013. "Use of Coandă nozzles for double glazed façades forced ventilation". Energy and Buildings Journal. vol.62, p.605-614.

Versteeg, H., K.; Malalasekera, W., 2007. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Pearson, England.

Wilcox, D. C., 2002. Turbulence Modeling for CFD. DCW Industries, La Canada, USA.

8. TERMO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material impresso neste paper.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

INFLUÊNCIA DO REFINAMENTO DA MALHA NOS COEFICIENTES DE ARRASTO, SUSTENTAÇÃO E TORQUE ESTÁTICO DE UMA TURBINA SAVONIUS DE ÚNICO ESTÁGIO

Geovane Nascimento de Oliveira[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Adriane Prisco Petry[2], Liércio André Isoldi[1], Rodrigo Spotorno Vieira[1], Elizaldo Domingues dos Santos[1]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: engeovaneoliveira@gmail.com
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: spotorno.furg@gmail.com
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[2] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
e-mail: adrianep@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

Este trabalho apresenta o estudo numérico computacional do escoamento de ar sobre um rotor eólico de eixo vertical baseado no modelo Savonius, em condições estáticas, como as encontradas no início de sua operação. Comparações dos efeitos gerados nos coeficientes de arrasto, sustentação e potência são realizadas ao variar o refinamento da malha empregada no domínio computacional, para diferentes angulações de incidência de vento. Para isso, foi necessário construir um modelo numérico representativo da turbina em questão, considerando o efeito da turbulência. Como recurso, o software GAMBIT® foi utilizado para a confecção do domínio computacional, definição das condições de contorno e criação das duas diferentes malhas, sendo uma definida como grosseira e outra refinada. O software FLUENT® foi empregado para a realização da simulação numérica sobre os domínios gerados baseada no Método dos Volumes Finitos, adequando a metodologia utilizada em outros trabalhos, afim de obter os coeficientes de arrasto, sustentação e torque, e compará-los com a literatura existente. O escoamento é incompressível e turbulento. As simulações são executadas com discretização em duas dimensões e em regime permanente. As equações de conservação de massa e quantidade de movimento médias no tempo (RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes) são resolvidas através do método dos volumes finitos. Com relação ao fechamento da turbulência é aplicado o modelo k-ω SST. A cada simulação, o ângulo das pás em relação à incidência de vento é alterado em 30º, de 0º a 150º. Um total de 12 simulações foram realizadas, sendo 6 para cada malha. Após este estudo, comprovou-se que a utilização de uma malha com um número maior de elementos e estruturada próxima as paredes do rotor tem extrema importância na convergência dos coeficientes de arrasto, sustentação e potência para resultados válidos e com boa concordância com os valores obtidos por outros autores.

Palavras-chave: Simulação Numérica, Escoamento Turbulento, Turbina Savonius, Coeficientes Estáticos, Ângulo de Incidencia.

1. INTRODUÇÃO

O planeta vem sofrendo com os graves efeitos decorrentes do mal-uso de fontes de energias não-renováveis desde as últimas décadas. A poluição se encontra em níveis críticos, e uma das possivéis alternativas que podem ser tomadas para amenizar esse problema é a utilização de novas fontes de energia, renováveis e limpas, como a eólica. A emissão de CO_2 pelas turbinas eólicas é nula, ao contrário de usinas termoelétricas, por exemplo, que despejam o composto químico em grande escala na atmosfera pela queima de carvão.

A turbina eólica Savonius, que recebe esse nome por ter sido patenteada pelo engenheiro finlandês Sigurd J. Savonius em 1930, se insere no contexto de aproveitamento energético, mas ainda é pouco difundida. Trata-se de um rotor de eixo vertical pouco convencional, cujas características incluem a simplicidade e o baixo custo de construção, o alto torque na partida, a velocidade angular de operação relativamente baixa (implicando em menor ruído e menor desgaste das partes móveis) e a aceitação de vento em qualquer direção para o funcionamento, eliminando assim a necessidade de sistemas de reorientação (Fraga, 2013).

Devido ao alto torque desenvolvido a baixas velocidades angulares, o rotor Savonius, que funciona principalmente devido às forças de arrasto sobre suas pás, é comumente utilizado em bombeamento e como força motriz. Ao contrário das turbinas eólicas convencionais (de sustentação) que operam bem a altas velocidades angulares e baixo torque. Assim, estas turbinas acabam tendo maior aplicação na geração de energia elétrica, pois o acoplamento com os geradores de energia elétrica, que operam em altas rotações, é facilitado (Akwa, 2010).

O emprego de métodos numéricos em busca da solução das equações que descrevem o escoamento sobre a turbina eólica resulta em aproximações com boa precisão para as características aerodinâmicas da mesma, obtidas a partir dos campos de velocidade e pressão no escoamento. A utilização de métodos numéricos permite economia de tempo e material para instrumentação. De acordo com Patankar (1980) as soluções numéricas permitem a obtenção de resultados fisicamente coerentes com o fenômeno físico estudado quando o processo é realizado adequadamente.

Com o intuito de contribuir com uma matriz energética mais limpa e eficiente, é proposto neste trabalho a avaliação do comportamento de um rotor Savonius sobre incidência de escoamento turbulento e em condições estáticas, como as encontradas no momento de início de operação da turbina, analisando a influência do refinamento da malha sobre os coeficientes de arrasto, sustentação e torque.

2. METODOLOGIA

Para a realização deste trabalho, o software GAMBIT® foi utilizado na confecção do domínio computacional, da geometria e das malhas empregadas. Após obtido o domínio representativo, o software FLUENT® foi empregado para a obtenção, através da resolução das equações de conservação com o Método dos Volumes Finitos, campos de pressão e velocidade, além dos coeficientes de torque, sustentação e arrasto. Apesar da consideração de um escoamento turbulento, as simulações foram realizadas em um domínio bidimensional, ou seja, considera-se que não existem variações nos coeficientes ao longo da terceira dimensão do rotor Savonius.

Para a verificação da metodologia empregada no modelo de turbina proposto, foram realizadas comparações com dados numéricos existentes na literatura, como os desenvolvidos por Akwa (2010).

2.1 Descrição do Domínio Computacional

O rotor proposto neste trabalho é do tipo vertical, composto por 2 pás separadas entre si por 90º, do tipo semicircular, como mostrado na Fig. 1, onde d_r é o diâmetro do rotor, θ é o ângulo de incidência de vento, e é a espessura das pás, a é o afastamento das pás, s é a sobreposição das pás, c é o comprimento de corda, e V_0 é a velocidade não perturbada do escoamento. No caso em análise, a espessura foi definida como sendo e = 4 mm e as pontas arredondadas, dispostas em uma circunferência de diâmetro d_r = 1000 mm e de altura H = 4000 mm, como mostra a Fig. 2. O afastamento entre as pás a é nulo e a sobreposição s é correspondente a 15% da dimensão da corda adotada, pois, segundo Akwa (2010) e Alaimo et al. (2013), afastamentos nulos e sobreposições com valores entre 10 e 30% do comprimento da corda proporcionam bons resultados para o coeficiente médio.

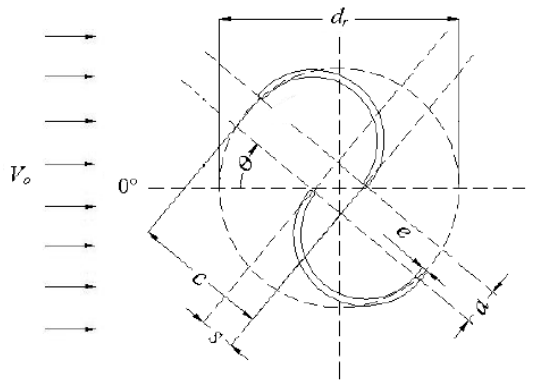
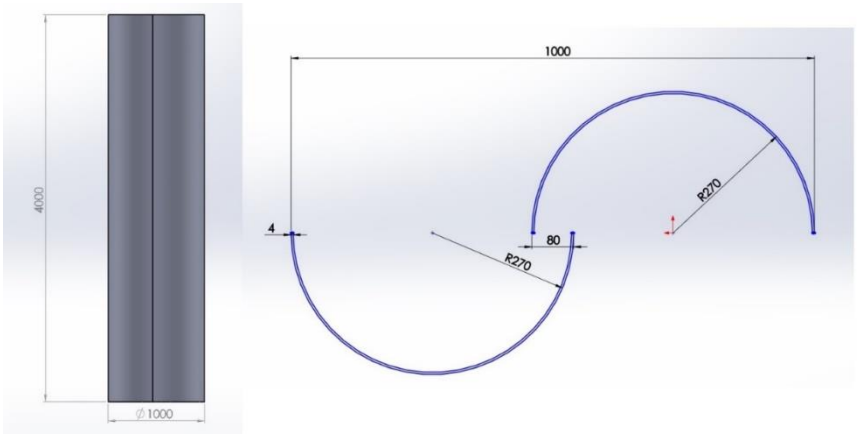


Figura 1. Representação esquemática de um rotor Savonius (Adaptado de Akwa, 2010)



a) b)

Figura 2. Rotor proposto (unidade em mm): a) Vista frontal; b) Vista superior.

O domínio computacional, região delimitada que ocorre o escoamento ao redor da turbina Savonius, foi definido como tendo um comprimento entre a zona de entrada e saída do escoamento de L = 36000 mm e altura de H = 12000 mm. A turbina é posicionada a X = 6000 mm de distância da zona de entrada do escoamento e a uma altura intermediária de Y = 6000 mm distante das linhas superior e inferior, a fim de evitar que a velocidade imposta na entrada do domínio não seja afetada pelas superfícies de contorno do domínio, especialmente as superfícies inferior e superior. Além disso, o rotor foi disposto a uma distância de 30000 mm da zona de saída do escoamento para que, desta forma, não ocorra influência sobre o escoamento na região da turbina devido a essa condição de contorno. Foi imposta na saída uma pressão prescrita igual a atmosférica (p = 101,325 kPa). A Figura 3 representa a geometria do domínio computacional empregado neste trabalho.

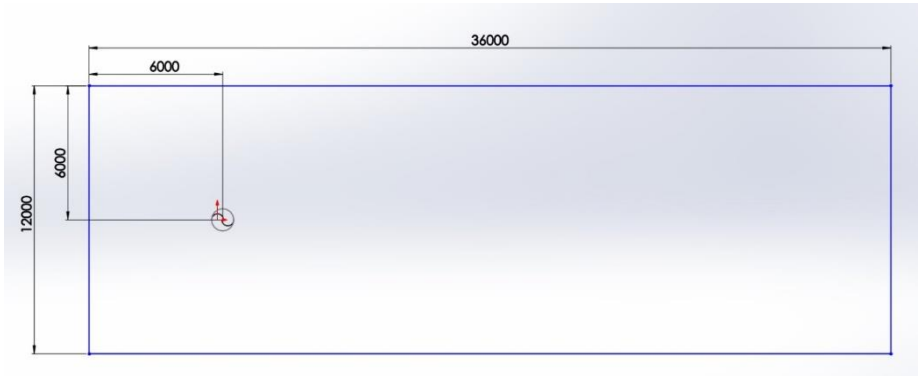


Figura 3. Representação das dimensões do domínio computacional

2.2 Condições de Contorno

As condições de contorno foram impostas no software FLUENT®, sendo a entrada do escoamento definida com uma velocidade prescrita (V_0 = 7 m/s) de forma que se tenha um escoamento com número de Re_D = 433.500, enquanto na saída impõe-se uma condição de pressão prescrita (p = 101,325 kPa). As superfícies superior e inferior possuem a condição de simetria. Essa última é imposta de forma a evitar que as paredes superior e inferior causem alguma razão de bloqueio sobre a região da turbina, o que poderia afetar os coeficientes estáticos obtidos. As pás do rotor receberam a condição de contorno de não-deslizamento e impermeabilidade (*wall*). O próximo passo foi a caracterização das zonas de fluido, onde o ar foi definido como fluido de trabalho. Foram consideradas as seguintes propriedades termofísicas: ρ = 1,18415 kg/m³ e μ = 1,7894 $\times 10^{-5}$ kg/(ms).

2.3 Malhas Empregadas

Sabe-se que quanto maior o número de células, menor será o erro na solução do Método dos Volumes Finitos (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007; FLUENT, 2007). Como o intuito deste trabalho é analisar o efeito do refinamento da malha nos coeficientes de torque, arrasto e sustentação, a discretização espacial do domínio foi feita de duas maneiras, sendo que a primeira gerou uma malha denominada grosseira, e a segunda, definida como malha refinada. Vale destacar que, mesmo a malha grosseira é bastante refinada na região da turbina. Contudo, é empregada uma malha triangular próximo as paredes.

2.3.1 Malha grosseira

A malha empregada neste estudo tem formato triangular e o espaçamento foi estipulado através da divisão das linhas do domínio. As linhas que representam as zonas de entrada e saída do escoamento foram divididas em 100 partes, enquanto que as linhas simétricas (superior e inferior) foram divididas em 200 partes. Já as pás têm suas bordas divididas em 50 partes e os contornos das extremidades em 4 partes. A Figura 4 mostra as divisões recém citadas, enquanto que as Figs. 5 e 6 mostram as malhas geradas na região das pás e no domínio completo, respectivamente, totalizando 142.526 elementos e 71.670 nós.

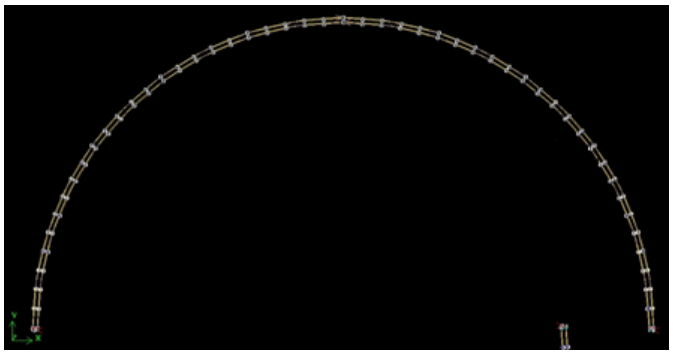


Figura 4. Divisão da malha grosseira nas linhas que definem as pás da turbina.

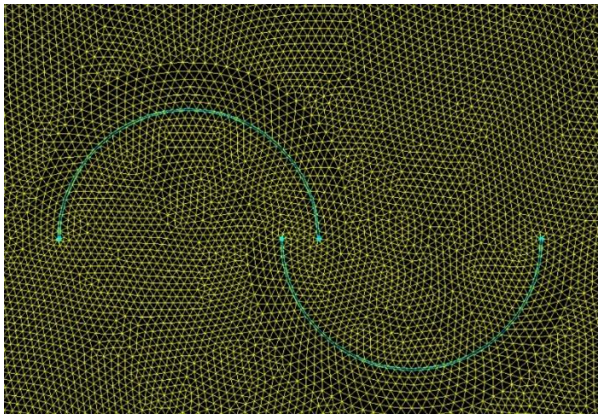


Figura 5. Malha grosseira empregada na região das pás.

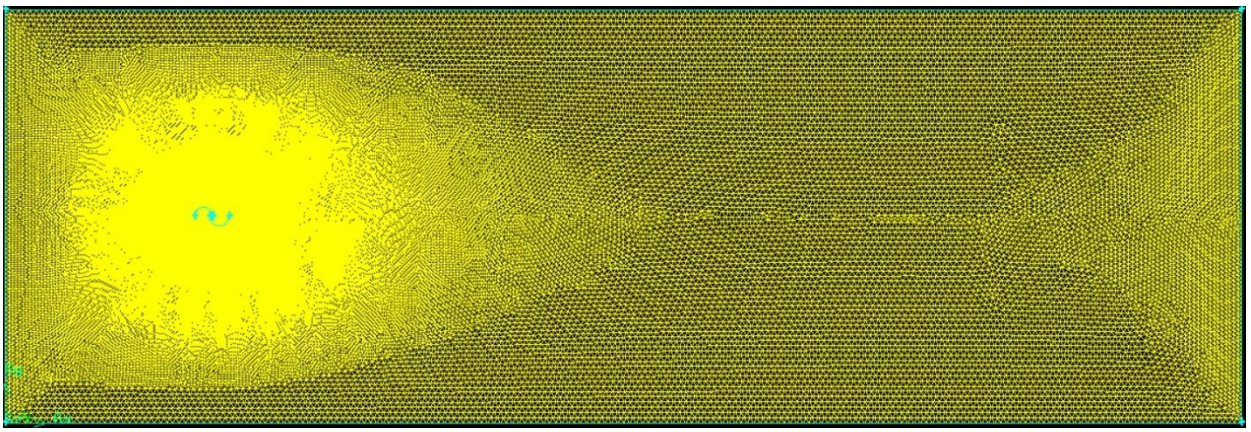


Figura 6. Malha grosseira empregada no domínio computacional.

2.3.2 Malha refinada

Com o intuito de obter uma malha mais refinada em comparação com a criada anteriormente, foram geradas duas novas zonas próximas às pás, onde a análise do escoamento deve ser mais precisa, de modo que fosse possível dividir a malha com diferentes parâmetros. A primeira zona, denominada de alma da pá, possui mesma geometria que as pás porém em escala de 7,75. Em outras palavras, enquanto a espessura das pás é de e = 4 mm, as almas possuem e_a = 31 mm. A segunda zona, denominada de interface, foi gerada através de uma circunferência de raio R = 550 mm, concêntrica com o eixo de rotação da turbina.

O espaçamento foi estipulado através das divisões das linhas do domínio. As linhas das pás e das almas foram divididas em 500 partes, as extremidas das pás e das almas em 30 partes, a interface em 50 partes, as linhas de simetria (superior e inferior) em 120 partes, e as linhas de entrada e saída em 30 partes. A malha foi definida como sendo de formato retangular nas almas das pás, e formato triangular dentro da região de interface e no restante do domínio. Somando as três regiões, alma das pás, interface e o restante do domínio, o número total de elementos presentes na malha foi de 325.362, com 173.480 nós. A Figura 7 demonstra a malha obtida próxima às extremidades das pás, enquanto que a Fig. 8 mostram a malha geradas na região do domínio completo.

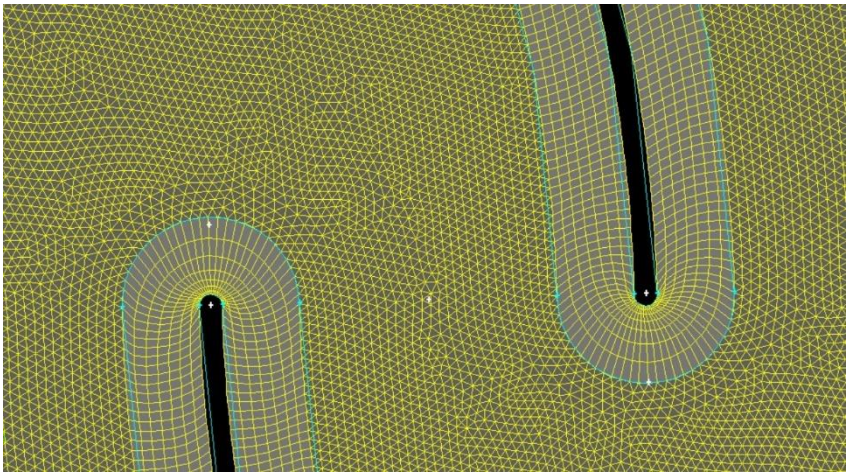


Figura 7. Malha refinada empregada próxima às extremidades das pás.

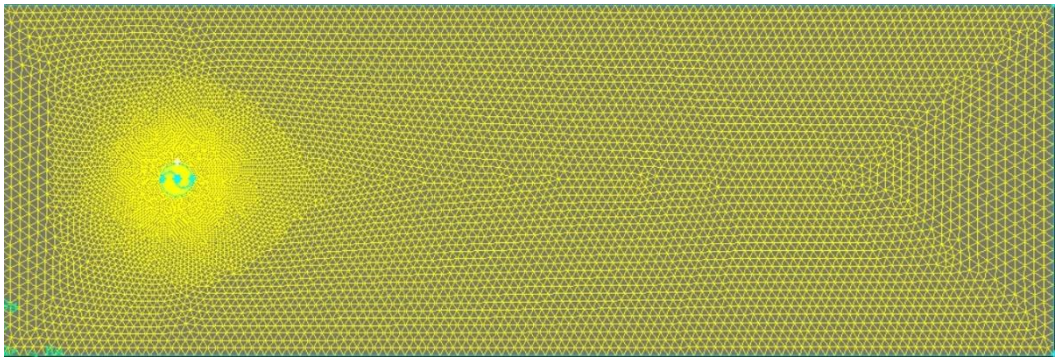


Figura 8. Malha refinada empregada no domínio computacional.

2.4 Modelagem Matemática

A equação da conservação da quantidade de massa é apresentada por Schilichting (1979) da seguinte forma:

$$\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

onde v_i - velocidade na direção *i*, *i* = 1 e 2 (m/s); x_i - corresponde a coordenada espacial, *i* = 1 e 2 (m).

A Eq. (1) recém citada é válida para escoamentos incompressíveis. Como as velocidades neste trabalho serão menores do que a velocidade do som, o escoamento poderá ser considerado como incompressível.

A equação da conservação da quantidade de movimento é descrita como:

$$\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial t} + \frac{\partial \left(\overline{v_i}\overline{v_j}\right)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\overline{\rho}}\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_j}\delta_{ij} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left\{\upsilon\left(\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v_j}}{\partial x_i}\right) - \tau_{ij}\right\} \tag{2}$$

onde: *p* é a pressão (N/m^2); υ é a viscosidade cinemática (m^2/s); ρ é a massa específica do fluido (kg/m^3); δ_{ij} é o operador delta de Kronecker; *t* representa o domínio de tempo (s), *i* = 1 e 2, *j* = 1 e 2.

Na solução do problema de escoamento turbulento, a modelagem clássica da turbulência (RANS - do inglês: *Reynolds Averaged Navier-Stokes*) foi empregada à situação por permitir a análise bidimensional a um menor custo computacional (Akwa, 2010).

O modelo de turbulência *k* - ω SST foi empregado para a modelagem das tensões de Reynolds, visto que, segundo Akwa (2010), os resultados obtidos através das simulações são próximos dos valores obtidos experimentalmente.

O modelo de turbulência *k* - ω consiste em relacionar as tensões de Reynolds com a taxa de deformação do campo médio através de uma viscosidade turbulenta, que é determinada pelo modelo. Para o caso de escoamento incompressível, o tensor das tensões de Reynolds pode ser descrito como:

$$\tau_{ij} = \upsilon_t\left(\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v_j}}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}k\delta_{ij} \tag{3}$$

onde: υ_t é a viscosidade turbulenta (m^2/s); k é a energia cinética da turbulência (m^2/s^2).

Segundo Wilcox (2002), a viscosidade turbulenta é dada por:

$$v_t = \alpha_\infty \frac{\rho k}{\omega} \tag{4}$$

onde α_∞ é um coeficiente de fechamento, onde foi empregado o valor padrão do software.

Este modelo resolve duas equações de transporte, uma para a energia cinética turbulenta (k) e outra para a taxa especifica de dissipação (ω). A energia cinética turbulenta e a taxa de dissipação específica são, respectivamente:

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \overline{v}_j\frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right\} + G_k - Y_k \tag{5}$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \overline{v}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\omega}\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right\} + G_\omega - Y_\omega \quad (6)$$

onde G_ω representa a geração de ω, G_k representa a geração de energia cinética turbulenta devido a gradientes de velocidade média, Y_k e Y_ω representam a dissipação de *k* e ω devido à turbulência.

2.5 Modelagem Numérica

O solver utilizado neste estudo foi o *Pressure-Based*. Neste algoritmo, a limitação de conservação da massa do campo de velocidades é feita através da resolução de uma equação de pressão ou de correção de pressão. A equação de pressão deriva das equações de quantidade de movimento e de continuidade. Como as equações governantes são não-lineares e dependentes umas das outras, o processo se torna iterativo até que uma convergência seja alcançada (FLUENT, 2007).

O esquema de advecção *Upwind* de Segunda Ordem foi definido pelo fato de também ser utilizado por outros autores, por exemplo (Akwa, 2010). O acoplamento pressão-velocidade foi definido como SIMPLE, devido ao fato de que este foi o método aplicado no trabalho de referência de (Akwa, 2010) e de (Akwa, et al., 2012).

Os resíduos empregados foram de 10^{-5} para a continuidade, velocidades, *k* e ω, sendo que a convergência ocorre quando os resíduos dos cálculos iterativos se encontram abaixo deste valor. O tempo de simulação adotado equivale a t_f =8s dentro do domínio computacional. Foi empregado um passo de tempo de $\Delta t = 1{,}0 \times 10^{-4}$ s. Desta forma, é possível garantir que o escoamento percorra todo o domínio com tempo suficiente para que o mesmo atinja o regime permanente e ocorra estabilização dos coeficientes.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Para ambos os casos de malhas, grosseira e refinada, as condições exibidas pela Tab. 1 foram impostas.

Tabela 1. Condições impostas nas simulações

Velocidade de entrada do ar	V_0 = 7 m/s
Diâmetro do rotor	D = 1 m
Número de Reynolds	Re_D = 433500
Pressão de saída	p = 101325 Pa
Intensidade de turbulência na entrada	IT = 1%
Comprimento característico da turbulência	= 0,01m

As simulações deste trabalho foram executadas com discretização 2D em regime permanente, ou seja, os termos de variação local das equações de conservação de quantidade de movimento não foram resolvidos. As simulações em regime permanente visam obter as características aproximadas da turbina em condições estáticas com relativo baixo custo computacional e reproduzir as simulações realizadas em Akwa (2010).

Cada malha passou por 6 simulações, sendo que as posições angulares das pás em relação a incidência de vento consideradas foram de: θ = 0º, 30º, 60º, 90º, 120º e 150º. Isso foi realizado porque o ciclo dos coeficientes estáticos se repete a cada 180º e a posição angular de 0º equivale a de 180º.

Como a turbina Savonius expõe diferentes contornos das pás ao vento de incidência na medida em que elas rotacionam, é de se esperar que os coeficientes de arrasto, sustentação e torque variem. Em consequência disso, o torque resultante de um rotor Savonius varia de acordo com o ângulo de rotação em que se encontra (Silva Júnior, 2010).

A Figura 9 pode ser utilizada para exemplificar o comportamento obtido em uma simulação em regime permanente da turbina Savonius na posição angular θ = 90º com escoamento de 7 m/s. Como pode se observar, surge uma esteira de vórtices no escoamento, e devido aos elevados números de recirculações, os valores dos coeficientes oscilam em torno de uma média.

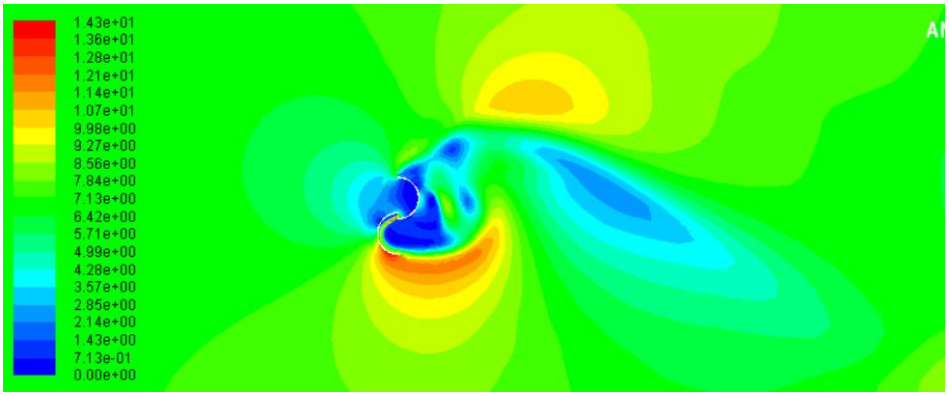


Figura 9. Campo de velocidades no escoamento com o rotor estático, para θ = 90º e V_o = 7m/s

A verificação da influência do refinamento das malhas nos coeficiente de arrasto, sustentação e de torque estático do rotor Savonius com único estágio foi realizada para θ variando em 30º, de 0º até 150º. A Tabela 2 mostra os valores médios dos coeficientes de arrasto, sustentação e torque na superfície da turbina. Estes valores foram obtidos pelo *software* FLUENT® através da integração das áreas das pás, conhecidos os campos de velocidades e pressão. As Figuras 10, 11 e 12 foram geradas para melhor visualização do efeito do ângulo de incidência sobre os coeficientes de arrasto, sustentação e torque, respectivamente, sendo que os valores obtidos por Akwa (2010) foram incluídos nos gráficos de forma a comparar quantitativamente as duas malhas com diferente refinamento e os valores obtidos pelo autor com outro software numérico (Star-CCM+).

Tabela 2. Variação dos valores obtidos para coeficiente de arrasto (C_d), sustentação (C_l) e torque (C_m) estático para θ variando em 30º, de 0º até 150º, em função do refinamento da malha

	Malha Refinada (325362 elementos)			**Malha Grosseira (142526 elementos)**		
	Cd	**Cl**	**Cm**	**Cd**	**Cl**	**Cm**
0º	0.31044213	0.40131407	0.25395321	0.06998301	0.43964517	0.75925447
30	0.64354832	0.37197848	0.68362772	0.19724558	-0.0216513	1.19103213
60	1.15577718	-0.4434067	0.71291973	1.66305425	-1.050028	1.06381344
90	2.0150942	-0.9577551	0.45908701	2.84326686	-1.1375058	0.92978092
120	1.93833529	-1.402887	0.31063086	2.75186757	-1.47214	0.71179644
150	0.58363726	-0.2637636	0.33407721	1.20743116	-1.3159969	0.53108056

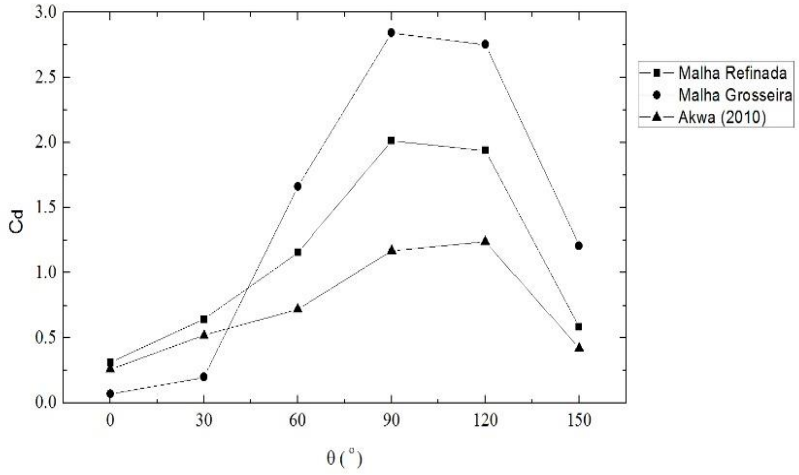


Figura 10. Variação do coeficiente de arrasto (C_d) em relação ao ângulo de incidência de vento obtido com as diferentes malhas estudadas aqui e comparação com os resultados obtidos por Akwa (2010).

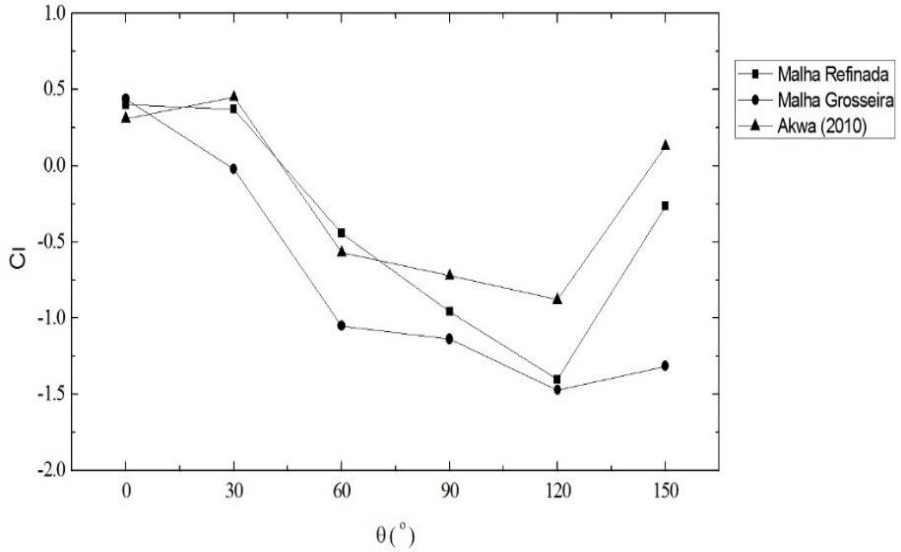


Figura 11. Variação do coeficiente de sustentação (C_l) em relação ao ângulo de incidência de vento obtido com as diferentes malhas estudadas aqui e comparação com os resultados obtidos por Akwa (2010).

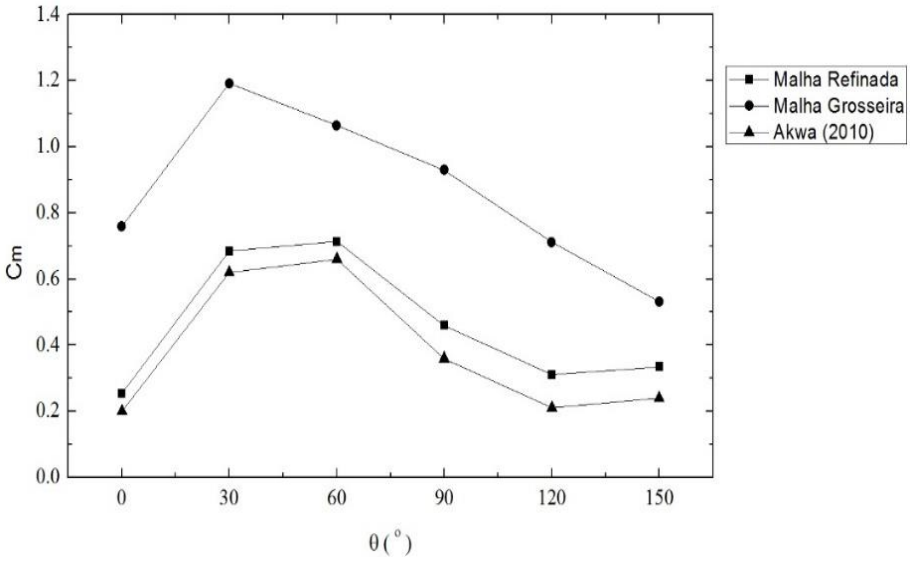


Figura 12. Variação do coeficiente de torque (C_m) em relação ao ângulo de incidência de vento obtido com as diferentes malhas estudadas aqui e comparação com os resultados obtidos por Akwa (2010).

Analisando os gráficos dos coeficientes para condições estáticas, pode-se verificar que o emprego de uma malha com um número maior de elementos, principalmente na região próxima às pás do rotor, resulta em valores mais próximos daqueles obtidos por Akwa (2010), definindo-os, assim, como resultados válidos para este tipo de simulação. A malha grosseira não exprime o que realmente está atuando no rotor, pois a falta de um número maior de elementos impossibilita uma acurada caracterização da zona de inferferência entre pá e fluido.

As curvas resultantes da malha refinada apresentam um comportamento muito similar com as obtidas por Akwa (2010), principalmente a curva do coeficiente de torque (C_m). Também é observado que para angulações de 90º e 120º, os valores de coeficiente de arrasto e de sustentação se distanciam consideravelmente, podendo estarem relacionados com não uniformidade da malha na região próxima à interface, onde os elementos têm uma notável variação de tamanho, o que deve ser melhorado para futuros trabalhos. Apesar disso, a estratégia de refinar a malha com elementos retangulares próximo a região das pás da turbina funcionou adequadamente. Em comparação com Akwa (2010), os maiores distanciamentos observados nessas duas angulações utilizando a malha com maior refinamento representaram variações relativas de 72% para o C_d, 59% para o C_l e 45% para o C_m. Para a malha grosseira, as variações relativas chegaram a 143% para o Cd, 67% para o Cl e 239% para o Cm.

4. CONCLUSÃO

Foi realizado um estudo numérico de um escoamento de ar turbulento sobre uma geometria semelhante a uma turbina eólica do tipo Savonius avaliando-se o efeito do ângulo de incidência do escoamento com a turbina sobre os coeficientes estáticos de arrasto, sustentação e torque para duas diferentes malhas denominadas aqui de grosseira e refinada (com malha retangular estruturada próxima a superfície da turbina). Para a simulação do escoamento de ar incompressível e turbulento as equações de conservação de massa e quantidade de movimento médias no tempo (RANS) foram resolvidas com o método de volumes finitos. Para o fechamento da turbulência foi empregado o método $k-\omega$ SST.

As soluções obtidas quando um refinamento maior da malha é utilizado são representativas do fenômeno analisado. Há uma boa concordância com os resultados numéricos obtidos por Akwa (2010), principalmente para o efeito do ângulo de incidência sobre o torque estático. Para os coeficientes de arrasto e sustentação, a tendência foi similar, mesmo com algumas discrepâncias nos resultados. Avaliar esta questão exige um estudo mais amplo a respeito, com a proposição de novas malhas com refinamento melhorado, principalmente na região de interface da turbina. Apesar disso, o refinamento com elementos retangulares próximo as pás da turbina se mostrou adequado para a abordagem desse tipo de problema, sendo esta estratégia recomendada para esse tipo de problema. O desenvolvimento desta metodologia de estudo de um rotor de eixo vertical em um domínio bidimensional possibilitou um melhor entendimento da influência da malha sobre a análise quantitativa do problema. Mesmo que os campos qualitativos obtidos com as diferentes malhas tenham sido similares, o refinamento próximo as pás da turbina são fundamentais nesse tipo de problema para análise e recomendações quantitativas para os coeficientes estáticos. Além disso, foi possível avaliar a dependência dos coeficientes estáticos ao ângulo de incidência de vento.

Os resultados simulados exibidos neste trabalho indicam que o modelo de turbulência empregado aqui, k-ω SST, é capaz de representar em bom nível as características do escoamento necessárias para avaliar o desempenho estático do rotor Savonius, podendo ser extrapolada para a metodologia de malha em movimento. Acredita-se que a metodologia empregada é adequada para avaliar este tipo de problema. Contudo, são necessárias maiores investigações com relação a discretização na região de interface entre o domínio onde a turbina está contida e o domínio externo, bem como testes de refinamento na região das paredes.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores L. A. O. Rocha, A. P. Petry, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Akwa, J.V., 2012. Análise Aerodinâmica de Turbinas Eólicas Savonius empregando Dinâmica dos Fluídos Computacional. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil, 2010.

Akwa, J.V., Silva Júnior, G. A. da, Petry, A. P., 2012, Discussion on the Verification of the Overlap Ratio Influence on Performance Coefficients of a Savonius Wind Rotor using Computational Fluid Dynamics, Renewable Energy, Vol. 38, pp. 141 – 149.

Alaimo, A., Esposito, A., Milazzo, A., Orlando, C., Trentacosti, F., 2013, Slotted Blades Savonius Wind Turbine Analysis by CFD. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, Energies, Vol. 6, pp. 6335 - 6351.

FLUENT, documentation manual – Fluent 6.3.16, 2007.

Fraga, G. C., 2013, Análise Numérica do Efeito de Bloqueio no Escoamento sobre uma Turbina Savonius em Túnel Aerodinâmico, Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil, 2013.

Patankar, S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, New York: McGraw Hill, 1980.

Schlichting, H. "Boundary-layer Theory", New York: McGraw-Hill, 1979.

Silva Júnior, G. A., 2010, Análise da Influência de Diferentes Razões de Sobreposição no Desempenho de Turbinas Eólicas Savonius empregando Dinâmica dos Fluidos Computacional, Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil, 2010.

Versteeg, H. K.; Malalasekera, W. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Pearson, 2007.

Wilcox, D. C. Turbulence modeling for CFD, 2nd Ed., DCW Industries, La Canada, USA, 2002.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO CONVERSOR DE ENERGIA DAS ONDAS TIPO PLACA HORIZONTAL SUBMERSA EM ESCALA REAL E COMPARAÇÃO POR SIMILARIDADE COM MODELO EM ESCALA DE LABORATÓRIO

Flávio Medeiros Seibt[1], Elizaldo Domingues dos Santos[2], Liércio André Isoldi[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4]

[1,4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, 2º andar, 90050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
[1] e-mail: fseibt@gmail.com
[4] e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[2,3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
[2] e-mail: elizaldosantos@furg.br
[3] e-mail: liercioisoldi@furg.br

RESUMO

A grande concentração de energia encontrada nas ondas do mar faz desse recurso uma importante alternativa como fonte de energia renovável. O sistema de placa horizontal submersa é um tipo de estrutura utilizada como quebra-mar submerso, para proteção costeira, mas que pode ser utilizado, também, como conversor de energia das ondas. O objetivo deste estudo é simular, numericamente, o conversor tipo placa horizontal submersa em escala real a fim de analisar a similaridade dos resultados obtidos com relação a resultados precedentes de um modelo simulado em escala de laboratório. Para isso, tanto as dimensões do modelo real do equipamento, como da onda incidente, foram definidas por uma relação de escala a partir do critério de similaridade de Froude. Foi simulada uma onda monocromática real de período 6,00 s incidindo numa placa submersa disposta em diferentes alturas relativas entre 76,7 e 88,3 % (definidas pela razão entre a altura da placa e a profundidade da água). Os resultados obtidos para diferentes grandezas foram comparados quanto ao comportamento apresentado em ambas às escalas. A fim de se obter dados para recomendações teóricas, sobre a geometria do conversor, foi calculada a eficiência do dispositivo, sem considerar a presença da turbina abaixo da placa. Nas simulações numéricas, foi utilizado um domínio bidimensional e a interação entre água e ar foi tratada com o modelo multifásico Volume of Fluid (VOF). O Método de Volumes Finitos foi empregado para a solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento. A análise dos resultados obtidos permitiu identificar que a configuração da placa com maior altura relativa pode levar a uma eficiência do equipamento de aproximadamente 18 %. Além disso, a comparação entre os resultados das duas escalas mostrou-se concordante, de modo que diferença média entre as eficiências obtidas foi de 2 %, entre os casos estudados.

1. INTRODUÇÃO

Diante de um cenário global de crescente demanda energética, especialmente por eletricidade, e de evidente necessidade de preservação dos recursos naturais, tem ocorrido um processo de diversificação das matrizes energéticas com foco em fontes renováveis, no qual os oceanos tem se destacado como uma alternativa promissora devido ao seu elevado potencial de energia (Falcão, 2010; Margheritini et al., 2012).

A energia dos oceanos está disponível em diferentes formas, sendo as mais relevantes: a energia ondas, a energia das marés, a energia das correntes marítimas e a energia térmica dos oceanos (Uihlien e Magagna, 2016). No entanto, as ondas de superfície concentram a maior parte deste recurso, com uma disponibilidade global de energia estimada em 2,11 ± 0,05 TW, valor comparável ao consumo médio anual de energia elétrica em todo o mundo (Gunn e Stock-Williams, 2012). Apesar de ainda não ser considerada uma alternativa real, pelo alto custo das tecnologias atuais e pouca disponibilidade de dados das ondas na costa do país, estudos recentes indicam uma disponibilidade de 15,25 KW/m no litoral sul do Brasil (Contestabile et al., 2015).

Outro aspecto importante é a densidade energética das ondas, é esperado que a energia das ondas proporcione de 15 a 20 vezes mais energia, por metro quadrado, que a energia eólica ou solar (Vining e Muetze, 2009). Portanto, mesmo com estimativas conservadoras quanto à eficiência dos conversores de energia das ondas em energia elétrica, as boas perspectivas têm estimulado pesquisas científicas e tecnológicas para o aproveitamento desta fonte de energia (Astariz et al., 2015). Atualmente, diversas soluções têm sido estudadas e desenvolvidas para o aproveitamento da energia das ondas, porém nenhuma delas encontra-se consolidada do ponto de vista comercial. Devido às características do local de instalação serem muito particulares, é esperado que diferentes princípios de conversão de energia das ondas sejam utilizados no desenvolvimento dos conversores (Chozas e Soerensen, 2009; Son et al., 2016).

Diferentes critérios são utilizados para classificar os conversores. Os dois mais usuais são a profundidade do local de instalação do equipamento e o tipo de dispositivo de conversão. O primeiro critério permite classificar os dispositivos como: costeiros (*shoreline*) — situados em região com profundidades de até 20 m — que são geralmente presos ao fundo; próximos da costa (*near-shore*) — situados em região com profundidades entre 20 e 50 m — que podem ser presos ao fundo ou flutuantes; ou afastados da costa (*offshore*) — situados em região com profundidades maiores que 50 m — que são geralmente flutuantes. Já o segundo critério, agrupa os conversores pelo seu princípio de funcionamento como: coluna de água oscilante, corpos oscilantes e galgamento (Cruz, 2008). Entretanto, estes critérios não contemplam todas as possibilidades existentes de converter a energia das ondas em energia elétrica; outros princípios de funcionamento podem ser usados, como, por exemplo, o conversor do tipo placa horizontal submersa.

O sistema de placa horizontal submersa é um tipo de estrutura utilizada em engenharia costeira, como quebra-mar submerso, para fins de proteção costeira, que pode ser utilizada, também, como conversor de energia das ondas (Graw, 1993a; Carter, 2005; Brossard et al., 2009). Sua utilização como conversor tem como principal característica a dupla funcionalidade da estrutura, uma vez que o mesmo dispositivo utilizado para conversão de energia das ondas não deixa de atuar como quebra-mar submerso (Ning et al., 2015). Devido a esta característica, espera-se que este tipo de dispositivo seja um conversor de energia das ondas economicamente viável; no entanto, ainda é necessário o desenvolvimento de pesquisas para tornar possível esta avaliação.

O objetivo do presente trabalho é contribuir para um maior conhecimento do conversor tipo placa horizontal submersa, apresentando uma análise sobre resultados de simulações numéricas obtidos com modelo em escala real. Além disso, a fim de se estabelecer uma relação qualitativa entre os resultados do modelo em escala real do presente trabalho e os resultados prévios do modelo em escala de laboratório de Seibt et al. (2014), suas características geométricas, bem como as características da onda incidente no dispositivo, foram definidas a partir de uma escala baseada no critério de similaridade de Froude.

Para tanto, foi simulada uma onda monocromática de período (T) 6,00 s, incidindo numa placa horizontal submersa com alturas relativas (X) de 76,7 a 88,3 %. A altura relativa da placa (X) é definida pela razão entre a altura da placa (H_P) e a profundidade da lâmina de água (h), logo, $X = H_P/h$. Tais características são similares em escala aos resultados de Seibt et al. (2014) tomados como base para as análises e comparações realizadas. Nas simulações numéricas foi utilizado um domínio bidimensional que se baseia no modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF – Hirt e Nichols, 1981; Srinivasan et al., 2011), para o tratamento da interação entre água e ar, e no Método de Volumes Finitos (MVF – Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007), para a solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento.

2. PLACA HORIZONTAL SUBMERSA

O sistema de placa submersa foi estudado inicialmente como um quebra-mar submerso visando à proteção costeira. Durante experimentos, realizados por Dick e Brebner (1968), com blocos submersos sólidos e permeáveis, observou-se a ocorrência de um padrão de circulação do escoamento ao redor dos blocos permeáveis, dando origem aos estudos de placa horizontal submersa.

Em experimentos de Graw (1992), o sistema foi descrito como um eficiente filtro de ondas, cujo escoamento sob a placa foi considerado vantajoso em relação a outros quebra-mares submersos. Este escoamento ocorre durante a passagem da onda sobre a placa e apresenta característica pulsante com maior intensidade no sentido contrário ao de propagação da onda. Neste mesmo trabalho, afirma-se que este escoamento é bastante estável, não sofrendo alterações significativas mesmo quando a região abaixo da placa é parcialmente obstruída.

Sua aplicação como conversor consiste no aproveitamento deste escoamento estável, que ocorre sob uma placa horizontal imersa abaixo da superfície da água, como propulsão para uma turbina hidráulica (conforme Fig. 1) instalada sob a mesma (Graw, 1993a; 1993b; 1994; 1995).

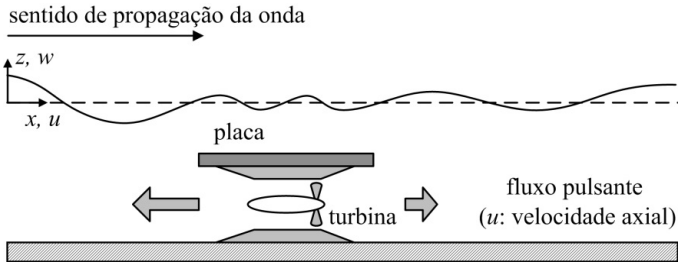


Figura 1. Representação do dispositivo de placa horizontal submersa.

Algumas vantagens deste conversor com relação a outros conversores de energia das ondas: (i) é totalmente submerso, portanto, o impacto de grandes ondas sobre a estrutura é reduzido; (ii) pela mesma razão, problemas de corrosão na turbina também são reduzidos; (iii) a dupla funcionalidade contribui para a redução de custos, pois, quando a turbina está captando energia, o sistema atua como filtro de ondas e conversor de energia, porém se a região abaixo da placa for bloqueada, o sistema atua como um quebra-mar submerso convencional; (iv) como o dispositivo é totalmente submerso, a influência visual sobre o ambiente é reduzida (Graw, 1994).

Apesar da potencialidade apresentada por Graw (1994) para o sistema de placa horizontal submersa, como um dispositivo de dupla atuação, grande parte dos estudos a respeito do assunto é voltada para seu uso como quebra-mar submerso (Hsu e Wu, 1998; Brossard e Chagdali, 2001; Hu et al., 2002; Hildebrandt e Schlurmann, 2008; Liu et al., 2009). Estes estudos, no entanto, contribuem para a melhor compreensão dos fenômenos relacionados ao escoamento em torno da placa horizontal submersa.

Carter (2005) abordou o sistema de placa horizontal submersa como conversor de energia das ondas, a partir de um modelo numérico bidimensional, empregando o Método de Elementos de Contorno e a teoria linear de ondas para um escoamento potencial. Neste estudo, foi apresentado o campo de velocidades sob a placa, contribuindo para o entendimento do escoamento que se desenvolve sob a mesma durante a passagem das ondas. Os resultados evidenciaram, contudo, que este escoamento apresenta alternância de sentido, ou seja, pulsos de escoamento com intensidade significativa em ambos os sentidos, contrariando afirmações de Graw (1993a). Dessa forma, indicando a necessidade de uma turbina hidráulica que mantenha o sentido de rotação independente do sentido do escoamento.

Orer e Ozdamar (2007) avaliaram experimentalmente a eficiência do dispositivo como conversor de energia das ondas. Nesse estudo, foi analisado o comportamento da velocidade do escoamento sob a placa quando o dispositivo, em uma altura fixa, é sujeito a diferentes características de ondas incidindo sobre ele. Foram incluídos diferentes níveis de restrição abaixo da placa com formatos retangulares e triangulares. Os autores comprovaram o melhor desempenho da placa horizontal submersa quando a área sob a placa é reduzida (parcialmente obstruída – conforme Graw, 1993b). Porém, indicaram a possibilidade de uma eficiência em torno de 60 % para o dispositivo, contrapondo-se a Graw (1993b) que havia predito uma eficiência de apenas 4 %. Além disso, estes propuseram o uso de uma turbina que mantenha o sentido de rotação independente do sentido do escoamento sob a placa, uma vez que, o escoamento apresenta alternância de sentido.

Em estudo recente (Seibt et al., 2014), foi apresentado um modelo numérico bidimensional para o dispositivo de placa horizontal submersa a partir do MVF e do modelo multifásico VOF. Esse modelo foi validado com base nos resultados experimentais de Orer e Ozdamar (2007), com a reprodução de um caso em que a área abaixo da placa não foi obstruída. Nesse estudo, foram apresentados perfis de velocidade do escoamento sob uma placa com 1,00 m de comprimento para uma onda de características fixas incidindo em seis diferentes alturas relativas da placa. Foi apresentada uma relação entre a altura relativa da placa e a magnitude da velocidade do escoamento sob a mesma e indicada uma eficiência de até 64 %.

No presente artigo foi realizado um estudo numérico bidimensional, utilizando um modelo computacional análogo ao utilizado por Seibt et al. (2014), cuja geometria considerada foi redimensionada em escala a fim de representar um conversor de placa horizontal submersa com dimensões reais. Foram comparados resultados de vazão mássica e velocidade do escoamento sob a placa submersa em ambas as escalas, assim como de sua eficiência. A eficiência foi calculada pela razão entre a potência disponível do escoamento sob a placa submersa e a potência da onda incidente, sem considerar a presença da turbina abaixo da placa para ambos os casos.

3. MODELAGEM COMPUTACIONAL

O modelo computacional utilizado foi desenvolvido com os softwares de Dinâmica dos Fluidos Computacional GAMBIT (GAMBIT, 2006) e FLUENT (FLUENT, 2007). O primeiro foi utilizado para construção e discretização do domínio bidimensional com uma malha estruturada de elementos retangulares. O segundo foi utilizado para executar a solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento a partir do MVF, o qual permite obter uma versão discreta das Equações Diferenciais Parciais (EDPs). Diferentemente de outros métodos, ele fundamenta-se em uma abordagem física do problema representado pela

EDP, sendo amplamente utilizado em aplicações de engenharia envolvendo dinâmica de fluidos; como, por exemplo: aerodinâmica, hidrodinâmica, interação fluido-estrutura (Versteeg e Malalasekera, 2007).

3.1 Modelagem Matemática e Numérica

As equações de conservação da massa e da quantidade de movimento para um escoamento isotérmico, laminar, incompressível e bidimensional, com presença de duas fases (água-ar), são dadas pelas Eqs. (1), (2) e (3) (Schlichting e Gersten, 2000):

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \tag{1}$$

$$\rho\frac{\partial u}{\partial t}+\rho\left[u\frac{\partial u}{\partial x}+w\frac{\partial u}{\partial z}\right]=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right] \tag{2}$$

$$\rho\frac{\partial w}{\partial t}+\rho\left[u\frac{\partial w}{\partial x}+w\frac{\partial w}{\partial z}\right]=-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right]+\rho g \tag{3}$$

onde ρ é a massa específica (kg/m³), u e w são as componentes horizontal e vertical, respectivamente, da velocidade do escoamento (m/s), p é a pressão (N/m²), ρg é o empuxo (N/m³) e μ é a viscosidade dinâmica (kg/m·s).

Para representar a interação água-ar do escoamento e avaliar sua interação com o equipamento, é empregado o método VOF. O método VOF é um modelo multifásico usado para escoamentos de fluidos com duas ou mais fases. Neste modelo, as fases são imiscíveis, i.e., o volume ocupado por uma fase não pode ser ocupado pela outra fase. Assim, as frações de volume (α_q), usadas para representar ambas as fases no interior do volume de controle, são assumidas como contínuas no espaço e no tempo. Além disso, a soma das frações de volume, no interior do volume de controle, é sempre unitária ($0 \leq \alpha_q \leq 1$). Sendo assim, se $\alpha_{água} = 0$ a célula está sem água e preenchida de ar ($\alpha_{ar} = 1$) e se a célula tem a presença de ambos os fluidos (água e ar), uma fase é o complemento da outra, ou seja, $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$. Portanto, é necessária uma equação de transporte adicional para a fração de volume, dada pela Eq. (4), como (Srinivasan et al., 2011):

$$\frac{\partial(\alpha_q)}{\partial t}+\frac{\partial(\alpha_q u)}{\partial x}+\frac{\partial(\alpha_q w)}{\partial z}=0 \tag{4}$$

Os valores de massa específica e viscosidade dinâmica para o conjunto de equações são dados, portanto, pela média ponderada das propriedades de cada uma das fases, conforme as Eqs. (5) e (6) (Srinivasan et al., 2011):

$$\rho = \alpha_{água}\rho_{água} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{5}$$

$$\mu = \alpha_{água}\mu_{água} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{6}$$

Uma vez que o fluido é considerado incompressível, devido ao escoamento envolver baixas velocidades, a equação de estado, para determinação da pressão em qualquer ponto do domínio, torna-se dependente apenas da coluna de fluido, não existindo variação de massa específica de cada fase (Versteeg e Malalasekera, 2007).

O modelo matemático é completado pelas condições de contorno do problema, as quais foram atribuídas da seguinte forma: velocidade dependente do tempo ($v(x, z, t)$) na fronteira esquerda (representando o gerador de ondas do canal), pressão atmosférica (p_{atm}) na fronteira superior e parte da fronteira esquerda (representada pela linha traço-ponto) e condição de não-deslizamento e impermeabilidade ($v(x, z, t) = 0$) nas demais fronteiras, conforme Fig. 2.

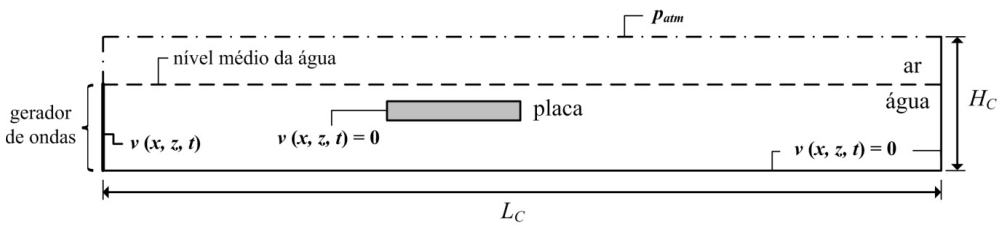


Figura 2. Representação das condições de contorno do domínio computacional.

Com a atribuição de uma função temporal na fronteira esquerda do canal (condição de contorno de velocidade dependente do tempo), foi simulado o comportamento de um gerador de ondas (Horko, 2007). A função temporal utilizada foi composta pelas Eqs. (7) e (8) das componentes de velocidade de propagação da onda, nas direções horizontal (x) e vertical (z) da teoria de ondas de Stokes de 2ª ordem, dadas respectivamente como (Dean e Dalrymple, 1991):

$$u(x,z,t)=\frac{H}{2}\left(\frac{gk}{\sigma}\right)\left[\frac{\cosh k(h+z)}{\cosh(kh)}\right]\cos(kx-\sigma t)+\frac{3}{16}\left[\frac{H^2\sigma k\cosh 2k(h+z)}{\sinh^4(kh)}\right]\cos 2(kx-\sigma t) \tag{7}$$

$$w(x,z,t)=\frac{H}{2}\left(\frac{gk}{\sigma}\right)\left[\frac{\sinh k(h+z)}{\cosh(kh)}\right]\sin(kx-\sigma t)+\frac{3}{16}\left[\frac{H^2\sigma k\sinh 2k(h+z)}{\sinh^4(kh)}\right]\sin 2(kx-\sigma t) \tag{8}$$

onde H é a altura de onda (m), g é a aceleração da gravidade (g = 9,81 m/s²), k é o número de onda dado por $k = 2\pi/L$ (m^{-1}), L é o comprimento de onda (m), σ é a frequência de onda dada por $\sigma = 2\pi/T$ (rad/s), T é o período de onda (s), h é a profundidade da lâmina de água (m) e t é o tempo (s).

O comprimento de onda (L) é definido, segundo a teoria de ondas de Stokes de 2ª ordem, a partir da equação de dispersão - Eq. (9) - e tem seu valor determinado de forma iterativa, por (Dean e Dalrymple, 1991):

$$L=\left(\frac{g}{2\pi}\right)T^2\tanh\left(\frac{2\pi h}{L}\right) \tag{9}$$

Foram adotados também os seguintes parâmetros de solução: esquema de advecção UPWIND de 1ª ordem para tratamento dos termos advectivos; PRESTO para discretização espacial da pressão; GEO-RECONSTRUCTION para a discretização da fração volumétrica; PISO como método de acoplamento pressão-velocidade; fatores de sub-relaxação 0,3 e 0,7 para as equações da conservação da massa e quantidade de movimento, respectivamente. Todas as simulações do presente trabalho referem-se a um tempo de escoamento de 13T, onde T é período de onda, e o passo de tempo usado foi de 0,01 s para todos os casos.

3.2 Escala de Similaridade

A definição de escala, no caso de modelos para estudo de escoamento de fluidos, é determinada por um critério de similaridade, que consiste em um fator de escala que permite estabelecer uma relação entre aspectos fluidodinâmicos do modelo e aspectos reais do escoamento. Este recurso é usualmente empregado na análise de modelos experimentais em escala de laboratório para estimar o comportamento de modelos experimentais em escala real (protótipos) (Hughes, 1993).

No caso de estudos experimentais, a utilidade desse recurso é evidenciada pela larga diferença dos custos envolvidos na construção de modelo reduzido e na construção de um protótipo. Já no caso de estudos numéricos, pode ser uma ferramenta para auxiliar a definição do uso de uma ou de outra escala, tendo em vista o custo computacional e a precisão dos resultados. Partindo desta premissa, adotou-se um fator de escala para correlacionar dois modelos numéricos, em diferentes escalas, baseado no critério de similaridade de Froude.

O critério de Froude, bastante utilizado em estudos de engenharia costeira, estabelece uma relação entre forças de inércia e forças de gravidade para um escoamento e é definido pela Eq. (10), como (Hughes, 1993):

$$Fr=\frac{V}{\sqrt{gB}} \tag{10}$$

onde V é uma variável de velocidade (m/s), g é a aceleração da gravidade (m/s^2) e B é uma variável de comprimento (m).

A partir dessa relação, a escala pode ser criada estabelecendo-se um paralelo entre as dimensões do modelo de laboratório (índice m) e do caso real (índice r), conforme a Eq. (11) (Hughes,1993):

$$\left(\frac{V^2}{gB}\right)_r=\left(\frac{V^2}{gB}\right)_m \tag{11}$$

rearranjando, obtém-se a Eq. (12):

$$\left(\frac{V_r^2}{V_m^2}\right)=\left(\frac{g_r}{g_m}\right)\left(\frac{B_r}{B_m}\right) \tag{12}$$

Logo, cada grandeza pode ser adimensionalisada por um fator de escala $N_{(i)}$, como na Eq. (13):

$$\left(N_V\right)^2 = N_g.N_B \tag{13}$$

Com isso, assumindo condições atmosféricas idênticas para os modelos (N_g = 1) e decompondo a escala de velocidade ($N_V = N_B/N_t$), obtém-se uma relação de escalas para as grandezas básicas, dada pela Eq. (14), como:

$$N_t = \sqrt{N_B} \tag{14}$$

onde N_t representa a escala de tempo e N_B a escala de comprimento.

Por fim, adotou-se uma escala de comprimento N_B = 16 e, portanto, a escala de tempo correspondente N_t = 4 para redimensionar a onda incidente apresentada no trabalho de Seibt et al. (2014). Dessa forma, a partir das características da onda simulada naquele trabalho, foram determinadas as características equivalentes da onda real (monocromática) adotada nesse trabalho, conforme Tab. 1.

3.3 Características do Domínio Computacional

Assim como as características da onda incidente na placa submersa, o domínio bidimensional de Seibt et al. (2014) também foi redimensionado a partir da escala de similaridade adotada, cujos valores são apresentados na Tab. 1. Cabe destacar que o comprimento de onda (L) não foi determinado pela escala de comprimento, mas, sim, pela equação de dispersão (Eq. (9)) a partir dos valores do período de onda (T) e profundidade da água (h).

Tabela 1. Características geométricas do modelo.

		Seibt et al. (2014)	Presente trabalho
Onda	T (s)	1,50	6,00
	H (m)	0,06	0,96
	L (m)	3,00	47,85
	h (m)	0,60	9,60
Canal	H_C (m)	1,00	16,00
	L_C (m)	20,00	320,00
Placa	L_P (m)	1,00	16,00
	e_P (m)	0,02	0,32

Conforme a Fig. 3, algumas das dimensões do domínio computacional foram definidas com base nas características da onda simulada. Estas características do domínio foram mantidas do trabalho de Seibt et al. (2014) e, redimensionadas, resultaram em um canal de comprimento L_C = 320,00 m.

Para o monitoramento dos dados utilizados na análise, foram inseridas no modelo sondas numéricas na região abaixo da placa. As principais sondas numéricas utilizadas foram um ponto (p), situado na metade do comprimento da placa submersa (L_P) e na metade da altura da placa (H_P), e uma linha (l) situada na metade do comprimento da placa ao longo da placa submersa (conforme Fig. 3). Estas foram utilizadas para monitoramento de velocidades e vazão mássica, respectivamente.

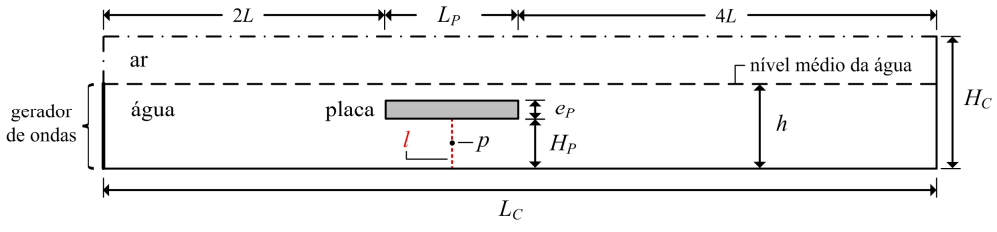


Figura 3. Representação da geometria do domínio computacional.

A Tabela 2 apresenta as alturas relativas de placa que foram simuladas e as correspondentes alturas de placa do presente trabalho e do trabalho de Seibt et al. (2014).

Foram geradas, portanto, 6 malhas para o desenvolvimento deste trabalho, referentes as 6 alturas relativas (X) da placa horizontal submersa. Com o intuito de evitar um elevado número de estudos de refinamento de malha, foram adotadas as recomendações de Ramalhais (2011) referentes à discretização do domínio computacional.

Tabela 2. Alturas relativas de placa simuladas.

Posição	H_P (m) Seibt et al. (2014)	H_P (m) Presente trabalho	$X = H_P/h$
1	0,53	8,48	88,3 %
2	0,52	8,32	86,7 %
3	0,51	8,16	85,0 %
4	0,50	8,00	83,3 %
5	0,48	7,68	80,0 %
6	0,46	7,36	76,7 %

Sendo assim, foi utilizada uma malha estruturada de elementos retangulares distribuídos de forma a proporcionar maior refinamento na região de interface entre as duas fases (água-ar) e também na região próxima ao fundo do canal (Horko, 2007; Ramalhais, 2011). Assim, as dimensões das células não ultrapassaram $L/60$, na direção de propagação da onda, e $H/20$, na direção vertical, na região onde se propaga a onda, bem como, no fundo do canal (Ramalhais, 2011).

3.4 Eficiência do Conversor Tipo Placa Horizontal Submersa

A eficiência (φ) do conversor tipo placa horizontal submersa é definida, pela Eq. (15), como (Graw, 1993b; Carter, 2005; Orer e Ozdamar, 2007):

$$\varphi = \frac{P_P}{P_W} \tag{15}$$

onde P_P é a potência média disponível no escoamento sob a placa (W) e P_W é a potência média da onda incidente no equipamento (W), a qual é definida, na teoria de Stokes de 2ª ordem, pela Eq. (16) (McCormick, 1981):

$$P_W = \left(\frac{1}{16}\rho g H^2\right)\frac{\sigma}{k}\left(1+\frac{2kh}{sinh\,2kh}\right)\left[1+\frac{9}{64}\frac{H^2}{k^4h^6}\right] \tag{16}$$

Já a potência média disponível sob a placa (P_P) é calculada segundo a Eq. (17) (Dizadji e Sajadian, 2011):

$$P_P = \frac{1}{T}\int_{t}^{t+T}\int_{-h}^{-h+H_P}\left(P+\frac{1}{2}\rho u^2\right).u\,dz\,dt \tag{17}$$

onde P é a pressão estática (Pa) sob a placa e o termo ($\rho u^2/2$) representa a pressão dinâmica (Pa).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 4 apresenta os resultados da velocidade $u_{máx}$ do escoamento sob a placa horizontal submersa no ponto p (ver Fig. 3) de ambas as simulações, ou seja, escala real (presente trabalho) e escala de laboratório (Seibt et al., 2014). Uma vez que a maior magnitude de u é verificada no sentido oposto ao de propagação da onda os valores foram representados em módulo ($|u_{máx}|$).

Na curva da escala real da Fig. 4, observa-se um incremento na magnitude das velocidades do escoamento nessa região, à medida que a altura relativa é reduzida, até um máximo (X = 80,0 %) em torno de 7,5 % maior que o valor registrado para X = 88,3 % (menor valor). A variação na curva de velocidade, observada para X = 83,3 %, não era esperada, devendo ser analisada posteriormente; entretanto, não prejudica a análise dos resultados.

Conforme Fig. 4 é possível perceber que há uma concordância significativa entre os resultados das diferentes escalas, de forma que as velocidades $u_{máx}$ da escala real são, em média, 3,5 vezes maiores que as velocidades de

laboratório, ou seja, as velocidades do modelo em escala de laboratório correspondem a aproximadamente 30 % do valor das velocidades do modelo em escala real. Essa relação se aproxima do valor da razão N_B/N_t = 4,0, o que indica, juntamente com a semelhança entre as curvas, que os modelos apresentam similaridade.

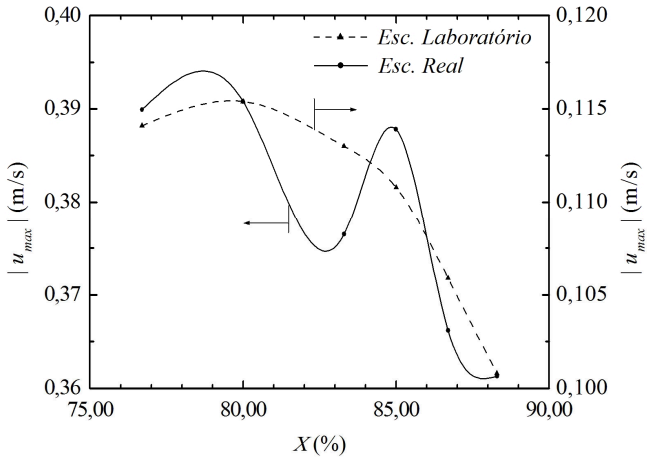


Figura 4. Velocidade $u_{máx}$ sob a placa submersa em p para cada altura relativa (X) estudada em ambas as escalas.

Na Figura 5, são apresentados os resultados de vazão mássica efetiva ($\dot{m}_{RMS}$) abaixo da placa submersa na linha l (ver Fig. 3) de ambos os trabalhos. Observa-se, na curva da escala real, uma redução de aproximadamente 10 % no valor da vazão com a redução da altura relativa, o que era esperado devido à redução da área abaixo da placa. Comparando-se as duas curvas (Fig. 5), percebe-se novamente a concordância entre os resultados, cuja relação não foi diretamente definida na mudança de escala para essa grandeza. Contudo, para as alturas relativas estudadas em ambos os trabalhos, os valores de $\dot{m}_{RMS}$ da escala real foram, em média, 55,5 vezes maiores que os resultados da escala de laboratório. Cabe destacar que a vazão mássica efetiva ($\dot{m}_{RMS}$) é dada pela média quadrática RMS (*Root Mean Square*), adotada devido ao escoamento alternar constantemente de sentido.

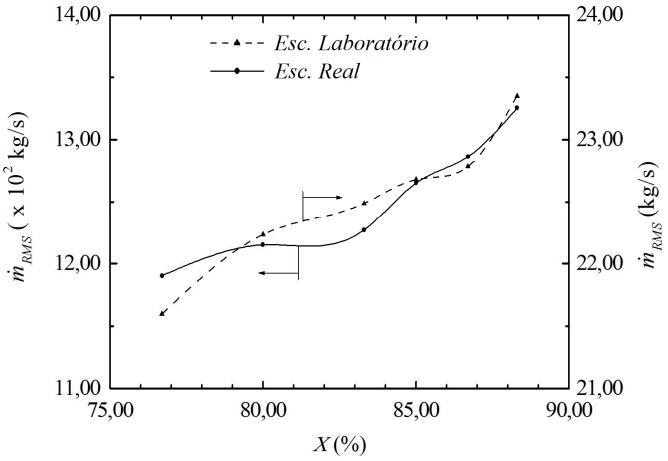


Figura 5. Vazão mássica RMS sob a placa submersa para cada altura relativa (X) estudada em ambas as escalas.

Para avaliar o efeito da variação da altura relativa da placa sobre o desempenho do conversor, foi determinada sua eficiência (φ). A Figura 6 apresenta as curvas de eficiência (φ) do dispositivo, na escala real e de laboratório, para cada X simulado. Pode-se perceber que a curva da escala real apresenta a máxima eficiência para a X = 88,3 % (φ = 18,00 %) e a mínima eficiência para X = 85,0 % (φ = 15,00 %). Há, ainda, uma sutil recuperação na eficiência após o ponto de mínimo, até o último valor estudado X = 76,7 % (φ = 16,55 %)

Na Figura 6, observa-se, novamente, a concordância entre as curvas das duas escalas, as quais apresentaram uma diferença média de 2 % entre os resultados. Uma observação importante é que o valor máximo ocorreu para a mesma altura relativa nos dois casos (X = 88,3 %) e que após o valor mínimo ocorrido nas duas curvas houve um novo aumento na eficiência, mesmo com a mudança do ponto de mínimo.

A observação de todos esses parâmetros permite confirmar que a maior altura relativa é importante para a eficiência do dispositivo de placa horizontal submersa, o que já era esperado com base em Seibt et al. (2014).

Além disso, verifica-se, com base nos resultados apresentados, que o uso de uma escala de similaridade entre modelos numéricos pode permitir o uso de modelos em escala de laboratório para predição de resultados com modelos em escala real (modelos bidimensionais). Essa constatação é importante tendo em vista o menor custo computacional geralmente proporcionado pelos modelos reduzidos.

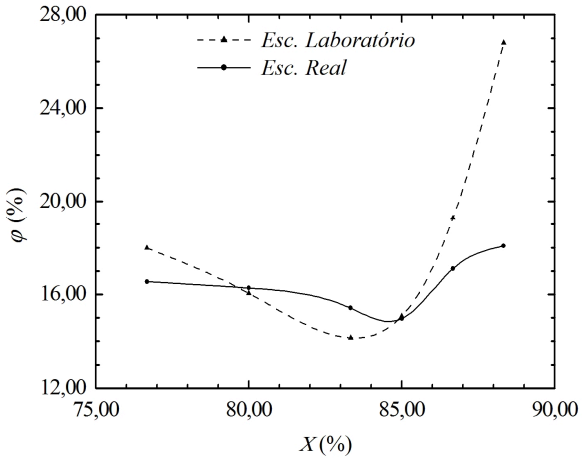


Figura 6. Eficiência do dispositivo (φ) para cada altura relativa (X) estudada em ambas as escalas.

5. CONCLUSÕES

Este estudo permitiu avaliar o efeito da variação da altura relativa (X) de uma placa horizontal submersa em escala real quanto à eficiência de conversão, considerando seu princípio de funcionamento como conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica. Bem como, analisar a relação desses resultados com resultados obtidos em escala de laboratório por Seibt et al. (2014).

A comparação entre os resultados de velocidade ($|u_{máx}|$) e vazão mássica ($\dot{m}_{RMS}$) do escoamento, sob a placa submersa, permitiu confirmar uma relação de proporcionalidade dos resultados das duas escalas e a concordância quanto ao comportamento das curvas de cada grandeza. O mesmo foi confirmado quanto à eficiência do equipamento, cuja variação entre os resultados ficou em torno de 2 %.

Os resultados mostraram, para as configurações analisadas, que a definição de uma escala de similaridade a partir de um critério adequado, permite correlacionar resultados de modelos numéricos obtidos em escalas equivalentes, o que era esperado. Em estudos futuros, pretende-se analisar a variação de outras características do conversor e da onda incidente considerando escala de similaridade, bem como, incluir um método de otimização para ampliação do estudo.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores deste artigo agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Astariz, S., Perez-Collazo, C., Abanades, J. e Iglesias, G., 2015. "Towards the optimal design of a co-located wind-wave farm". Energy, v. 84, pp. 15-24.

Brossard, J. e Chagdali, M., 2001. "Experimental investigation of the harmonic generation by waves over a submerged plate". Coastal Engineering, v. 42, n. 4, pp. 277-290.

Brossard, J., Perret, G., Blonce, L. e Diedhiou, A., 2009. "Higher harmonics induced by a submerged horizontal plate and a submerged rectangular step in a wave flume". Coastal Engineering, v. 56, n. 1, pp. 11-22.

Carter, R.W., 2005. "Wave energy converters and a submerged horizontal plate". MSc. Thesis, University of Hawai'i, Manoa, Honolulu, HI, USA.

Chozas, J.F. e Soerensen, H.C., 2009. "State of the art of wave energy in Spain". In Proc. of 3rd Annual Electrical Power & Energy Conference (EPEC), IEEE. Montreal, Canada. Pp. 1-6.

Contestabile, P., Ferrante, V. e Vicinanza, D., 2015. "Wave Energy Resource along the Coast of Santa Catarina (Brazil)". Energies, v. 8, n. 12, pp. 14219-14243.

Cruz, J., 2008. Ocean wave energy: current status and future prespectives. Springer-Verlag, Berlin.

Dean, R.G. e Dalrymple, R.A., 1991. Water wave mechanics for engineers and scientists. World Scientific Publishing, New Jersey.

Dick, T.M. e Brebner, A., 1968. "Solid and permeable submerged breakwaters". In Proc. of 11th Coastal Engineering Conference (ASCE). London, UK. Pp.1141-1158.

Dizadji, N. e Sajadian, S.E., 2011. "Modeling and optimization of the chamber of OWC system". Energy, v. 36, n. 5, pp. 2360-2366.
Falcão, A.F.O., 2010. "Wave energy utilization: A review of the technologies". Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 14, n. 3, pp. 899-918.
FLUENT (versão 6.3.26), 2007. ANSYS, Inc..
GAMBIT (versão 2.4.6), 2006. ANSYS, Inc..
Graw, K.-U., 1992. "The submerged plate as a wave filter: the stability of the pulsating flow phenomenon". In Proc. of 23rd International Conference on Coastal Engineering (ICCE). Venice, Italy. Pp. 1153-1160.
Graw, K.-U., 1993a. "Shore protection and electricity by submerged plate wave energy converter". In Proc. of European Wave Energy Symposium. Edinburgh, UK. Pp. 379-384.
Graw, K.-U., 1993b. "The submerged plate wave energy converter: A new type of wave energy device". In Proc. of International Symposium on Ocean Energy Development (ODEC). Muroran, Hokkaido, Japan. Pp. 307-310.
Graw, K.-U., 1994. "Is the submerged plate wave energy converter ready to act as a new coastal protection system?". In Proc. of XXIV Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche. Napoli, Italia. Pp. 1-9.
Graw, K.-U., 1995. "Vorrichtung zur Erzeugung von Elektrischer Energie aus Wasserwellen". PINA (Patent- und Innovationsagentur des Landes Nordrhein-Westfalen). Deutsches Patentamt. Patent Nr. P 43 24 110.
Gunn, K. e Stock-Williams, C., 2012. "Quantifying the global wave power resource". Renewable Energy, v. 44, pp. 296-304.
Hildebrandt, A. e Schlurmann, T., 2008. "Velocity Field Under Propagating Waves Over a Submerged Horizontal Plate and Induced Forces". In Proc. of Chinese-German Joint Symposium on Hydraulic and Ocean Engineering. Darmstadt. Pp. 24-30.
Hirt, C.W. e Nichols, B.D., 1981. "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries". Journal of Computational Physics, v. 39, n. 1, pp. 201-225.
Horko, M., 2007. "CFD optimisation of an oscillating water column energy converter". MSc. Thesis, University of Western Australia, Australia.
Hsu, H.H. e Wu, Y.C., 1998. "Scattering of water wave by a submerged horizontal plate and a submerged permeable breakwater". Ocean Engineering, v. 26, n. 4, pp. 325-341.
Hu, H., Wang, K.H. e Williams, A.N., 2002. "Wave motion over a breakwater system of a horizontal plate and a vertical porous wall". Ocean Engineering, v. 29, n. 4, pp. 373-386.
Hughes, S.A., 1993. Physical models and laboratory techniques in coastal Engineering. Vol. 7. World Scientific, Singapura.
Liu, C., Huang, Z. e Tan, S.K., 2009. "Nonlinear scattering of non-breaking waves by a submerged horizontal plate: Experiments and simulations". Ocean Engineering, v. 36, n. 17, pp. 1332-1345.
Margheritini, L., Hansen, A.M. e Frigaard, P., 2012. "A method for EIA scoping of wave energy converters – based on classification of the used technology". Environmental Impact Assessment Review, v. 32, n. 1, pp. 33-44.
McCormick, M.E., 1981. Ocean Wave Energy Conversion. Dover Publications, Inc., New York.
Ning, D., Li, Q., Lin, H. e Teng, B., 2015. "Numerical Investigation of Nonlinear Wave Scattering by a Horizontal Submerged Plate". Procedia Engineering, v. 116, pp. 237-244.
Orer, G. e Ozdamar, A., 2007. "An experimental study on the efficiency of the submerged plate wave energy converter". Renewable Energy, v. 32, n. 8, pp. 1317-1327.
Patankar, S.V., 1980. Numerical heat transfer and fluid flow. McGraw Hill, New York.
Ramalhais, R.D.S., 2011. "Estudo numérico de um dispositivo de conversão da energia das ondas do tipo coluna de água oscilante (CAO)". MSc. Thesis, Universidade Nova de Lisboa, Portugal.
Schlichting, H. e Gersten, K., 2000. Boundary-layer theory. Springer, Berlin.
Seibt, F.M., Couto, E.C., dos Santos, E.D., Isoldi, L.A., Rocha, L.A.O. e Teixeira, P.R.F., 2014. "Numerical study on the effect of submerged depth on the horizontal plate wave energy converter". China Ocean Engineering, v. 28, n. 5, pp. 687-700.
Son, D., Belissen, V. e Yeung, R.W., 2016. "Performance validation and optimization of a dual coaxial-cylinder ocean-wave energy extractor". Renewable Energy, v. 92, pp. 192-201.
Srinivasan, V., Salazar, A.J. e Saito, K., 2011. "Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology". Applied Mathematical Modelling, v. 35, n. 8, pp. 3710-3730.
Uihlein, A. e Magagna, D., 2016. "Wave and tidal current energy – A review of the current state of research beyond technology". Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 58, pp. 1070-1081.
Versteeg, H.K. e Malalasekera, W., 2007. An introduction to computational fluid dynamics – the finite volume method. Pearson, England.
Vining, J.G. e Muetze, A., 2009. "Economic factors and incentives for ocean wave energy conversion". IEEE Transactions on Industry Applications, v. 45, n. 2, pp. 547-554.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ANÁLISE CRITICA DOS ACIDENTES DE TRABALHO NO POLO NAVAL DE RIO GRANDE

Liliane Ferreira Gomes[1], Mauro de Vasconcellos Real[2]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: englica@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mvrealgm@gmail.com

RESUMO

O presente artigo é uma análise crítica dos acidentes de trabalho ocorridos no Polo Naval do Rio Grande, de 2009 a 2014. Para realizar está análise os dados destas ocorrências foram inseridos em uma tabela de dados de forma a apresentar os indicadores dos acidentes de trabalho. A tabela de dados apresenta duas planilhas referente a dois projetos desenvolvidos no período, os quais são a base deste estudo. Os indicadores avaliados foram o número de acidentes com lesão com afastamento, número de acidentes com lesão sem afastamento, Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER, Taxa de Frequência dos Acidentes Com Afastamento e Taxa de Frequência dos Acidentes Sem Afastamento. O objetivo principal é demonstrar e verificar que nas diversas fases e períodos destes projetos de construção naval, com uma base de dados de controle apropriada, é possível realizar diversas análises comparando e agrupando estes dados e que o comportamento dos indicadores de acidentes ocorridos está relacionado com os períodos mais significativos. Deste modo, este estudo propõe uma forma de controle destes indicadores para as empresas, contribui na composição de material sobre um tema relevante, para conhecimento da área. Fornecendo assim subsídios para a elaboração de melhores ações corretivas e preventivas no sistema de gestão relacionado a Segurança do Trabalho na indústria naval.

1. INTRODUÇÃO

1.1 O Polo Naval do Rio Grande

Motivado pelos altos custos com afretamento por parte da Petrobras, a renovação da frota da Transpetro, a descoberta de campos de petróleo em águas profundas (o que demanda maior quantidade de embarcações de apoio e plataformas), e as mudanças na política de conteúdo local nas rodadas de licitação da Agência Nacional do Petróleo - ANP, fizeram com que o Governo Federal decidisse dar novo impulso à indústria naval no Brasil, estagnada desde a década de 1980. No mesmo período a Petrobras propõe uma nova política de compras, reservando aos estaleiros

nacionais a preferência nas encomendas de navios e equipamentos para a exploração e produção de petróleo, sendo estabelecido um índice de nacionalização para suas demandas (SINAVAL, 2009). O Governo Federal, como articulador destes processos reconheceu a debilidade da capacidade instalada no país e aliado ao intuito de desconcentrar espacialmente o parque naval brasileiro, até então fortemente concentrado no estado do Rio de Janeiro, decidiu instalar em alguns estados polos navais mais modernos. Neste contexto, o estado do Rio Grande do Sul entra no segmento da indústria naval, através da implantação do polo naval do Rio Grande. Visto que os diversos estados que receberam estes empreendimentos não possuíam tradição no setor, caso do estado do Rio Grande do Sul é importante destacarmos alguns diferenciais que trazem a este estado vantagens em relação aos demais que igualmente estão recebendo estes grandes projetos. (CARVALHO et. al. 2013).

O marco inicial da construção do Polo Naval e Offshore foi o dique seco, cujas obras começaram em agosto de 2006; possuindo uma área é de 350m de comprimento, 130m de largura e 17,1m de altura, com este espaço voltado para a construção e reparação de embarcações, equipamentos marítimos, entre outros (CARDOSO, A. L., 2012, p. 16). A descoberta da camada pré-sal foi determinante para a construção do dique seco. Em 2013, o dique ganhou um novo pórtico, de modo que, enquanto o antigo tinha a capacidade de movimentar até 600 toneladas, o novo tinha a capacidade de duas mil toneladas (DIVÉRIO, 2013). O Polo Naval possui uma infraestrutura de 430mil m² "para construção e reparos de unidades marítimas (offshore) para a indústria do petróleo, tais como plataformas flutuantes de perfuração, produção e de apoio" (D'AVILA, 2015). E, em outubro de 2010, o então presidente da República inaugurou o Polo Naval e Offshore. Sendo construção de equipamentos para a indústria de petróleo um elemento chave para a retomada da indústria naval.

1.2 Acidentes de trabalho na indústria naval

A construção naval é dividida em diversas etapas que demandam inúmeras atividades e profissionais especializados gerando um elevado índice de acidentes e doenças do trabalho. Dentre as atividades que demandam maior preocupação estão: as de trabalho em espaço confinado, os trabalhos em altura, a movimentação de carga, hidrojateamento, trabalhos a quente e pintura, também chamadas de "críticas" que podem gerar acidentes graves se não forem mapeadas, procedimentadas e planejadas de forma correta.

A Tab. 1 apresenta o número de acidentes registrados no Brasil, de acordo com os anuários AEAT dos anos de 2006 a 2013, para o Código CNAE – Classificação Nacional de Atividades Econômicas 30.11-3, correspondente à Construções de Embarcações e Estruturas Flutuantes.

Tabela 1 – Registro de Acidentes do Trabalho associados à Construções de Embarcações e Estruturas Flutuantes, nos anos de 2006 a 2013. Fonte: Previdência Social

ANO	*NÚMERO DE ACIDENTES REGISTRADOS*			
	TOTAL	TIPICO	TRAJETO	DOENÇA DO TRABALHO
2006	924	642	40	242
2007	1.087	716	42	133
2008	1.476	1.160	50	18
2009	1.763	1.368	93	25
2010	1.883	1.527	91	24
2011	2.360	1.889	183	41
2012	2.278	1.739	154	95
2013	2.503	2.031	182	53

A Tab. 1 mostra o aumento do número de acidentes na construção naval, durante o período de 2006 a 2013 no país, que foi o auge da retomada do crescimento da indústria naval brasileria.

Assim, a partir destes números apresentados destaca-se a importância em se realizar estudos sobre a ocorrência de acidentes de trabalho na construção naval, a fim de evitar o crescimento destes e propor ações mais eficazes.

1.3 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo desenvolver uma análise crítica dos acidentes de trabalho ocorridos no Polo Naval do Rio Grande, de 2009 a 2014.

Apresentar a evolução dos indicadores de acidentes do trabalho durante o processo de construção naval facilitando a identificação dos períodos mais críticos, possibilitando a proposta de ações preventivas e corretivas.

Uma sugestão de planilhas de dados de controle dos Acidentes de Trabalho também é apresentada para que as empresas possam implementá-las no futuro e assim controlar efetivamente a evolução de suas ocorrências, propondo ações corretivas e preventivas eficazes.

E fornecer subsídios para a elaboração de melhores ações de corretivas e preventivas no sistema de gestão relacionado a Segurança do Trabalho na indústria naval.

2. METODOLOGIA

O desenvolvimento da análise proposta por este trabalho pode ser classificado como uma pesquisa realista dos acidentes ocorridos na construção naval.

O intuito da análise foi quantificar os dados coletados para assim identificar os fatores de riscos presentes nas atividades da área naval que geram os acidentes de trabalho. Os dados destas ocorrências foram inseridos em uma tabela de dados de forma a apresentar os indicadores dos acidentes de trabalho ocorridos no período de 2009 a 2014, no Polo Naval do Rio Grande.

Primeiramente, foram identificados os acidentes ocorridos no Polo Naval do Rio Grande, também denominado Estaleiro Rio Grande durante a construção das Plataformas P55 e P66. Após esta seleção os dados foram inseridos em planilhas eletrônicas utilizando-se o programa Microsoft Excel, sendo construída uma base de dados única, contemplando duas planilhas de base dados e a partir destas foram elaborados gráficos.

A primeira planilha de base de dados, conforme apresentado na Fig. 1, refere-se aos dados dos acidentes ocorridos na Plataforma P55, no período de 2009 a 2013, onde constam os dados para a geração dos indicadores de acidentes do trabalho que são: ano, mês, número de empregados e Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER, número de acidentes com lesão com afastamento, número de acidentes com lesão sem afastamento, Taxa de Frequência dos Acidente Com Afastamento e Taxa de Frequência dos Acidente Sem Afastamento.

	P55 Polo Naval do Rio Grande																	
Ano	Mês	N° Empregados	HHER mês	HHER ano	HHER total	NCA mês	NCA ano	NCA total	TFCA mês	TFCA ano	TFCA total	NSA mês	NSA ano	NSA total	TFSA mês	TFSA ano	TFSA total
2009	1	266	58.520	58.520	58.520	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	2	291	64.020	122.540	122.540	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	3	380	83.600	206.140	206.140	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	4	436	95.920	302.060	302.060	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	5	425	93.500	395.560	395.560	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	6	549	120.780	516.340	516.340	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	7	676	146.869	663.209	663.209	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	8	688	145.506	808.715	808.715	0	0	0	0,00	0,00	0,00	2	2	2	13,75	2,47	2,47
	9	744	147.100	955.815	955.815	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	3	3	6,80	3,14	3,14
	10	810	162.958	1.118.773	1.118.773	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	4	4	6,14	3,58	3,58
	11	847	181.185	1.299.958	1.299.958	0	0	0	0,00	0,00	0,00	5	9	9	27,60	6,92	6,92
	12	807	171.168	1.471.126	1.471.126	0	0	0	0,00	0,00	0,00	3	12	12	17,53	8,16	8,16
2010	1	1.040	181.338	181.338	1.652.464	0	0	0	0,00	0,00	0,00	2	2	14	11,03	11,03	8,47
	2	1.130	210.287	391.625	1.862.751	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	2	14	0,00	5,11	7,52
	3	1.118	185.565	577.190	2.048.316	0	0	0	0,00	0,00	0,00	3	5	17	16,17	8,66	8,30
	4	1.300	185.874	763.064	2.234.190	0	0	0	0,00	0,00	0,00	3	8	20	16,14	10,48	8,95
	5	1.585	222.770	985.834	2.456.960	0	0	0	0,00	0,00	0,00	3	11	23	13,47	11,16	9,36
	6	1.550	219.647	1.205.481	2.676.607	0	0	0	0,00	0,00	0,00	7	18	30	31,87	14,93	11,21
	7	1.680	258.152	1.463.633	2.934.759	0	0	0	0,00	0,00	0,00	4	22	34	15,49	15,03	11,59
	8	1.751	267.976	1.731.609	3.202.735	0	0	0	0,00	0,00	0,00	5	27	39	18,66	15,59	12,18
	9	1.806	274.310	2.005.919	3.477.045	0	0	0	0,00	0,00	0,00	4	31	43	14,58	15,45	12,37
	10	1.960	294.880	2.300.799	3.771.925	1	1	1	3,39	0,43	0,27	4	35	47	13,56	15,21	12,46
	11	1.876	289.480	2.590.279	4.061.405	0	1	1	0,00	0,39	0,25	4	39	51	13,82	15,06	12,56
	12	2.019	308.838	2.899.117	4.370.243	0	1	1	0,00	0,34	0,23	4	43	55	12,95	14,83	12,59
2011	1	2.208	318.552	318.552	4.688.795	1	1	2	3,14	3,14	0,43	8	8	63	25,11	25,11	13,44
	2	2.161	323.691	642.243	5.012.486	0	1	2	0,00	1,56	0,40	7	15	70	21,63	23,36	13,97
	3	1.597	313.139	955.382	5.325.625	1	2	3	3,19	2,09	0,56	7	22	77	22,35	23,03	14,46
	4	1.551	317.147	1.272.529	5.642.772	1	3	4	3,15	2,36	0,71	11	33	88	34,68	25,93	15,60
	5	1.671	365.523	1.638.052	6.008.295	0	3	4	0,00	1,83	0,67	11	44	99	30,09	26,86	16,48
	6	1.779	364.045	2.002.097	6.372.340	1	4	5	2,75	2,00	0,78	8	52	107	21,98	25,97	16,79
	7	1.817	386.635	2.388.732	6.758.975	1	5	6	2,59	2,09	0,89	12	64	119	31,04	26,79	17,61
	8	2.021	457.585	2.846.317	7.216.560	0	5	6	0,00	1,76	0,83	21	85	140	45,89	29,86	19,40
	9	2.084	460.664	3.306.981	7.677.224	0	5	6	0,00	1,51	0,78	17	102	157	36,90	30,84	20,45
	10	2.095	460.539	3.767.520	8.137.763	0	5	6	0,00	1,33	0,74	15	117	172	32,57	31,05	21,14
	11	2.177	476.058	4.243.578	8.613.821	0	5	6	0,00	1,18	0,70	25	142	197	52,51	33,46	22,87
	12	2.181	484.382	4.727.960	9.098.203	0	5	6	0,00	1,06	0,66	21	163	218	43,35	34,48	23,96
2012	1	2.209	500.335	500.335	9.598.538	0	0	6	0,00	0,00	0,63	34	34	252	67,95	67,95	26,25
	2	1.937	486.380	986.715	10.084.918	2	2	8	4,11	2,03	0,79	19	53	271	39,06	53,71	26,87
	3	1.884	496.500	1.483.215	10.581.418	2	4	10	4,03	2,70	0,95	12	65	283	24,17	43,82	26,74
	4	2.300	516.313	1.999.528	11.097.731	6	10	16	11,62	5,00	1,44	9	74	292	17,43	37,01	26,31
	5	2.404	557.583	2.557.112	11.655.315	3	13	19	5,38	5,08	1,63	12	86	304	21,52	33,63	26,08
	6	2.115	509.761	3.066.872	12.165.075	0	13	19	0,00	4,24	1,56	9	95	313	17,66	30,98	25,73
	7	1.969	490.516	3.557.388	12.655.591	1	14	20	2,04	3,94	1,58	8	103	321	16,31	28,95	25,36
	8	2.762	671.252	4.228.641	13.326.844	7	21	27	10,43	4,97	2,03	22	125	343	32,77	29,56	25,74
	9	2.934	707.648	4.936.288	14.034.491	3	24	30	4,24	4,86	2,14	20	145	363	28,26	29,37	25,86
	10	3.268	813.315	5.749.603	14.847.806	2	26	32	2,46	4,52	2,16	16	161	379	19,67	28,00	25,53
	11	3.267	728.651	6.478.254	15.576.457	3	29	35	4,12	4,48	2,25	16	177	395	21,96	27,32	25,36
	12	3.130	626.388	7.104.642	16.202.845	0	29	35	0,00	4,08	2,16	18	195	413	28,74	27,45	25,49
2013	1	3.752	942.632	942.632	17.145.477	2	2	37	2,12	2,12	2,16	22	22	435	23,34	23,34	25,37
	2	4.139	970.678	1.913.310	18.116.155	1	3	38	1,03	1,57	2,10	18	40	453	18,54	20,91	25,01
	3	4.717	1.187.341	3.100.651	19.303.496	3	6	41	2,53	1,94	2,12	28	68	481	23,58	21,93	24,92
	4	4.806	1.208.041	4.308.692	20.511.538	0	6	41	0,00	1,39	2,00	30	98	511	24,83	22,74	24,91
	5	4.741	1.194.311	5.503.003	21.705.849	2	8	43	1,67	1,45	1,98	25	123	536	20,93	22,35	24,69
	6	4.682	1.024.230	6.527.233	22.730.079	6	14	49	5,86	2,14	2,16	41	164	577	40,03	25,13	25,38
	7	4.862	1.158.211	7.685.445	23.888.290	3	17	52	2,59	2,21	2,18	41	205	618	35,40	26,67	25,87
	8	5.454	1.230.922	8.916.367	25.119.212	4	21	56	3,25	2,36	2,23	32	237	650	26,00	26,58	25,88
	9	2.705	632.004	9.548.371	25.751.216	2	23	58	3,16	2,41	2,25	19	256	669	30,06	26,81	25,98
	10	0	0														
	11	0	0														
	12	0	0														

Figura 1 - Ilustração da planilha de dados da P55.

A segunda planilha de base de dados, conforme apresentado na Fig. 2, refere-se aos dados dos acidentes ocorridos na Plataforma P66, no período de 2011 a 2014, onde constam os dados para a geração dos indicadores de acidentes do trabalho que são: ano, mês, número de empregados e Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER, número de acidentes com lesão com afastamento, número de acidentes com lesão sem afastamento, Taxa de Frequência dos Acidente Com Afastamento e Taxa de Frequência dos Acidente Sem Afastamento.

P66 Polo Naval do Rio Grande

Ano	Mês	N° Empregados	HHER mês	HHER ano	HHER total	NCA mês	NCA ano	NCA total	TFCA mês	TFCA ano	TFCA total	NSA mês	NSA ano	NSA total	TFSA mês	TFSA ano	TFSA total
2011	1	20	1.712	1.712	1.712	0	0	0	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0,00	0,00	0,00
	2	401	31.665	33.377	33.377	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	1	1	31,58	29,96	29,96
	3	141	24.529	57.906	57.906	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	2	2	40,77	34,54	34,54
	4	271	45.286	103.192	103.192	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	3	3	22,08	29,07	29,07
	5	328	44.245	147.437	147.437	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1	4	4	22,60	27,13	27,13
	6	404	64.959	212.396	212.396	0	0	0	0,00	0,00	0,00	3	7	7	46,18	32,96	32,96
	7	500	80.350	292.746	292.746	0	0	0	0,00	0,00	0,00	4	11	11	49,78	37,58	37,58
	8	665	125.588	418.334	418.334	0	0	0	0,00	0,00	0,00	6	17	17	47,78	40,64	40,64
	9	824	143.016	561.350	561.350	2	2	2	13,98	3,56	3,56	7	24	24	48,95	42,75	42,75
	10	1.017	165.067	726.417	726.417	0	2	2	0,00	2,75	2,75	10	34	34	60,58	46,81	46,81
	11	1.350	250.634	977.051	977.051	4	6	6	15,96	6,14	6,14	8	42	42	31,92	42,99	42,99
	12	1.356	384.734	1.361.785	1.361.785	0	6	6	0,00	4,41	4,41	9	51	51	23,39	37,45	37,45
2012	1	1.529	271.988	271.988	1.633.773	2	2	8	7,35	7,35	4,90	12	12	63	44,12	44,12	38,56
	2	1.606	283.213	555.201	1.916.986	3	5	11	10,59	9,01	5,74	14	26	77	49,43	46,83	40,17
	3	1.879	346.316	901.517	2.263.302	8	13	19	23,10	14,42	8,39	13	39	90	37,54	43,26	39,76
	4	2.066	406.696	1.308.213	2.669.998	2	15	21	4,92	11,47	7,87	6	45	96	14,75	34,40	35,96
	5	2.270	444.464	1.752.677	3.114.462	0	15	21	0,00	8,56	6,74	11	56	107	24,75	31,95	34,36
	6	2.401	401.272	2.153.949	3.515.734	0	15	21	0,00	6,96	5,97	10	66	117	24,92	30,64	33,28
	7	2.525	467.707	2.621.656	3.983.441	0	15	21	0,00	5,72	5,27	8	74	125	17,10	28,23	31,38
	8	2.747	506.687	3.128.343	4.490.128	1	16	22	1,97	5,11	4,90	14	88	139	27,63	28,13	30,96
	9	3.213	551.128	3.679.471	5.041.256	0	16	22	0,00	4,35	4,36	7	95	146	12,70	25,82	28,96
	10	3.460	662.119	4.341.590	5.703.375	1	17	23	1,51	3,92	4,03	13	108	159	19,63	24,88	27,88
	11	3.615	663.602	5.005.192	6.366.977	1	18	24	1,51	3,60	3,77	19	127	178	28,63	25,37	27,96
	12	3.907	709.791	5.714.983	7.076.768	0	18	24	0,00	3,15	3,39	12	139	190	16,91	24,32	26,85
2013	1	4.155	758.936	758.936	7.835.704	2	2	26	2,64	2,64	3,32	7	7	197	9,22	9,22	25,14
	2	4.368	789.479	1.548.415	8.625.183	0	2	26	0,00	1,29	3,01	9	16	206	11,40	10,33	23,88
	3	4.628	834.887	2.383.302	9.460.070	0	2	26	0,00	0,84	2,75	10	26	216	11,98	10,91	22,83
	4	5.034	990.015	3.373.317	10.450.085	0	2	26	0,00	0,59	2,49	21	47	237	21,21	13,93	22,68
	5	5.232	1.115.358	4.488.675	11.565.443	2	4	28	1,79	0,89	2,42	12	59	249	10,76	13,14	21,53
	6	5.583	999.151	5.487.826	12.564.594	1	5	29	1,00	0,91	2,31	11	70	260	11,01	12,76	20,69
	7	5.719	936.292	6.424.118	13.500.886	2	7	31	2,14	1,09	2,30	9	79	269	9,61	12,30	19,92
	8	6.135	1.161.002	7.585.120	14.661.888	0	7	31	0,00	0,92	2,11	13	92	282	11,20	12,13	19,23
	9	6.322	1.104.477	8.689.597	15.766.365	4	11	35	3,62	1,27	2,22	7	99	289	6,34	11,39	18,33
	10	6.803	1.272.307	9.961.904	17.038.672	2	13	37	1,57	1,30	2,17	13	112	302	10,22	11,24	17,72
	11	7.133	1.262.828	11.224.732	18.301.500	1	14	38	0,79	1,25	2,08	17	129	319	13,46	11,49	17,43
	12	7.393	1.304.815	12.529.547	19.606.315	2	16	40	1,53	1,28	2,04	22	151	341	16,86	12,05	17,39
2014	1	8.729	1.471.350	1.471.350	21.077.665	3	3	43	2,04	2,04	2,04	29	29	370	19,71	19,71	17,55
	2	9.804	1.678.559	3.149.909	22.756.224	5	8	48	2,98	2,54	2,11	28	57	398	16,68	18,10	17,49
	3	11.231	1.866.529	5.016.438	24.622.753	5	13	53	2,68	2,59	2,15	36	93	434	19,29	18,54	17,63
	4	12.068	1.987.661	7.004.099	26.610.414	3	16	56	1,51	2,28	2,10	64	157	498	32,20	22,42	18,71
	5	12.554	2.167.497	9.171.596	28.777.911	6	22	62	2,77	2,40	2,15	51	208	549	23,53	22,68	19,08
	6	12.613	2.145.866	11.317.462	30.923.777	4	26	66	1,86	2,30	2,13	28	236	577	13,05	20,85	18,66
	7	12.381	2.025.252	13.342.714	32.949.029	4	30	70	1,98	2,25	2,12	27	263	604	13,33	19,71	18,33
	8	11.162	2.049.720	15.392.434	34.998.749	3	33	73	1,46	2,14	2,09	20	283	624	9,76	18,39	17,83
	9	10.087	1.800.456	17.192.890	36.799.205	2	35	75	1,11	2,04	2,04	20	303	644	11,11	17,62	17,50
	10	8.810	1.609.679	18.802.569	38.408.884	2	37	77	1,24	1,97	2,00	28	331	672	17,39	17,60	17,50
	11	8.645	1.763.769	20.566.338	40.172.653	0	37	77	0,00	1,80	1,92	18	349	690	10,21	16,97	17,18
	12	7.522	1.182.018	21.748.356	41.354.671	1	38	78	0,85	1,75	1,89	10	359	700	8,46	16,51	16,93

Figura 2 - Ilustração da planilha de dados da P66.

A partir destas planilhas de dados foi possível gerar quantitativos gráficos e comparativos entre os indicadores onde conseguiu-se visualizar e analisar os acidentes de trabalho ocorridos na construção naval e propor sugestões e ações de melhoria a partir dos dados gerados.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

D'Avila e Bridi (2015), abordam em seu artigo a questão do desenvolvimento e reativação da indústria naval no Brasil, analisando o padrão de contratação da força de trabalho durante os anos de 2013 e 2014, identificando a elevada rotatividade e formas flexíveis de contratação, e as consequências, para os trabalhadores, decorrentes da dinâmica de trabalho que se estabeleceu no Polo Naval do Rio Grande.

Na Fig. 3 é apresentado o gráfico da evolução do número de acidentes ocorridos na plataforma P55 no período de sua construção, de 2009 a 2013, demonstrando toda a evolução dos acidentes com lesão com afastamento e com lesão sem afastamento durante o projeto.

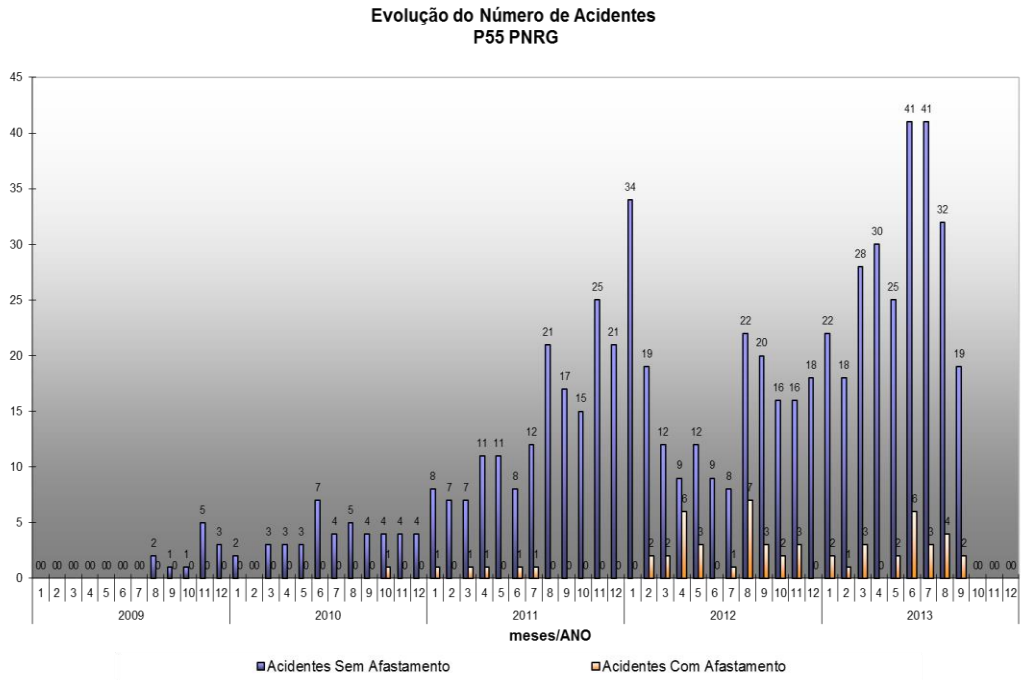


Figura 3 - Evolução do número de acidentes com lesão com afastamento e com lesão sem afastamento ocorridos na Plataforma P55 nos anos de 2009 a 2013.

O gráfico apresentado demonstra que no início do projeto em 2009, o primeiro acidente ocorreu em agosto de 2009 sendo classificado como com lesão sem afastamento, onde houveram duas ocorrências, e a partir daí todos os meses de 2009 registraram acidentes com lesão sem afastamento, sendo o maior número de registros no mês de novembro, com cinco ocorrências, havendo nos meses seguintes uma tendência de queda, não sendo registrado nenhum acidente com lesão com afastamento neste ano. Totalizando no ano de 2009, 12 acidentes com lesão SEM afastamento e nenhum acidente com lesão COM afastamento.

Em 2010 somente no mês de fevereiro, que já vinha de uma tendência de queda, referente aos meses de dezembro/2009 e janeiro de 2010, não foi registrado nenhum acidente. Porém nos três meses seguintes (março, abril e maio) houve uma tendência de estagnação onde o número de registros mensais permaneceu em três acidentes com lesão SEM afastamento, e em junho foi registrado o maior número de acidentes com lesão sem afastamento, com sete ocorrências. E sendo registrado no mês de outubro o primeiro acidente com lesão COM afastamento do projeto. Totalizando no ano de 2010, 43 acidentes com lesão SEM afastamento e um acidente com lesão COM afastamento.

Em 2011 houve um aumento significativo o número de acidentes sendo que o maior número de registros de acidentes com lesão SEM afastamento foi no mês de novembro, com 25 ocorrências, e uma ocorrência nos meses de janeiro, março, abril, junho e julho de acidente com lesão COM afastamento. Totalizando no ano de 2011, 163 acidentes com lesão SEM afastamento e 5 acidentes com lesão COM afastamento.

Em 2012 em janeiro houve um pico de 34 ocorrências de acidentes com lesão SEM afastamento e em abril um pico nos acidentes com lesão COM afastamento sendo registrados no mês 6 ocorrências, sendo registrado em agosto 7 ocorrências, sendo o maior número do projeto. Totalizando no ano de 2012, 195 acidentes com lesão SEM afastamento e 29 acidentes com lesão COM afastamento.

Em 2013, em junho e julho houve um pico de 41 ocorrências de acidentes com lesão SEM afastamento, sendo o maior número do projeto, e em junho um pico nos acidentes com lesão COM afastamento sendo registrados no mês 6 ocorrências. Totalizando no ano de 2013, 256 acidentes com lesão SEM afastamento e 23 acidentes com lesão COM afastamento.

No ano de 2013 foram registrados um total de 256 acidentes com lesão SEM afastamento e 23 acidentes com lesão COM afastamento.

Verificando assim, que nos dois primeiros anos do projeto houve poucas ocorrências, podendo ser facilmente tratadas, investigadas e implementadas ações corretivas e preventivas. Porém nos três últimos anos do projeto as

ocorrências aumentaram significativamente, sendo o ano de 2012 onde foram registrados o maior número de acidentes com lesão COM afastamento, com 29 ocorrências e o ano de 2013 foram registrados o maior número de acidentes com lesão SEM afastamento, com 256 ocorrências. Logo, alguns dos fatores que culminaram nestes aumentos devem-se ao aumento do número de mão de obra, complexidade das atividades e cumprimento de prazos.

Na Fig. 4 é apresentado o gráfico da evolução do número de acidentes ocorridos na plataforma P66 no período de sua construção, de 2011 a 2014, demonstrando toda a evolução dos acidentes com lesão com afastamento e com lesão sem afastamento durante o projeto.

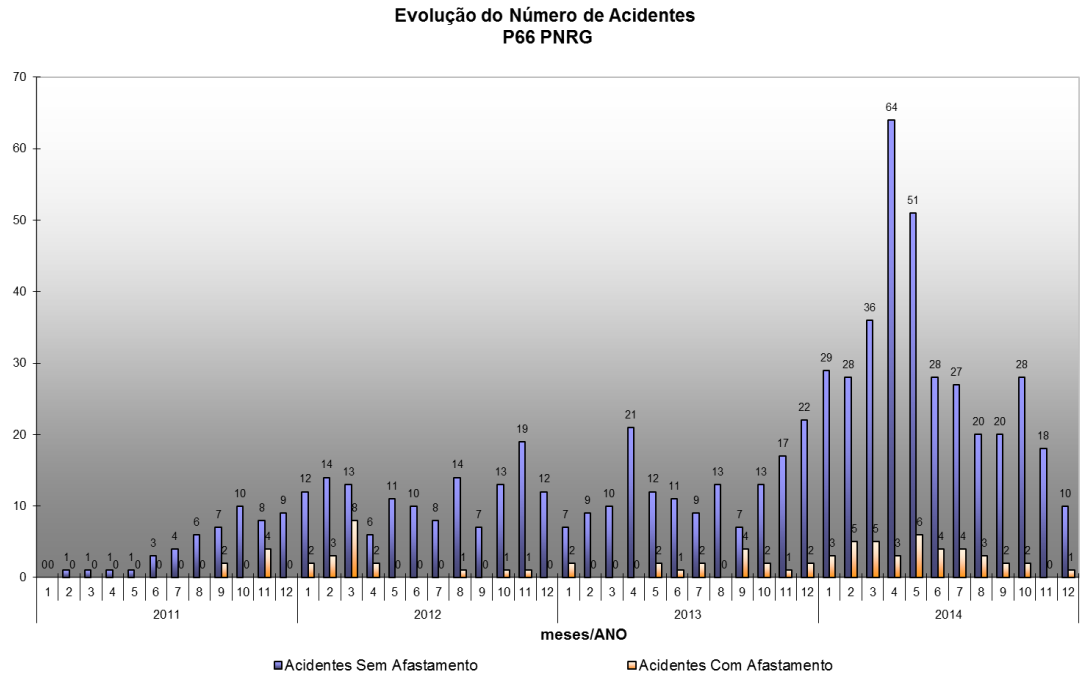


Figura 4 - Evolução do número de acidentes com lesão com afastamento e com lesão sem afastamento ocorridos na Plataforma P66 nos anos de 2011 a 2014.

O gráfico apresentado demonstra que no início do projeto em 2011, o primeiro acidente ocorreu em fevereiro de 2011 sendo classificado como com lesão sem afastamento, e a partir daí todos os meses de 2011 registraram acidentes com lesão sem afastamento, apresentando uma tendência de alta, sendo o maior número de registros no mês de outubro, com 10 ocorrências, e sendo registrado no mês de setembro o primeiro acidente com lesão com afastamento, com duas ocorrências e 4 no mês de novembro neste ano. Totalizando no ano de 2011, 51 acidentes com lesão SEM afastamento e 6 acidentes com lesão COM afastamento.

Em 2012, nos três primeiros meses houve uma tendência de alta nos acidentes, sendo registrado no mês de março o maior número de registros de acidentes com lesão COM afastamento, com 8 ocorrências e no mês de novembro o maior número de registros de acidentes com lesão SEM afastamento, com 19 ocorrências. Totalizando no ano de 2012, 139 acidentes com lesão SEM afastamento e 18 acidentes com lesão COM afastamento.

Em 2013, nos três últimos meses houve uma tendência de alta nos acidentes com lesão SEM afastamento, sendo registrado no mês de dezembro o maior número de registros, com 22 ocorrências. Quanto aos acidentes com lesão COM afastamento, em setembro houve o maior número de registros com 4 ocorrências. Totalizando no ano de 2013, 151 acidentes com lesão SEM afastamento e 16 acidentes com lesão COM afastamento.

Em 2014 houve uma tendência de alta no número de acidentes de janeiro a abril, sendo registrado o maior número de acidentes com lesão SEM afastamento chegando a um pico com 64 ocorrências no mês de abril, e nos meses de fevereiro e março de 5 ocorrências de acidentes com lesão COM afastamento. A partir do mês de maio ocorreu uma tendência de queda nos registros dos acidentes com lesão SEM afastamento, havendo somente um aumento no mês de outubro, com 28 ocorrências e chegando em dezembro a 10 ocorrências. Sendo evidenciado no mês de maio o maior número de registros de acidentes com lesão COM afastamento, com 6 ocorrências. Totalizando no ano de 2014, 359 acidentes com lesão SEM afastamento e 38 acidentes com lesão COM afastamento.

Logo, no primeiro ano do projeto houveram poucas ocorrências, embora fosse apontada uma tendência de alta. A partir de abril de 2012 a dezembro de 2013 houve uma variação nos registros, o que provavelmente deve-se a uma mudança na metodologia.

Nos anos finais do projeto de outubro de 2013 a abril de 2014 houve um aumento significativo nos registros dos acidentes. Sendo registrado em abril de 2014 o maior número de acidentes com lesão SEM afastamento, com um pico de 64 ocorrências. No ano de 2014 foram registrados o maior número de acidentes com lesão SEM afastamento, com 359 ocorrências e acidentes com lesão COM afastamento, com 38 ocorrências.

Embora os anos finais do projeto sejam os mais críticos nesta análise o mês em que houve mais acidentes com lesão COM afastamento foi no início do projeto, em março de 2012, com 8 ocorrências, o que nos leva a mudança na metodologia dos registros.

Logo, alguns dos fatores que culminaram nos aumentos dos acidentes também se deve ao aumento do número de mão de obra, complexidade das atividades e cumprimento de prazos.

Na Fig. 5 é apresentado o gráfico da evolução da Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER e Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento – TFCA da Plataforma P55 nos anos de 2009 a 2013, demonstrando toda a evolução destes indicadores durante o projeto.

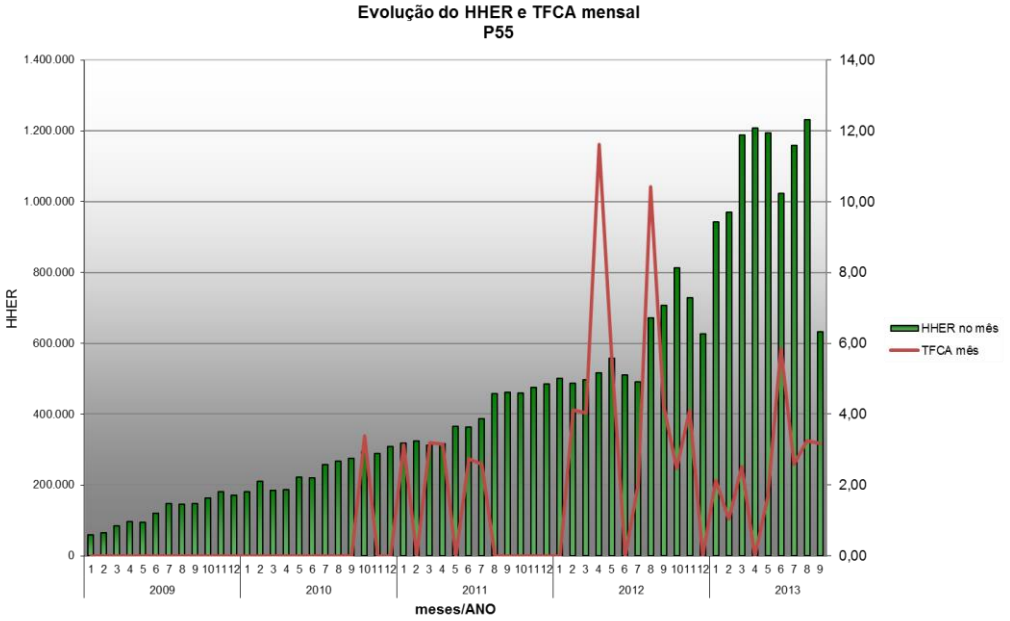


Figura 5 - Evolução da Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER e Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento – TFCA da Plataforma P55 nos anos de 2009 a 2013.

Sendo a Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER, que são somatório das horas de trabalho de cada empregado e a Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento – TFCA o número de acidentados com lesão com afastamento por milhão de horas-homem de exposição ao risco, em determinado período, sendo que nos períodos compreendidos entre setembro de 2010 a agosto de 2011 e janeiro de 2012 a setembro de 2013 foram onde as taxas de frequência apresentaram os índices mais significativos, sendo observado os maiores índices no mês de abril de 2012 com TFCA de 11, 62, onde ocorreram 6 acidentes com lesão com afastamento e em agosto de 2012 com TFCA de 10,43 onde ocorreram 7 acidentes com lesão com afastamento.

Lembrando que a TFCA é uma relação entre o número de acidentes com afastamento dividido pelo HHER, logo mesmo que o número de acidentes seja o mesmo ou maior se o HHER for maior a TFCA será menor, como evidenciado no ano de 2013.

Na Fig. 6 é apresentado o gráfico comparativo da evolução da Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER e da Taxa de Frequência dos Acidentes com afastamento – TFCA, da plataforma P66 no período de sua construção, de 2011 a 2014, demonstrando toda a evolução destes indicadores durante o projeto.

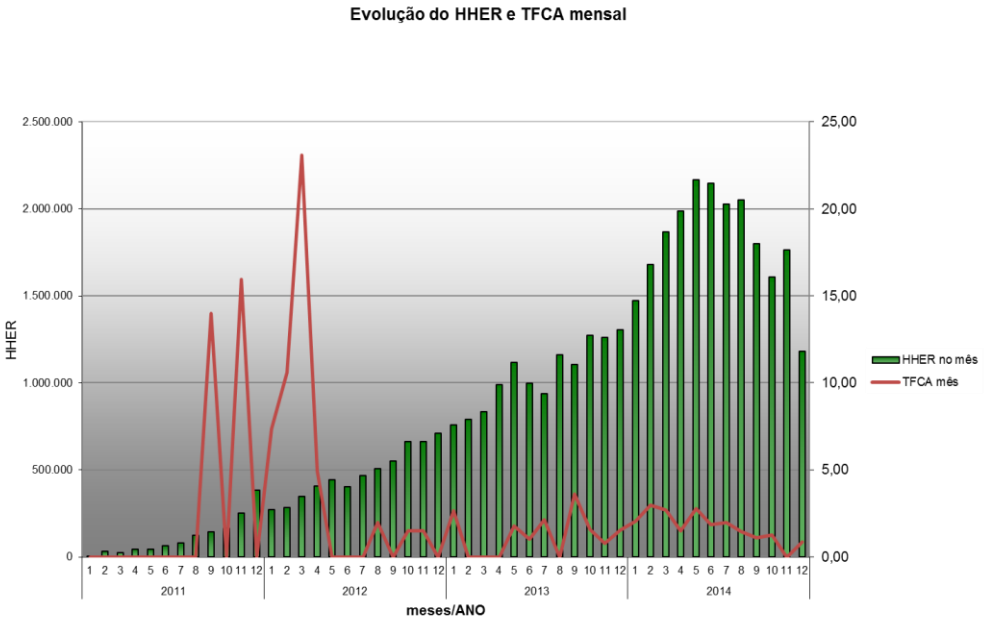


Figura 6 - Evolução da Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER e Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento – TFCA da Plataforma P66 nos anos de 2011 a 2014.

Sendo a Hora Homem de Exposição ao Risco – HHER, que são somatório das horas de trabalho de cada empregado e a Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento – TFCA o número de acidentados com lesão com afastamento por milhão de horas-homem de exposição ao risco, em determinado período, sendo os períodos compreendidos entre agosto de 2011 a maio de 2012, onde as taxas de frequência apresentaram os índices mais significativos, sendo observado os maiores índices no mês de setembro de 2011 com TFCA de 13,98, onde ocorreram 2 acidentes com lesão com afastamento, em novembro de 2011 com TFCA de 15,96 onde ocorreram 4 acidentes com lesão com afastamento e em março de 2012 com TFCA de 23,10, onde ocorreram 8 acidentes com lesão com afastamento.

Havendo uma certa discrepância neste gráfico, pois as taxas de frequência mais altas aparecem no início do projeto, onde havia um HHER pequeno. O que deverá ser considerado como um ponto de atenção, pois se com o HHER pequeno, no início do projeto há ocorrências de acidentes com afastamento que elevam as TFCA, o que será quanto o HHER for maior? Logo nesta análise foi evidenciado uma mudança da metodologia de registro que pode alterar a análise destes indicadores ou a adoção de ações eficazes.

4. CONCLUSÕES

Segundo Binder (1997, p. 69-92), apesar da falta de informações que possibilitem a quantificação precisa dos acidentes do trabalho em nosso país, particularmente a construção das taxas de frequência e de gravidade, os dados disponíveis, que sabemos serem subestimados, são suficientes para considerar sua ocorrência como um dos mais graves problemas de saúde pública do Brasil. Nestas condições, uma das necessidades, sem dúvida, diz respeito à melhoria do registro destes fenômenos de modo a propiciar descrição minimamente precisa de sua ocorrência visando a instrumentalização, tanto da assistência médica aos acidentados, como das ações de prevenção.

> [...] as atividades navais possuem características que merecem ser mais bem observadas e avaliadas diante da problemática do agravamento da saúde desta força de trabalho inserida no setor naval de produção. E conhecer a realidade e as contradições existentes em sua conjuntura possibilita construir estratégias de intervenção para melhoria das condições de trabalho dos profissionais da indústria naval. (TEIXEIRA, 2012)

Comparando os dois primeiros anos destes projetos podemos observar que no primeiro ano do projeto da P55 em 2009 foram registrados 12 acidentes com lesão SEM afastamento e nenhum acidente com lesão COM afastamento, totalizando 12 ocorrências, com HHER do ano de 1.471.126. Enquanto que no primeiro ano do projeto da P66 em 2011 foram registrados, 51 acidentes com lesão SEM afastamento e 6 acidentes com lesão COM afastamento, totalizando 57 ocorrências, com HHER do ano 1.361.785.

Logo, mesmo com HHER do ano parecidos no primeiro ano destes projetos, a P55 registrou um total de 12 ocorrências enquanto a P66 registrou 57 ocorrências, ou seja, cinco vezes maior do que a P55, o que nos mostra um ponto de atenção a ser considerado.

Com esta análise comparativa, seria possível demonstrar de forma clara e simples, já no início do projeto que ações precisam ser tomadas ou reavaliadas, através da implantação de ações mais eficazes, maiores recursos e questionamentos do processo, para que seja possível controlar e manter estes índices aceitáveis.

No segundo ano da P55, em 2010 foram registrados 43 acidentes com lesão SEM afastamento e um acidente com lesão COM afastamento, totalizando 44 ocorrências, com HHER do ano de 2.899.117. Enquanto que no segundo ano da P66 foram registrados 139 acidentes com lesão SEM afastamento e 18 acidentes com lesão COM afastamento, totalizando 157 ocorrências, com HHER do ano de 5.714.983.

Mesmo com o HHER do ano do projeto da P66 sendo praticamente o dobro, o número de ocorrências foi muito superior com 157 ocorrências contra 44 ocorrências da P55.

O primeiro acidente com lesão com afastamento ocorrido no projeto da Plataforma P55, foi registrado no mês de outubro de 2010, ou seja, após 21 meses do início do projeto, conforme a Fig. 3, havendo neste mês um efetivo de 1.960 empregados e um HHER de 294.880, gerando uma TFCA no mês de 3,39 e no projeto da Plataforma P66, foi registrado no mês de setembro de 2011, com duas ocorrências, após 08 meses do início do projeto, conforme a Fig. 4, havendo neste mês um efetivo de 824 empregados e um HHER de 143.016, gerando uma TFCA -Taxa de Frequência dos Acidentes COM afastamento no mês de 13,98, ou seja, uma TFCA alta para o período em questão.

Também foi observado que os maiores índices de TFCA na P55 foram de 11,62 e 10,43 referente aos meses de abril e agosto de 2012, ou seja, no penúltimo ano de construção do projeto. E da P66 os maiores índices de foram de 15,96 e 23,10 referente aos meses de novembro de 2011 e março de 2012, ou seja, nos dois primeiros anos do projeto, havendo uma discrepância entre estes dois projetos referente ao período de ocorrência dos maiores índices de TFCA, conforme pode ser observado nas Figuras 5 e 6.

Quanto aos indicadores de Hora Homem de Exposição ao Risco - HHER e Taxa de Frequência dos Acidentes COM Afastamento - TFCA verifica-se que a ocorrência de acidentes com lesão com afastamento está relacionada ao aumento do HHER embora nos deparemos com certas discrepâncias relacionadas a mudança de metodologia de registros ou com a adoção de ações eficazes que diminuirão as Taxa de Frequência dos Acidentes.

Através dos dados apresentados, os maiores índices do número de acidentes do trabalho na construção naval destas plataformas ocorreram nos últimos anos do projeto (Figuras 3 e 5). Isto deve-se sobretudo ao aumento do número de mão de obra (na P66 de janeiro de 2013 a julho de 2014 a mão de obra passou de 4 mil para 12 mil trabalhadores) complexidade das atividades, exigência de mão de obra mais especializada, aumento da ocorrência de atividades sobrepostas e cumprimento de prazos.

O aumento dos indicadores ocorre de forma gradual havendo um pico, após uma queda que é a fase de verificações finais para a entrega do projeto, onde ocorrem a desmobilização da mão de obra e de material, nesta fase de desmobilização podem ocorrer um aumento no número de acidentes, onde os empregados estão em um período de incertezas e muitas vezes buscando o acidente como uma forma de garantia de emprego.

Assim, conclui-se nos dois primeiros anos destes projetos as ações preventivas e corretivas foram muito mais eficazes no primeiro projeto. Devendo-se levar em consideração que estes dois projetos possuíam gerências distintas, projetos diferentes (P55-Plataforma semissubmersível e P66 FPSO) e com equipes de gestão de SMS – Segurança, Meio Ambiente e Saúde também distintas e com nível de experiência diferentes, embora os procedimentos adotados fossem os mesmos.

Cabe também salientar algumas causas que estão ligadas a estes acidentes de trabalho: elevada rotatividade de empregados, falta de mão de obra especializada, cursos com baixa qualidade e tempo de treinamento insuficiente, requalificação da força de trabalho, contratos, por meio de empresas subcontratadas, terceirizadas e até quarteirizadas e o processo seletivo inadequado, devida a grandes demandas de mão de obra.

É importante salientar que em qualquer atividade a experiência e a vivência no ambiente de trabalho são muito importantes durante a execução das atividades.

A adoção de formas de controle e o acompanhamento efetivo destes indicadores constituirão para as empresas uma base realista para que as ações a serem adotadas no decorrer da construção destes projetos sejam eficazes na diminuição do número de acidentes do trabalho na construção naval.

Como sugestão salientamos a importância de se ter um sistema de gestão implementado, com equipe de SMS, procedimentos bem elaborados, formas de controle e metas definidas, realização de ações preventivas e corretivas: como campanhas de conscientização, diálogos diários de Segurança, Meio Ambiente e Saúde, treinamentos, elaboração de procedimentos, inspeções periódicas nos locais de trabalho e abordagem aos trabalhadores sobre a forma correta de execução de suas atividades de forma segura.

Além das ações citadas acima a empresa deverá elaborar um procedimento de Análise e Investigação de Acidentes do trabalho e definir e treinar uma equipe responsável pelo cumprimento deste procedimento.

Desta forma, implementando uma Gestão de SMS (Segurança, Meio Ambiente e Saúde) será possível diminuir os acidentes de trabalho na construção naval.

5. AGRADECIMENTOS

O segundo autor agradece ao CNPq o apoio financeiro recebido através de sua Bolsa de Produtividade em Pesquisa, para o desenvolvimento deste trabalho.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT, NBR. 14280. Cadastro de acidente do trabalho–Procedimento e classificação.

BINDER, MARIA CECÍLIA PEREIRA. O uso do método de árvore de causas na investigação de acidentes de trabalho típicos. Revista Brasileira de Saúde Ocupacional, v. 23, n. 87/88, p. 69-92, 1997.

CARDOSO, Adriana Lessa. A condição do trabalho feminino no polo naval do Rio Grande/RS. 2012. 114 p. Dissertação (Mestrado em Geografia) – Programa de Pós-Graduação em Geografia, Instituto de Ciências humanas e da Informação, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande. 2012.

CARVALHO, Diogo Sá; CARVALHO, Andréa Bento; DOMINGUES, Marcelo Vinicius de La Rocha. O Polo Naval e Offshore e o desenvolvimento regional na Metade Sul do Rio Grande do Sul. Ensaios FEE, v. 34, 2013.

D'AVILA, Ana Paula Ferreira; BRIDI, Maria Aparecida. AS CONTRATAÇÕES NA INDÚSTRIA NAVAL EM RIO GRANDE-RIO GRANDE DO SUL. Politica & Trabalho, n. 43, 2015.

D'AVILA, Ana Paula F. Desenvolvimento e trabalho: O polo naval na cidade de Rio Grande/RS. Préprojeto. Doutorado em Sociologia. Curitiba: Universidade Federal do Paraná, UFPR, Brasil, 2015.

DIVÉRIO, Rafael. Novo pórtico gigante muda cenário do polo naval de Rio Grande. 23/04/2013. Disponível em: <http://zh.clicrbs.com.br/rs/noticias/economia/noticia/2013/04/novo-portico-gigantemuda-cenario-do-polo-naval-de-rio-grande-4115458.html>. Acesso em: 10 outubro 2016.

PREVIDÊNCIA SOCIAL. Disponível em: http://www.previdencia.gov.br/dados-abertos/aeat.

SINAVAL. Informações do setor. Sindicato Nacional da Indústria da Construção e Reparação Naval Offshore, 2009. Disponível em: http://www.sinaval.org.br/

TEIXEIRA, Bianca da Costa. Os processos de trabalho na indústria naval: relação entre a produtividade e o agravamento à saúde dos trabalhadores. Proceedings of the 2nd Seminário de Saúde do Trabalhador de Franca, 2012.

7. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E DESIGN CONSTRUTAL APLICADOS À ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE PERFIS DE AÇO PERFURADOS SUBMETIDOS À FLAMBAGEM TÉRMICA E MECÂNICA

Roberta Michaello[1], Jorge Renato Soares Paes[2], Luiz Alberto Oliveira Rocha[3], Elizaldo Domingues dos Santos[4], Liércio André Isoldi[5]

[1] Universidade Federal do Rio Grande - Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
robertaa@rocketmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande - Curso de Graduação em Engenharia Mecânica Empresarial
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
jorgerepaes@yahoo.com.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande do Sul - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, 2º Andar, CEP 90.050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[4] Universidade Federal do Rio Grande - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
elizaldosantos@furg.br
[5] Universidade Federal do Rio Grande - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
liercioisoldi@furg.br

RESUMO

Flambagem é um fenômeno de instabilidade que ocorre em elementos estruturais esbeltos submetidos à carregamento de compressão. A flambagem mecânica é caracterizada por uma repentina deflexão lateral do membro estrutural esbelto, quando a carga crítica de flambagem é atingida. A carga crítica é a carga axial máxima que uma coluna pode suportar antes de ocorrer a flambagem. Quando elementos estruturais hiperestáticos são submetidos a um aumento de temperatura, como os movimentos axiais estão impedidos, se o gradiente positivo de temperatura for maior que a variação crítica de temperatura, surgirá uma solicitação axial de compressão superior à carga crítica e ocorrerá a flambagem térmica. Existem soluções analíticas para a determinação da carga crítica e da variação crítica de temperatura de colunas, desde que as mesmas não possuam perfurações ao longo de seu comprimento. Se existirem perfurações, não existem soluções analíticas e a determinação da carga crítica e da variação crítica de temperatura podem ser feitas através de uma abordagem computacional. Então, no presente trabalho, um modelo computacional verificado será adotado para solucionar os problemas da flambagem mecânica e da flambagem térmica. Para isso foi empregado o software ANSYS, que é baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF). Um estudo de caso foi realizado, empregando o método Design Construtal para a determinação da influência na carga crítica e na variação crítica de temperatura em uma coluna de aço com perfurações. A forma dessas perfurações foram variadas, mantendo fixo o volume de material retirado da coluna. Os resultados obtidos

mostraram que o método Design Construtal permite a determinação de geometrias otimizadas que conduzem a performances superiores dos componentes estruturais analisados. Estudos de flambagem mecânica e flambagem térmica considerando perfurações em perfis ou placas finas têm sido abordados em trabalhos isoladamente, sem a existência de uma correlação ou ponto comum entre eles. Então surgiu a motivação para realizar o presente trabalho, determinando, ainda que isoladamente, qual seria a geometria ótima dos furos, comum à flambagem mecânica e à flambagem térmica.

1. INTRODUÇÃO

Elementos estruturais esbeltos, como as colunas metálicas, são amplamente empregados na construção de estruturas navais e offshore. Como exemplos, pode-se citar: a aplicação em estruturas de cascos de navios e a utilização em plataformas auto eleváveis.

Sempre que se projeta um elemento estrutural, é necessário que ele satisfaça requisitos específicos de resistência, rigidez e estabilidade. Em elementos estruturais sujeitos à compressão, sendo estes esbeltos e compridos, a carga poderá ser grande o suficiente para provocar uma deflexão ou uma oscilação lateral, fenômeno chamado de flambagem (Fig. 1). A flambagem de uma coluna pode resultar em uma falha abrupta de uma estrutura ou mecanismo e por isso há de se dedicar atenção para que as colunas não sofram esse fenômeno (Hibbeler, 2010).

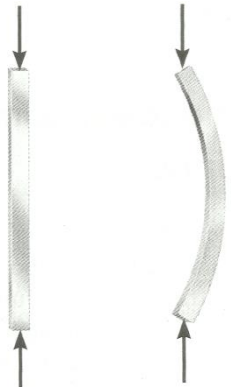


Figura 1. Flambagem Mecânica (Hibbeler, 2010).

Além disso, segundo Beer e Johnston (1995), quando componentes estruturais esbeltos são submetidos a uma variação de temperatura positiva, caracterizando um aumento de temperatura, seu material sofrerá uma dilatação térmica. Se o deslocamento axial da estrutura for restringido, surgirá então uma força interna de compressão que, dependendo de sua magnitude, poderá causar flambagem, sendo, nesse caso, chamada de flambagem térmica (Fig. 2).

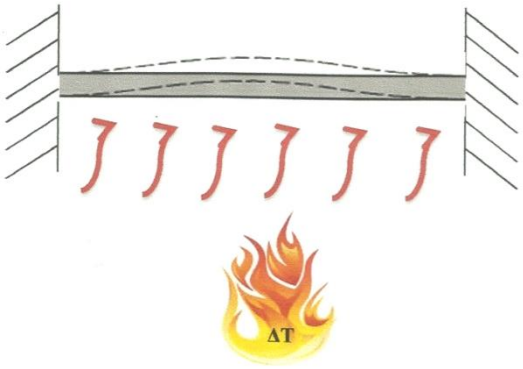


Figura 2. Flambagem Térmica.

Observa-se que em várias situações torna-se necessário realizar perfurações nesses perfis de aço, como por exemplo, janela de visitas para observações e manutenções, passagem de cabos e tubulações, redução do próprio

peso ou até mesmo somente por questões estéticas. Não existe nesses casos solução analítica para a determinação da variação da carga e da temperatura que poderiam causar a flambagem, o que reforça a importância do emprego da simulação numérica por permitir a condução de estudos que seriam de custo elevado ou até mesmo sem possibilidade de realização, caso fossem feitos experimentalmente.

Não se pode negligenciar o fato de que a remoção de material causa perdas na resistência mecânica do elemento estrutural. Neste sentido, desenvolveu-se um estudo de caso comparativo, removendo uma porcentagem do volume total do perfil, visando analisar a influência dessa remoção de material na variação da carga e temperatura críticas, no intuito de se determinar a melhor geometria, baseado no método do Design Construtal, para o perfil, comum à Flambagem Térmica e à Flambagem Mecânica. Visando uma análise preliminar considerou-se apenas o componente estrutural birrotulado, com perfurações feitas ao longo da alma do perfil

2. SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Muitas vezes se torna complexo ou, até mesmo, inviável resolver problemas por métodos analíticos e experimentais, entre as diversas razões estão o custo elevado, a falta de equipamento e a própria impossibilidade de se resolver de maneira analítica e/ou experimental, em algumas situações.

Portanto, cada vez mais são empregadas soluções numéricas a partir da modelagem computacional, devido ao praticamente infinito número de possibilidades, ao custo relativamente baixo e à versatilidade das soluções numéricas se comparado aos demais métodos (Souza e Barboza, 2014).

Neste trabalho foi adotado o software ANSYS, para aplicações em análise estrutural, para determinar, numericamente, a variação crítica de temperatura e a carga critica, ou seja, a variação de temperatura que causa a flambagem térmica e a carga que causa flambagem mecânica em elementos estruturais esbeltos do tipo coluna. O software ANSYS é uma ferramenta computacional que usa como método de discretização o Método dos Elementos Finitos (MEF), permitindo análises estruturais lineares e não-lineares em problemas estáticos e dinâmicos, entre outras aplicações (ANSYS, 2005).

Em linhas gerais, o MEF é baseado na divisão do domínio de integração, contínuo, em um número finito de pequenas regiões denominadas elementos finitos, transformando o meio contínuo em discreto. O comportamento de cada elemento é arbitrado de forma aproximada, com a condição de que a malha formada pelos elementos se comporte de forma semelhante ao contínuo original. Na Fig. 3 é apresentado um exemplo que permite a visualização do conceito da divisão de um domínio contínuo em elementos.

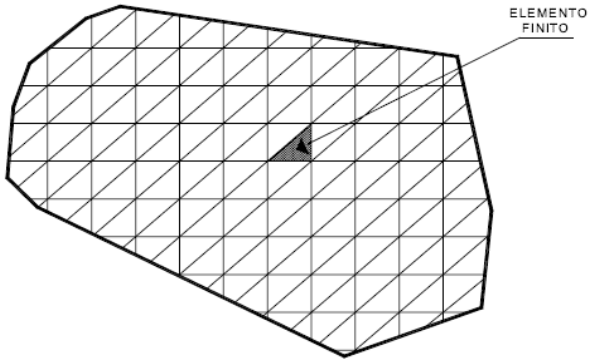


Figura 3. Divisão do domínio contínuo (Vanalli, 2004).

Para o estudo numérico do fenômeno da flambagem térmica foi adotada a análise por autovalores-autovetores. As equações de equilíbrio por elementos finitos para este tipo de análise envolvem a solução de equações algébricas homogêneas cujo autovalor mais baixo corresponde à temperatura crítica de flambagem e o autovetor associado representa o primeiro modo de flambagem. Essa solução é análoga à determinação da carga crítica de flambagem mecânica em uma coluna, onde o autovalor mais baixo indica a carga crítica e o autovetor correspondente define o primeiro modo de flambagem (Madenci e Guven, 2006).

Para o estudo de flambagem térmica, a diferença entre a temperatura de referência e a temperatura aplicada na coluna deve ser de apenas 1 °C, pois os autovalores e autovetores são calculados para uma carga unitária aplicada. Assim, com essa diferença de 1 ºC, o primeiro autovalor encontrado será igual à diferença de temperatura que causa a flambagem térmica (Cassenti, 2012). No ANSYS o problema de autovalores-autovetores é resolvido usando o método numérico de Lanczos (ANSYS, 2005).

Segundo Anandrao et al. (2013), no caso de flambagem do elemento, com extremidades imóveis, sujeitos a um aumento de temperatura uniforme, acima da temperatura ambiente, o problema de autovalores é resolvido através da Eq. (1).

$$[K]\{U\} - \lambda_b [K_G]\{U\} = 0 \quad (1)$$

Onde: $[K]$ é a matriz de rigidez elástica, $[K_G]$ é a matriz de rigidez geométrica, λ_b é o autovalor indicando a temperatura de flambagem e $\{U\}$ é o autovetor (modo de flambagem).

E para o estudo de flambagem mecânica, a formulação utilizada na análise numérica inclui tanto os termos lineares como os não-lineares. Assim, a matriz de rigidez total $[K]$, é obtida pela soma da matriz de rigidez convencional para pequenas deformações, $[K_E]$, com a matriz de rigidez geométrica, $[K_G]$. A matriz $[K_G]$ depende não só da geometria, mas também do esforço interno existente no início do carregamento, $\{P_0\}$. Então, a matriz de rigidez total da coluna para um nível de carga $\{P_0\}$ pode ser escrita como:

$$[K] = [K_E] + [K_G] \quad (2)$$

Quando a carga atinge o nível de $\{P_0\} = \lambda\{P_0\}$, onde λ é um escalar, a matriz de rigidez pode ser definida como:

$$[K] = [K_E] + \lambda[K_G] \quad (3)$$

sendo λ um escalar. As equações de equilíbrio governantes para a coluna podem ser escritas como:

$$[[K_E] + \lambda[K_G]]\{U\} = \lambda\{P_0\} \quad (4)$$

sendo $\{U\}$ o vetor de deslocamento total, que pode, portanto, ser determinado por:

$$\{U\} = [[K_E] + \lambda[K_G]]^{-1} \lambda\{P_0\} \quad (5)$$

Na flambagem, o componente estrutural apresenta um grande crescimento nos deslocamentos sem crescimento da carga. Por definição matemática é possível determinar a matriz inversa como a matriz adjunta dividida pelo determinante dos coeficientes, então os deslocamentos $\{U\}$ tendem a infinito quando:

$$det[[K_E] + \lambda[K_G]] = 0 \quad (6)$$

A Equação (6) representa um problema de autovalores, que quando resolvido gera o menor autovalor, que corresponde à carga crítica $\{P_{cr}\} = \lambda_1\{P_0\}$ em que ocorre flambagem. Além disso, o vetor de deslocamento associado $\{U\}$ define a forma do modo de flambagem.

3. DESIGN CONSTRUTAL

Segundo Bejan e Lorente (2008), a aplicação da Lei Construtal é feita com o método Construtal. Este método é denominado Design Construtal e tem sido usado para predizer e explicar muitos fenômenos da natureza. Além disso, tem sido amplamente aplicado em problemas de engenharia, principalmente nas áreas de mecânica dos fluidos e de transferência de calor, para melhoria do seu desempenho.

Como exemplo de aplicações na natureza, da teoria Construtal, é possível citar: árvores, folhas, pulmões, escoamento de rios e raios. Existem também aplicações sociais como o fluxo de carros e o fluxo de pessoas na cidade. Observar-se algumas dessas aplicações na Fig. 4. E ainda as aplicações de engenharia (Design Construtal) como, por exemplo, resfriamento de circuitos eletrônicos, trocadores de calor em motores, energia das ondas, indústria de refrigeração e dimensionamento de estruturas.

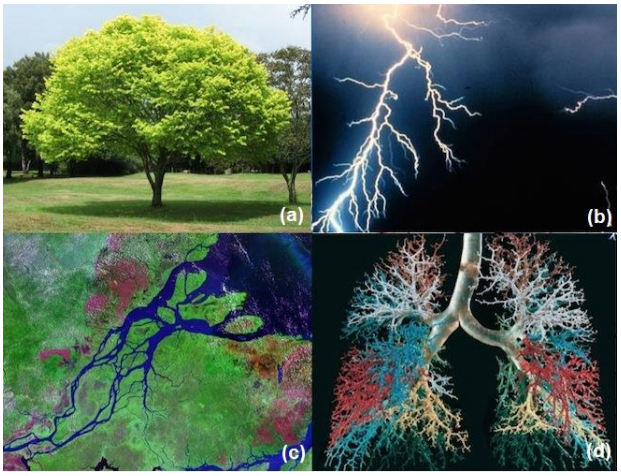


Figura 4. Exemplos de aplicações da Lei Construtal: (a) árvore, (b) escoamento de raios, (c) escoamento de rios e (d) pulmões. (Adaptado de http://www.timetobreakaway.com/blog/2015/6/9/freedom-leads-to-structure)

Esse princípio pode ser aplicado em sistemas de qualquer escala, desde a microscópica até a macroscópica, propiciando o desenvolvimento de estruturas complexas de escoamentos em engenharia e na natureza. Assim sendo, é possível verificar inúmeros exemplos de aplicação do referido princípio, como na Biologia, Geofísica e sistemas naturais nas quais as geometrias se modificam a fim de alcançar um objetivo que é, essencialmente, a minimização da resistência global para suas correntes internas (Bejan, 2000).

Dessa forma, a Teoria Construtal conduz engenheiros à descoberta de arquiteturas de fluxo eficientes, quaisquer que sejam eles: fluidos, massa, energia e movimento em geral. Os projetos gerados são validados por comparações com a natureza, em sistemas animados e inanimados (Rodrigues, 2014).

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O componente estrutural estudado é do tipo coluna, feito de aço A-36 com módulo de elasticidade E = 210 GPa, coeficiente de Poisson v = 0,3 e coeficiente de dilatação térmica $\alpha = 12\times10^{-6}$ °C^{-1}, a partir de um perfil W310×21. O componente (Fig. 5) possui as seguintes dimensões: comprimento L = 4,5 m, altura d = 303 mm, espessura da aba t = 5,7 mm, largura da aba b = 101 mm e espessura da alma e = 5,08 mm. Possui ainda área de seção transversal A = 2680 mm^2 e momentos de inércia $I_z = 37\times10^6$ mm^4 e $I_y = 0{,}986\times10^6$ mm^4.

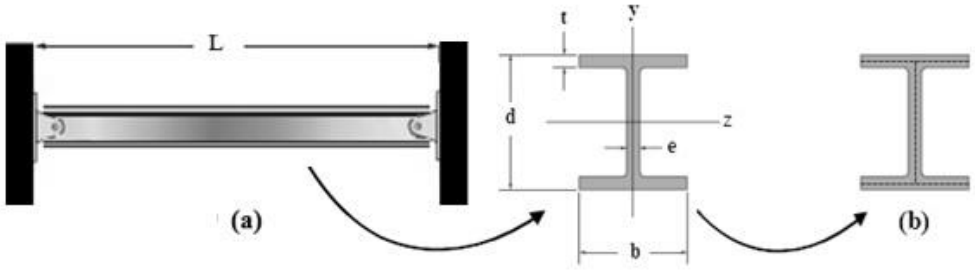


Figura 5. Componente estrutural: (a) Coluna bi-rotulada, formato e dimensões do perfil e (b) hipótese simplificativa.

Para o modelo computacional usado no presente estudo foi adotado o elemento SHELL93, por ser um dos elementos do software ANSYS adequado para a simulação numérica de placas e cascas finas, permitindo que perfurações sejam consideradas ao longo da estrutura. O elemento SHELL93, apresentado na Fig. 6, possui oito nós e seis graus de liberdade por nó, ou seja, três translações nas direções x, y e z (u_x, u_y e u_z) e três rotações em torno dos eixos x, y e z (r_x, r_y e r_z), totalizando quarenta e oito graus de liberdade por elemento (ANSYS, 2005). Esse elemento finito é definido pelo modelo de uma superfície e sua espessura é atribuída durante o processo de modelagem computacional.

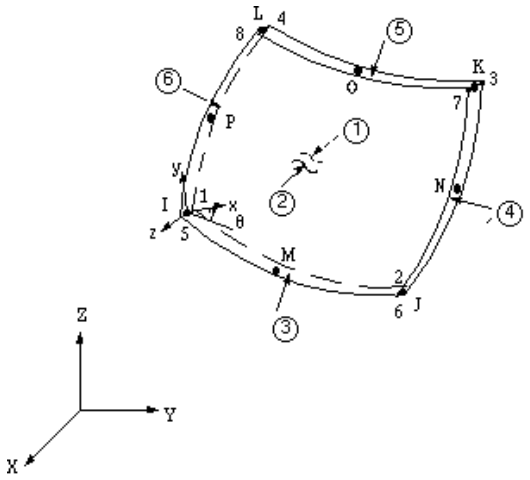


Figura 6. Elemento SHELL93 (Ansys User's Manual, 2005).

4.1 Verificação do modelo computacional

As verificações dos modelos computacionais foram realizadas, comparando o valor da variação crítica de temperatura com a solução analítica dada pela Eq. (7) (Hibbeler, 2010), para o estudo da flambagem térmica.

$$\Delta T_{cr} = \frac{\pi^2 I}{\alpha A L^2} \tag{7}$$

E para a flambagem mecânica, comparando o valor da carga crítica com a solução analítica dada pela Eq. (8) (Hibbeler, 2010).

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \tag{8}$$

A variação crítica de temperatura obtida numericamente foi de ΔT_{cr} = 15,18 ºC, que apresentou uma diferença de 1,61% em relação à variação crítica de temperatura definida pela Eq. (7), que foi de ΔT_{cr} = 14,94 ºC. E a carga crítica obtida numericamente foi de P_{cr}= 105,15 kN e carga Crítica analítica, definida pela Eq. (8), foi de P_{cr}= 100,51 kN, resultando uma diferença de 4,6%.

Considerando as diferenças entre as soluções numéricas e analíticas, é possível afirmar que os modelos computacionais foram verificados.

4.2 Estudo de caso

Foi feito um estudo de caso removendo 15% do volume total da coluna apresentada na Fig. 5, visando analisar a influência dessa remoção de material na variação crítica de temperatura da coluna e na carga crítica. Para todos os casos avaliados foi considerado um componente estrutural birrotulado, com perfurações feitas ao longo da alma da coluna. Como a condição de vinculação é birrotulada, considerou-se para ambas extremidades as seguintes condições de contorno: nas linhas médias das abas $u_y = r_x = r_z = 0$ e nas linhas médias das almas $u_x = u_y = u_z = r_x = r_z = 0$.

Para a discretização da coluna foram adotados elementos finitos triangulares, pois estes se adaptam melhor às geometrias complexas como as formadas com a inclusão das perfurações. Baseando-se em estudos anteriores, gerou-se a malha com elementos finitos de tamanho 20 mm.

Para a determinação do número de furos necessários para alcançar 15% do material, usou-se a seguinte equação:

$$\phi = \frac{V_0}{V} \tag{9}$$

onde: V_0 é o volume do material a ser removido e V o volume total da coluna.

Então, usando ϕ = 0,15, a partir da Eq. (9), definiu-se o volume de material que será removido. Sabendo que as perfurações serão feitas somente na alma, é possível determinar a área total que deverá ser removida. É importante

observar que a espessura da alma é diferente das espessuras das abas. E está primeira que deverá ser utilizada nos cálculos.

Tem-se, então, os seguintes valores: $V_0 = 1777091{,}40\ \text{mm}^3$ (volume a ser removido) e $A_0 = 349821{,}1417\text{mm}^2$ (área a ser removida).

Para determinar o número de perfurações levou-se em consideração a altura da alma (menor dimensão, ver Fig. 5) e utilizou-se o princípio de Saint-Venant para definir a distância mínima das extremidades a partir da qual poderiam ser realizadas as perfurações. Além disso, as perfurações foram realizadas equidistantes, permitindo a realização de quatorze furos. Logo: $A_{furo} = 24987{,}22\text{mm}^2$ (área de cada furo).

Foram estudados furos do tipo elíptico. O número de furos e a área de cada furo foram mantidos constantes, ou seja, ϕ = 0,15 distribuídos em quatorze perfurações. Para avaliar a influência da forma do furo, foi empregado o grau de liberdade H_0/L_0, que relaciona as dimensões características H_0 e L_0 das perfurações, indicadas na Fig. 7.

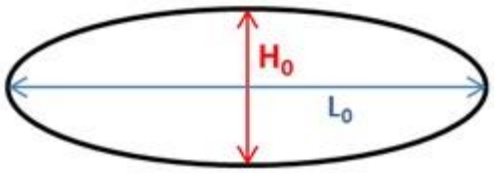


Figura 7. Indicação do H_0 e L_0 da perfuração Elíptica.

Foram feitos estudos do comportamento das estruturas perfuradas submetidas à flambagem térmica e à flambagem mecânica. Foram feitas perfurações elípticas, diminuindo a cada caso o valor de L_0 e consequentemente aumentando o valor de H_0, para manter sempre a mesma área da perfuração. Os casos estudados estão apresentados na Tab. 1, com seus respectivos valores para a variação crítica de temperatura e carga crítica. Além disso, esses valores para a ΔT_{cr} foram divididos pela variação crítica de temperatura da coluna sem perfuração, definindo assim a variação crítica de temperatura adimensional $\Delta T_{cr,adm}$. O mesmo foi feito com a carga crítica, dividiu-se o valor de P_{cr}, obtidos para esses casos, pelo valor da carga crítica da coluna sem perfuração, definindo assim a carga crítica adimensional, $P_{cr,adm}$.

Tabela 1. Valores obtidos para a variação crítica de temperatura e carga crítica (Perfil com perfuração elíptica).

Caso	L_0 (mm)	H_0 (mm)	H_0/L_0	ΔT_{cr} (ºC)	$\Delta T_{cr,adm}$	P_{cr} (KN)	$P_{cr,adm}$
1	250,00	127,26	0,51	18,762	1,24	104,892	0,9975
2	236,00	134,81	0,57	19,023	1,25	104,933	0,9979
3	222,00	143,31	0,65	19,332	1,27	104,959	0,9982
4	208,00	152,96	0,74	19,704	1,30	104,977	0,9983
5	194,00	163,99	0,85	20,162	1,33	104,992	0,9985
6	178,37	178,37	1,00	20,817	1,37	104,999	0,9985
7	163,99	194,00	1,18	21,614	1,42	105,004	0,9986
8	152,96	208,00	1,36	22,404	1,48	105,005	0,9986
9	143,31	222,00	1,55	23,284	1,53	105,006	0,9986
10	134,81	236,00	1,75	24,239	1,60	105,005	0,9986
11	127,26	250,00	1,96	25,293	1,67	105,006	0,9986

Com a variação de H_0/L_0, foram obtidas perfurações com forma de elipse, alongadas horizontalmente ($H_0/L_0 < 1$) ou verticalmente ($H_0/L_0 > 1$), e uma perfuração circular ($H_0/L0 = 1{,}00$). Analisando a Tab. 1 é possível perceber que quanto maior for a relação H_0/L_0 maior é o valor da $\Delta T_{cr,adm}$, porém essa tendência não ocorre em sua totalidade para os valores de $P_{cr,adm}$, isso fica evidente no gráfico da Fig. 8, que apresenta a carga crítica e a variação crítica de temperatura adimensionais em função da relação H_0/L_0.

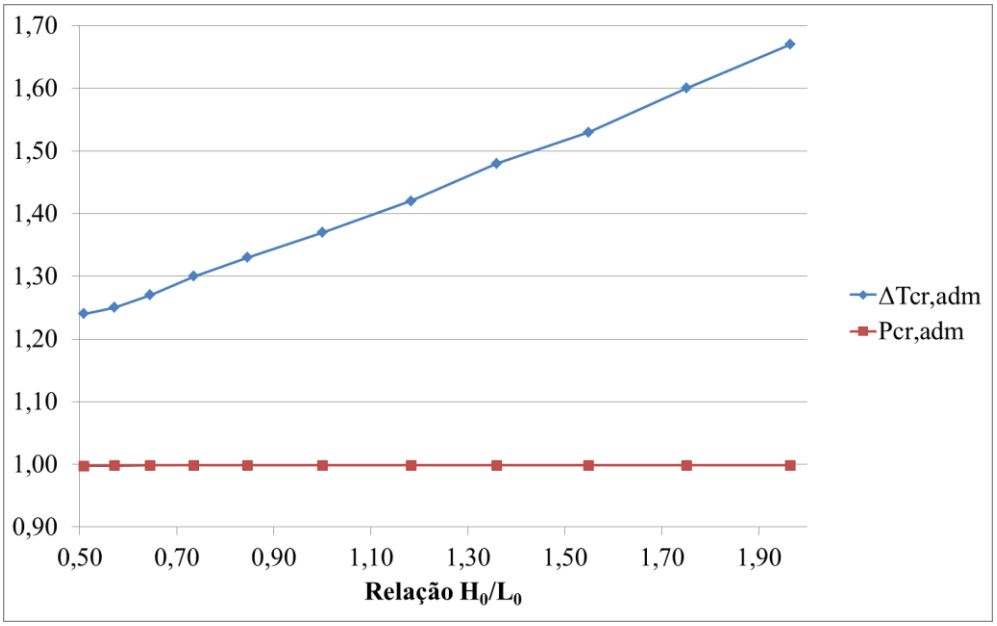


Figura 8. Variação crítica de temperatura e carga crítica para diferentes perfurações elípticas.

5. CONCLUSÃO

Nesse trabalho foram desenvolvidos e verificados modelos computacionais capazes de solucionar os problemas da flambagem térmica e mecânica em componentes estruturais esbeltos (colunas), birrotulados. O software ANSYS, que é baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), foi empregado, sendo usado o elemento finito tipo casca SHELL93 para a discretização do domínio computacional.

A partir desses modelos computacionais foi possível estudar situações práticas que não possuem solução analítica, que é a influência de perfurações, distribuídas ao longo do componente estrutural, na flambagem térmica e mecânica. Empregando o método Constructal Design, foram analisados e comparados, os resultados para perfurações elípticas. Estudou-se a influência da variação da forma da perfuração na flambagem térmica e mecânica, mantendo-se fixo o volume de material retirado da coluna.

Para o estudo da flambagem térmica, todos valores para $\Delta T_{cr,adm}$ são maiores que 1, ou seja, todos os valores de ΔT_{cr} das colunas perfuradas são maiores que a ΔT_{cr} da coluna sem perfuração. E quanto maior H_0/L_0 maior a ΔT_{cr}. O maior e o menor valor, para a variação de temperatura crítica, encontrados foram os valores relacionados com o maior e o menor grau de liberdade respectivamente. Isso não ocorreu em sua totalidade para os valores de $P_{cr,adm}$, muito provavelmente em virtude das furações terem sido efetuadas alinhadas com o eixo neutro do perfil.

Pode-se observar, também que a variação obtida na carga crítica adimensional não é significativa na Flambagem Mecânica, pois ela ocorre na terceira casa decimal. Sendo assim, considerando flambagem térmica e flambagem mecânica, a melhor geometria é a que apresenta maior valor para a relação H_0/L_0 (H_0/L_0 =1,96), pois para a flambagem térmica ela promove um aumento significativo no valor da variação crítica de temperatura. Em outras palavras, quem está determinando a geometria ótima, neste caso, é a análise da flambagem térmica e não a análise da flambagem mecânica.

Os resultados obtidos mostraram que o método Design Constructal permite a determinação de geometrias otimizadas que conduzem a performances superiores dos componentes estruturais analisados. Outras sugestões para trabalhos futuros, seriam: estudos envolvendo diferentes tipos de perfis para a coluna, diferentes tipos de perfurações (por exemplo, furos retangulares, hexagonais e oblongos), diferentes vinculações e diferentes valores para a fração volumétrica das perfurações

6. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Universidade Federal do Rio Grande (FURG) e aos Programas de Pós-Graduação em Modelagem computacional (PPGMC) e em Engenharia Oceânica (PPGEO), pelo apoio prestado à realização desse trabalho.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Anandrao, K. S. et al., 2013. Thermal Buckling and Free Vibration Analysis of Heated Functionally Graded Material Beams. *Defence Science Journal*, vol. 63, n. 3, pp. 315-322.

ANSYS., 2005 User's Manual (version 10.0). Swanson Analysis System Inc.

Beer, F. P., Johnston, E. R. Jr., 1995. Resistência dos Materiais. Makron Books.

Bejan, A., 2000. Shape and Structure, from engineering to nature, Cambridge University Press.

Bejan, A. and Lorente, S., 2008. Design with Constructal Theory. Wiley, Hoboken.

Cassenti, B., 2012. Thermal Buckling of a 2D Beam Fixed at Both Ends. University of Connecticut, Disponível em: http://www.engr.uconn.edu/~cassenti/

Chajes, A., 1974. Principles of Structural Stability Theory. Prentice Hall.

Hibbeler, R. C., 2010. Resistência dos Materiais. Pearson Prentice Hall.

Madenci, E. e Guven, I., 2006. The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS®. Springer.

Rodrigues, M. K., 2014. Modelagem computacional aplicada à melhoria do desempenho térmico de trocador de calor solo-ar através do método *Constructal Design*. Dissertação de mestrado em Modelagem Computacional, Universidade Federal do Rio Grande.

Souza, C. M. e Barboza, V. O., 2014. Simulação numérica aplicada à melhoria do comportamento mecânico de tubos estruturais perfurados submetidos à flambagem elástica. Trabalho de conclusão de curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande.

Vanalli, L., 2004. O MEC e o MEF aplicados à análise de problemas viscoplásticos em meios anisotrópicos e composto. Tese de doutorado em Engenharia de Estruturas, Universidade São Paulo.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

OTIMIZAÇÃO GEOMÉTRICA DE ESCOAMENTOS COM CONVECÇÃO FORÇADA SOBRE UM ARRANJO DE QUATRO CILINDROS

Martim dos Santos Pereira[1], Bruno Costa Feijó[1], Filipe Branco Teixeira[1], Luiz Alberto Oliveira Rocha[2], Jhon Nero Vaz Goulart[3], Liércio André Isoldi[1], Elizaldo Domingues dos Santos[1]

[1] Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande, Av. Itália, km 8, Carreiros, 96203-900 – Rio Grande, RS, Brasil.
e-mail: martimpereyra@gmail.com
e-mail: bruno.feijo1989@gmail.com
e-mail: fbrancoteixeira@gmail.com
e-mail: liercioisoldi@furg.br
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[2] Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rua Sarmento Leite, 425, 90050-170 - Porto Alegre, RS, Brasil.
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[3] Grupo de Mecânica Experimental e Computacional, Universidade de Brasília, Gama, DF, 72.405-610, PO box 8114, Brasil.
e-mail: jvaz@unb.br

RESUMO

O presente estudo consiste na avaliação numérica de um arranjo formado por quatro cilindros submetidos a um escoamento transiente, bidimensional, incompressível, laminar e com convecção forçada. A avaliação geométrica é realizada através do método Design Construtal. O problema possui uma restrição dada pela soma da área dos cilindros e três graus de liberdade: S_{T1}/D (razão entre o passo transversal dos cilindros frontais e o diâmetro dos cilindros), S_{T2}/D (razão entre o passo transversal dos cilindros posteriores e o diâmetro dos cilindros) e S_L/D (razão entre o passo longitudinal dos cilindros frontais e posteriores e o diâmetro dos cilindros). Para todas as simulações é considerado o número de Reynolds constante, $Re_D = 100$ e dois diferentes números de Prandtl de Pr = 0.71 e 5.83, o que simula respectivamente a utilização de ar e água como fluido. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia são resolvidas através do Método dos Volumes Finitos (FVM). O principal objetivo é avaliar o efeito dos graus de liberdade sobre o coeficiente de arrasto (C_D) e o número de Nusselt (Nu_D) entre os cilindros e o escoamento circundante, assim como, os valores ótimos de S_{T2}/D para três razões de S_{T1}/D = 1.5, 3.0 e 4.0, sendo estes resultados obtidos para a razão S_L/D = 1.5 e 4.0. Os resultados mostraram que a alteração da razão S_{T1}/D e S_{T2}/D possui grande influência sobre os coeficientes de arrasto e número de Nusselt do arranjo formado pelos quatro cilindros, bem como, sobre as geometrias que conduzem aos melhores desempenhos fluidodinâmico e térmico.

Palavras-chave: Escoamentos Externos, Convecção Forçada, Arranjo com Quatro Cilindros, Design Construtal, Avaliação Geométrica.

1. INTRODUÇÃO

O escoamento externo sobre arranjos tubulares compreende um tema muito investigado na área da engenharia devido a alta complexidade e grande número de fenômenos que ocorrem simultaneamente influenciando diretamente o escoamento. Outra grande importância se deve a grande possibilidade de aplicação desse tipo de arranjo, uma vez que a investigação sobre as geometrias que gerem um aumento no desempenho, tanto térmico quanto fluidodinâmico, podem melhorar o funcionamento de uma grande gama de equipamentos

industriais tais como trocadores de calor, caldeiras, como também no aumento de eficiência de conversores de energia eólica, edifícios, pontes e torres.

A complexidade fenomenológica intrínseca ao escoamento externo sobre cilindros gerou diversos estudos numéricos e experimentais envolvendo um cilindro (Catalano et al.,2003) tanto em regime laminar quanto turbulento (Rajani et al., 2009) como também em regiões próximas às paredes (Sarkar e Sarkar, 2010). Estes trabalhos proporcionaram um melhor entendimento desses fenômenos assim como a determinação de parâmetros extremamente úteis para o dimensionamento de equipamentos utilizados para troca térmica em geral.

O Design Construtal é um método de avaliação geométrica baseado no princípio de restrições e objetivos e em um princípio físico de maximização do acesso ao fluxo. Esse princípio é denominado de Lei Construtal definida por Adrian Bejan: "Para um sistema de tamanho finito persistir no tempo (sobreviver), o mesmo precisa evoluir sua forma e estrutura para providenciar um melhor acesso às correntes que fluem através dele" (Bejan, 2000; Bejan e Lorente, 2008, Bejan e Zane, 2012).

No presente trabalho é avaliada numericamente a influência da geometria de um arranjo de quatro cilindros sobre o coeficiente de arrasto e o número de Nusselt entre o escoamento e as superfícies dos cilindros, utilizando o método Design Construtal. O diâmetro dos cilindros é mantido constante para todas as simulações, e são feitas diversas variações com três graus de liberdade: S_{T1}/D (razão do passo transversal dos cilindros frontais), S_{T2}/D (razão do passo transversal dos cilindros posteriores e o diâmetro) e S_L/D (razão do passo longitudinal entre os cilindros, frontal e posteriores, e o diâmetro). O arranjo está submetido a um escoamento laminar, permanente e com convecção forçada. O principal objetivo é determinar o arranjo ótimo que maximiza a transferência de calor entre o escoamento que está a uma temperatura inferior à temperatura da superfície do canal, como também diminuir o coeficiente de arrasto. Para isso são feitas diversas simulações, sendo utilizado o número de Reynolds Re_D = 100 e dois diferentes números de Prandtl, Pr = 0,71 e 5,83. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia são resolvidas com o Método de Volumes Finitos (MVF) (Versteeg e Malalasekera, 2007; Patankar, 1980), mais precisamente empregando o código de dinâmica dos fluidos computacional FLUENT® (FLUENT, 2006).

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

O problema analisado consiste de um escoamento laminar, no regime permanente, com transferência de calor por convecção forçada sobre um arranjo formado por quatro cilindros, conforme ilustrado na Fig. 1. O escoamento é causado pela imposição de um perfil de velocidades (V_∞ = 50 m/s) constante na entrada do canal. Este escoamento possui uma temperatura prescrita (T_∞ = 300 K) inferior a temperatura dos cilindros (T_S = 320 K), e assim, a transferência de calor por convecção forçada ocorre devido à diferença de temperatura acima citada. Com relação às demais condições de contorno, as superfícies do domínio possuem condição de não-deslizamento e impermeabilidade ($V_1 = V_2 = 0$ m/s). Na saída do domínio, é imposta uma condição de fluxo de calor nulo e pressão atmosférica (p =101,325 × 10³ Pa). Ainda pode ser visto na "Fig. 1" as dimensões do domínio, onde os parâmetros S_{T1}/D, S_{T2}/D e S_L/D referem-se respectivamente à razão do passo transversal dos cilindros frontais e o diâmetro, razão do passo transversal dos cilindros posteriores e o diâmetro, e razão do passo longitudinal entre os cilindros, frontal e posteriores, e o diâmetro.

Para a avaliação geométrica do problema é empregado o método Design Construtal (Bejan, 2000; Bejan e Lorente, 2008). Este método é baseado no princípio de objetivos e restrições (locais e globais) sendo o método usado para aplicação da Lei Construtal. Para o problema analisado, foram definidas como restrições geométricas do problema:

1) A área de ocupação é restrita às dimensões de ocupação ($A_0 = H_0 \times L_0$).

2) A área ocupada pelos quatro cilindros é a mesma em todos os casos e também são considerados cilindros com diâmetros iguais ($A_t = A_{c1} + A_{c2} + A_{c3} + A_{c4}$).

3) Restrição física do tamanho do domínio, todas simulações tem o mesmo valor fixado em $H = 10D$ e $L = 50D$.

4) Os valores do espaçamento transversal entre os cilindros não pode exceder a altura do domínio computacional utilizado ($S_{T1} + D < H_0$ e $S_{T2} + D < H_0$).

5) Os valores do espaçamento longitudinal entre os cilindros deve ser maior do que um diâmetro, e menor que a largura do domínio computacional utilizado ($S_L > D$ *e* $S_L + D < L_0$).

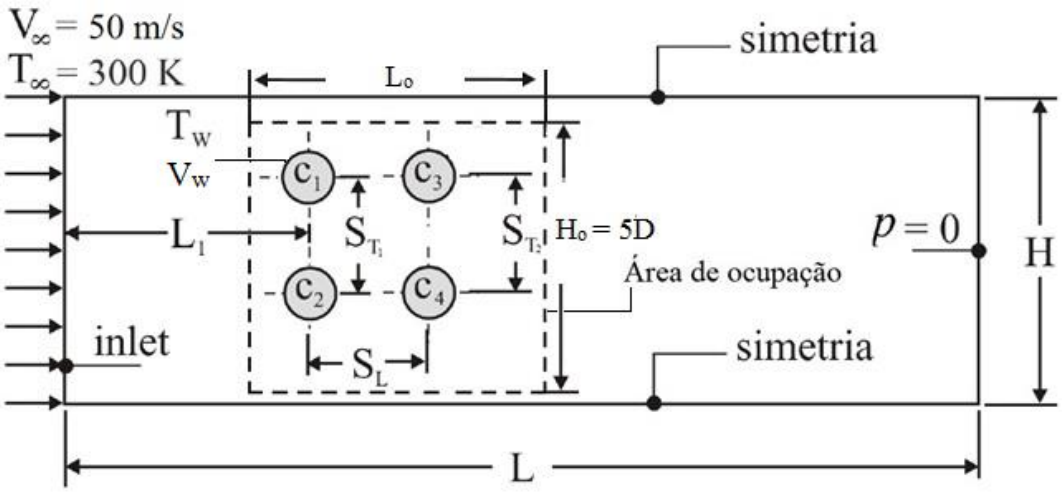


Figura 1. Domínio computacional empregada nas simulações do presente trabalho.

Os três graus de liberdade do problema são as razões: S_{T1}/D (razão do passo transversal dos cilindros frontais), S_{T2}/D (razão do passo transversal dos cilindros posteriores e o diâmetro) e S_L/D (razão do passo longitudinal entre os cilindros, frontal e posteriores, e o diâmetro) os quais concedem ao arranjo, formado pelos quatro cilindros, a liberdade para assumir quaisquer relações de proporção geométrica dentro da restrição de área total constante.

O processo de otimização é dividido em duas etapas, conforme ilustra a Fig. 2. No primeiro passo, a geometria é otimizada pela variação do grau de liberdade S_{T2}/D mantendo-se fixos os parâmetros S_{T1}/D e S_L/D. A geometria que conduzir ao maior valor do número de Nusselt (Nu_{Dm}) será uma vez otimizada $(S_{T2}/D)_o$, o mesmo processo é válido para encontrar o valor do coeficiente de arrasto uma vez minimizado C_{Dm}. Em um segundo momento, a variação da razão S_{T2}/D é realizada para diferentes valores do parâmetro S_{T1}/D, mantendo-se ainda constante a razão S_L/D. A maior magnitude encontrada para o número de Nusselt é duas vezes maximizada ($Nu_{D,mm}$) e as respectivas geometrias ótimas são: $(S_{T1}/D)_o$ (uma vez otimizada) e $(S_{T2}/D)_{oo}$ (duas vezes otimizada). O procedimento é análogo para o coeficiente de arrasto (C_D), contudo o objetivo neste caso é minimizar a magnitude desse parâmetro, obtendo-se um coeficiente duas vezes minimizado (C_{Dmm}). As razões ótimas possuem a mesma nomenclatura do caso térmico, contudo podem apresentar magnitudes diferentes. Para tanto foram simulados 36 casos, sendo estes S_{T1}/D = 1,5; 3,0 e 4,0; S_L/D = 1,5 e 4,0; e S_{T2}/D = 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5 e 4,0.

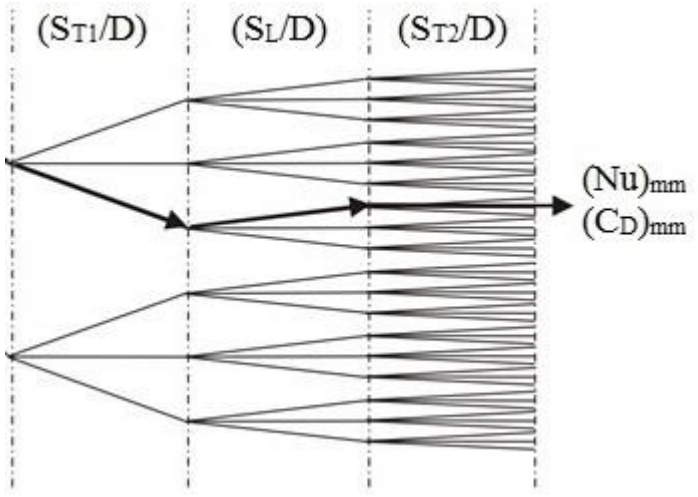


Figura 2. Diagrama ilustrando o processo de avaliação da geometria do arranjo.

3. MODELAGEM MATEMÁTICA E NUMÉRICA

A modelagem dos escoamentos bidimensionais, incompressíveis, laminares, por convecção forçada no regime transiente é baseada na solução das equações de conservação em conjunto com as condições de contorno e iniciais do problema. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia em notação indicial são dados, respectivamente, por (Bejan, 2004):

$$\frac{\partial v_j}{\partial x_j} = 0 \qquad (j = 1 \text{ e } 2) \text{ em } t \times \Omega \text{ (1)}$$

$$\frac{\partial v_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(v_i v_j\right) + \frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_j}\delta_{ij} - \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\upsilon\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i}\right)\right\} = 0 \qquad (j = 1 \text{ e } 2) \text{ em } t \times \Omega \text{ (2)}$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(v_j T\right) - \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\alpha\frac{\partial T}{\partial x_j}\right\} - q''' = 0 \qquad (j = 1 \text{ e } 2) \text{ em } t \times \Omega \text{ (3)}$$

onde ρ é a massa específica do fluido (kg/m³); υ é a viscosidade cinemática do fluido (m²/s); α é a difusividade térmica (m²/s); v_i é a velocidade do fluido na direção i, i = 1 e 2 (m/s); x_i corresponde a coordenada espacial na direção i, i = 1 e 2 (m); P é a pressão (N/m²); T é a temperatura (K); δ_{ij} é o operador delta de Kronecker; Ω é o domínio espacial (m); t representa o domínio de tempo (s) e q''' é o termo fonte de energia, que para os casos simulados no presente trabalho é nulo (W/m³).

As Eqs. (1) – (3) são resolvidas através de um software comercial de dinâmica dos fluidos computacional (CFD – do inglês: *Computational Fluid Dynamics*) que é baseado no método de volumes finitos (MVF) (Versteeg e Malalasekera, 2007; Patankar, 1980). O solver é baseado na pressão, o acoplamento pressão-velocidade é realizado com o uso do algoritmo SIMPLE e para o tratamento dos termos advectivos emprega-se o esquema de interpolação *Upwind* de segunda ordem para as equações de conservação de quantidade de movimento e energia. Além disso, os cálculos foram considerados convergidos quando os resíduos para as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia entre duas iterações consecutivas foram menores do que 10^{-6}, 10^{-6} e 10^{-8}, respectivamente. A solução do problema foi realizada até que o escoamento atinja o regime permanente. Para isso foi simulado um tempo final de t_f = 1,0 s com um passo de tempo de Δt = 0,01 s. Maiores detalhes relacionados com o MVF podem ser encontrados em (Versteeg e Malalasekera, 2007; Patankar, 1980).

As simulações numéricas foram realizadas usando um computador com um processador quad-core Intel com 3,6 GHz e 8GB de memória RAM. O tempo de processamento para cada simulação foi de aproximadamente $5{,}4 \times 10^3$ s.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Tendo em vista que o coeficiente de arrasto do arranjo (C_D) não depende do número de Prandtl (Pr), os valores de C_D nas diferentes geometrias não serão influenciados pela alteração do Pr. Dessa forma, as análises fluidodinâmicas para ambos os fluidos serão representadas nos mesmos gráficos. Com relação a parte térmica (Nu_D) será demonstrada com um gráfico para cada Pr, colocados lado a lado a fim de analisar a influência da geometria no número de Nusselt.

A Figura 3 mostra o efeito da razão de S_{T2}/D no coeficiente de arrasto do arranjo (C_D) para S_{T1}/D = 1,5 e S_L/D = 1,5 e 4,0. Em geral, observa-se que o coeficiente de arrasto cresce à medida que o passo transversal dos cilindros posteriores aumenta, principalmente para valores acima de S_{T2}/D = 2,5. Porém os menores valores de C_D não foram obtidos quando os cilindros estavam alinhados em relação ao passo transversal, $S_{T1}/D = S_{T2}/D$ = 1,5, mas quando $(S_{T2}/D)_o$ = 2,0. Dessa forma, para estes casos há uma geometria ótima intermediária para a minimização do C_D.

Com o intuito de investigar a queda no coeficiente de arrasto entre S_{T2}/D = 1,5 para $(S_{T2}/D)_o$ = 2,0 deve-se observar os campos de pressão para o escoamento no regime permanente. O fenômeno causador dessa diferença no coeficiente de arrasto entre essas duas configurações é a diminuição da pressão na região interna do arranjo causada pelo pequeno afastamento dos cilindros, o que ocasiona uma diminuição na resistência ao escoamento devido à suavização no campo de pressão na área frontal dos cilindros posteriores. Esse comportamento é bastante evidente na comparação das Figs. 4(a) e 4(b) que mostram respectivamente as razões S_{T2}/D = 1.5 e 2.0, principalmente para o campo de pressões na região frontal aos cilindros posteriores. Observa-se que quando o campo de pressões é suavizado melhora-se o desempenho fluidodinâmico do escoamento.

Pode-se perceber que os valores máximos ocorreram quando os cilindros posteriores encontravam-se desencontrados com os cilindros frontais (S_{T2}/D = 4,0), sendo que nessa configuração a pequena diferença de valores em relação ao passo transversal deve-se que ao menor valor deste (S_L/D = 1,5) os cilindros posteriores receberem uma maior parte do escoamento sem interferência das esteiras dos cilindros frontais.

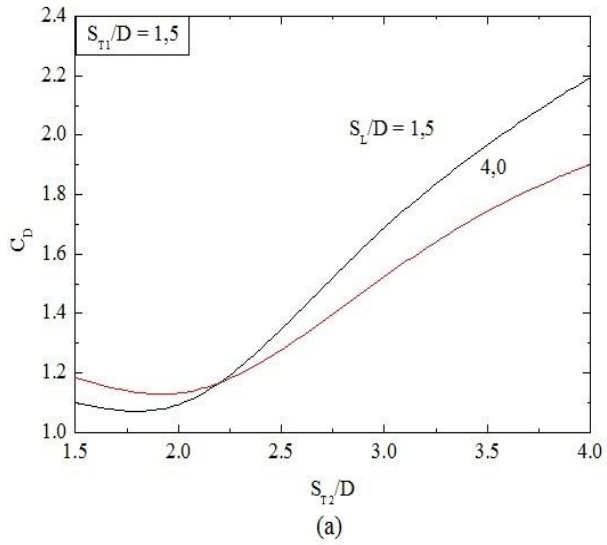


Figura 3. Efeito do parâmetro S_{T2}/D sobre C_D (a) para S_{T1}/D = 1,5 e S_L/D = 1,5 e 4,0.

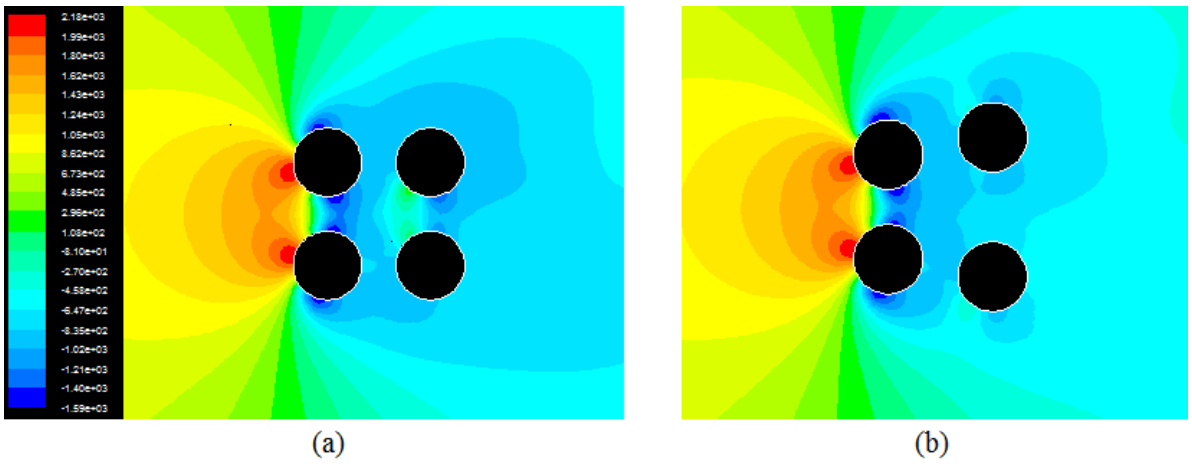


Figura 4 – Campos de pressão (Range: -1,59x10^{3}Pa a 2,18x10^3 Pa) para a geometria S_{T1}/D = 1,5, S_L/D = 1,5 e (a) S_{T2}/D = 1,5 e (b) S_{T2}/D = 2,0.

Para o campo térmico, a Fig. 5 mostra de uma forma geral que as maiores razões de S_{T2}/D conduziram as maiores magnitudes para o número de Nusselt. Para as duas diferentes razões de S_L/D avaliadas, foi possível observar que quando os cilindros a jusante estão mais próximos aos cilindros a montante tem-se uma maior magnitude do número de Nu_D para $S_{T2}/D > 2,0$. Com relação a simulação dos dois diferentes números de Prandtl foi possível observar apenas uma intensificação das diferenças de magnitude do Nu_D na região $1,5 \leq S_{T2}/D \leq 2,5$. Além disso, o aumento do número de Prandtl conduziu a maiores magnitudes do NuD, o que era intuitivamente esperado.

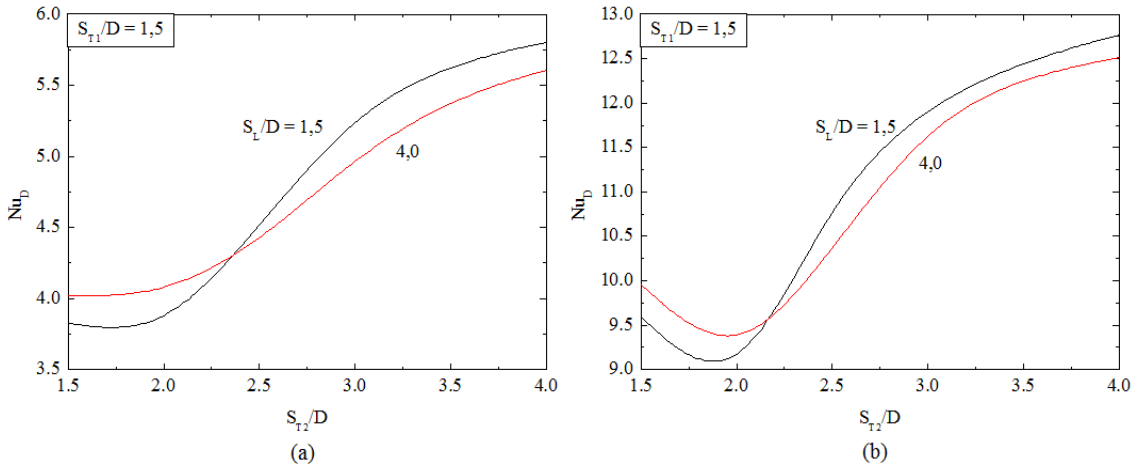


Figura 5. Efeito do parâmetro S_{T2}/D sobre Nu_D para S_{T1}/D = 1,5 e S_L/D = 1,5 e 4,0 sendo (a) Pr = 0,71 e (b) Pr = 5,83.

A Figura 6 mostra o efeito da razão de S_{T2}/D no coeficiente de arrasto do arranjo (C_D) para S_{T1}/D = 3,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0. Tendo em vista que o espaçamento transversal dos cilindros frontais encontra-se a três diâmetros de distância (3D) o valor de C_D máximo ocorreu em S_{T2}/D = 1,5, como esperado, com valor decrescente até o ponto de mínimo quando o arranjo ficar alinhado $S_{T2}/D = S_{T1}/D$ = 3,0. Após esse ponto o coeficiente de arrasto volta a ter um aumento de magnitude.

Para todas as variações investigadas até o momento com o parâmetro S_{T1}/D = 3,0, o valor mínimo do coeficiente de arrasto foi encontrado quando o parâmetro S_L/D = 1,5 entre o intervalo de $3,0 \leq S_{T2}/D \leq 3,5$, porém fora desse intervalo os menores valores de C_D foram obtidos quando S_L/D = 3,0.

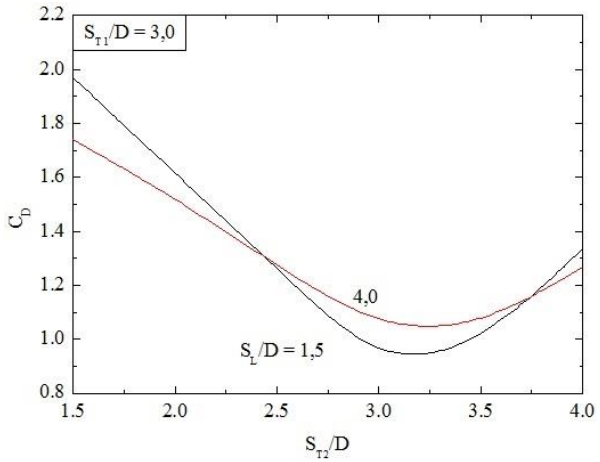


Figura 6. Efeito do parâmetro S_{T2}/D no C_D para S_{T1}/D = 3,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0.

A análise do número de Nusselt do arranjo de quatro cilindros acompanhou a tendência do coeficiente de arrasto, apresentando os valores maximizados quando S_{T1}/D = 3,0, conforme pode ser visto nas Figs. 7(a) e 7(b) para Pr = 0,71 e 5,83, respectivamente. O efeito na alteração no Pr gerou uma diferença de 57,84% no número de Nusselt no ponto de máximo em comparação com o pior caso. Em comparação com o caso com S_{T1}/D = 1,5 (Fig. 5) há uma inversão do caso ótimo para S_{T2}/D, onde para os casos da Fig. 7 essa geometria passa a ser a de maior magnitude de S_{T2}/D.

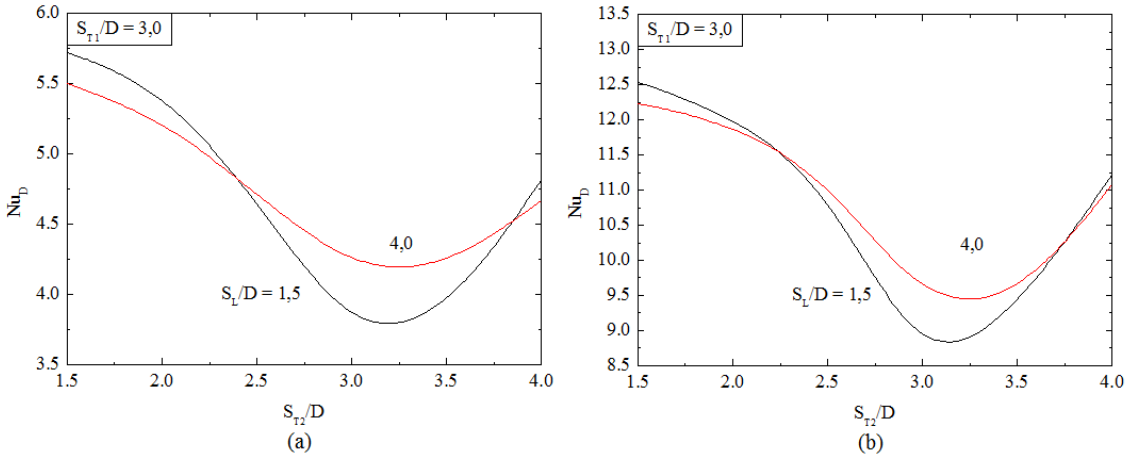


Figura 7. Efeito do parâmetro S_{T2}/D sobre Nu_D para S_{T1}/D = 3,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0 sendo (a) Pr = 0,71 e (b) Pr = 5,83.

A Figura 8 mostra o efeito da razão de S_{T2}/D no coeficiente de arrasto do arranjo (C_D) para S_{T1}/D = 4,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0. Para os casos estudados, o coeficiente decresceu em todos os casos com o crescimento do passo longitudinal dos cilindros posteriores. Os resultados permitiram verificar que a distância S_{T1}/D possui grande influência sobre o efeito da razão S_{T2}/D sobre o coeficiente de arrasto (C_D).

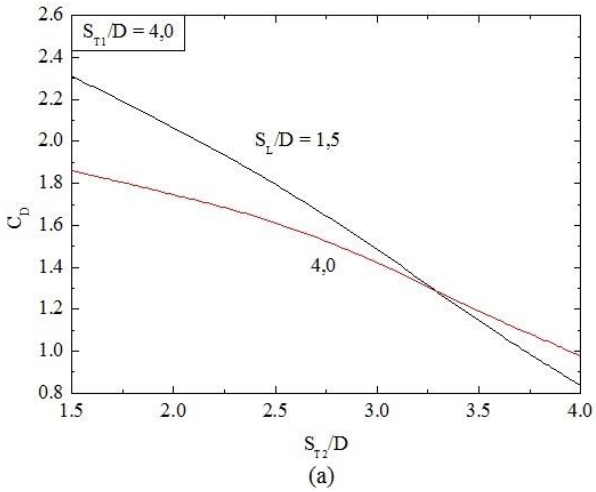


Figura 8. Efeito do parâmetro S_{T2}/D sobre C_D para S_{T1}/D = 4,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0.

A tendência dos valores ocorreu conforme esperado, o que faz com que a menor resistência ao escoamento ocorra quando os cilindros estiverem alinhados uma vez que o passo longitudinal entre os cilindros frontais está em seu valor mínimo.

Referente ao campo térmico, em geral, as Figs. 9(a) e 9(b) mostram que o número de Nusselt segue a mesma tendência dos resultados de C_D, decrescendo à medida que o passo transversal dos cilindros posteriores aumenta, principalmente para valores acima de S_{T2}/D = 2,5. A influência do Pr sobre o Nu encontrado foi de 54,41% no ponto de máximo. Com relação ao efeito de S_{T2}/D sobre Nu_D, nota-se que não há grande influência do número de Prandtl sobre o efeito geométrico.

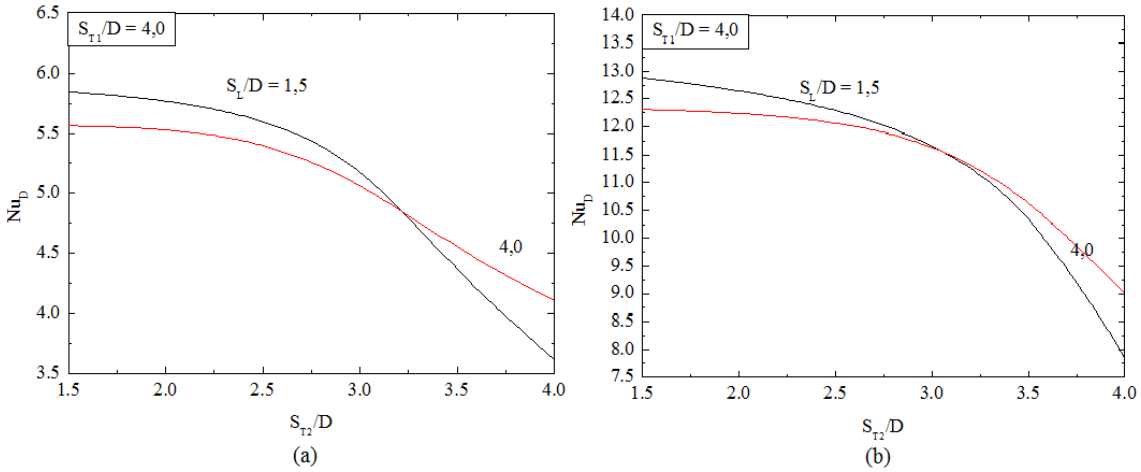


Figura 9. Efeito do parâmetro S_{T2}/D sobre Nu_D para S_{T1}/D = 4,0 e S_L/D = 1,5 e 4,0 sendo (a) Pr = 0,71 e (b) Pr = 5,83.

As Figuras 10, 11(a) e 11(b) mostram o efeito da razão S_{T1}/D sobre os valores de C_D uma vez minimizado (C_{Dm}) e Nu_D uma vez maximizado (Nu_D) para as duas diferentes razões de passo longitudinal estudadas (S_L/D = 1,5 e 4,0). As Figuras 11(a) e 11(b) mostram, respectivamente, o $Nu_{D,m}$ com Pr = 0,71 e Pr = 5,83.

Nos casos analisados o C_D sofre um decréscimo com o aumento da razão S_{T1}/D, obtendo-se o C_{Dm} para a maior razão de S_{T1}/D, ou seja, quando os cilindros a montante possuem maior afastamento. Também nota-se que a taxa de decréscimo de C_{Dm} com S_{T1}/D é maior para S_L/D = 1.5 do que para 4.0, devido a maior interação das camadas limite fluidodinâmicas. Com relação ao campo térmico, os maiores Nu_{Dm} foram obtidos para as maiores razões de S_{T1}/D para ambos casos de S_L/D. Por fim, observou-se também que há um ponto de ótimo local para as menores razões de S_{T1}/D e os piores desempenhos foram obtidos para razões intermediárias de S_{T1}/D.

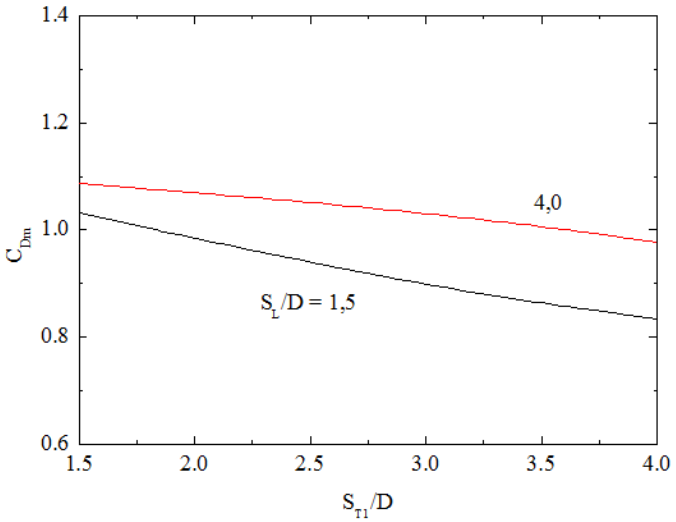


Figura 10. Valores de C_D uma vez minimizado para cada passo transversal dos cilindros frontais S_{T1}/D em função do passo longitudinal S_L/D.

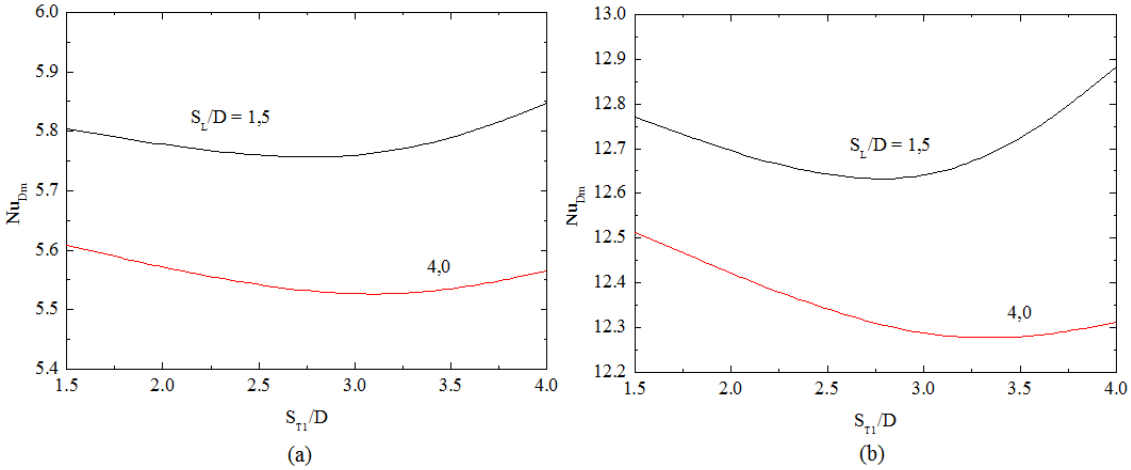


Figura 11 – Valores de Nu_D uma vez maximizado para cada passo transversal dos cilindros frontais S_{T1}/D em função do passo longitudinal S_L/D sendo em (a) Pr = 0,71 e (b) Pr = 5,83.

As Figuras 12(a) e 12(b) apresentam o efeito da razão S_{T1}/D sobre o $(S_{T2}/D)_o$ respectivamente para o C_D e Nu_D. Para os casos estudados a razão S_L/D não mostrou sensibilidade no efeito de S_{T1}/D sobre $(S_{T2}/D)_o$, independente da função objetivo estudada. Com relação ao efeito de S_{T1}/D sobre $(S_{T2}/D)_o$ observou-se que o aumento do S_{T1}/D conduz a um aumento de $(S_{T2}/D)_o$ para o caso onde o coeficiente de arrasto é uma vez minimizado (C_{Dm}). Dessa forma observa-se que a geometria recomendada para o C_{Dm} tende a ser obtida para arranjos alinhados, com exceção das menores razões de S_{T1}/D, onde o escoamento entre os cilindros passa a ter grande importância. Para o caso térmico é observado justamente o efeito contrário, no qual os valores de $(S_{T2}/D)_o$ decrescem com o aumento da razão S_{T1}/D. Cabe ressaltar que foi observado que a mudança no Pr não alterou o efeito da razão S_{T1}/D sobre o $(S_{T2}/D)_o$ o que faz com que a Fig. 12 (a) e 12(b) representem os dois valores de Pr estudados.

A fim de possibilitar uma melhor análise do efeito da geometria nos campos fluidodinâmico e térmico, a Fig.13 apresenta os campos de velocidade e temperatura, com Re_D = 100 e Pr = 0,71, para o melhor e pior desempenho, sendo em (a) o pior desempenho fluidodinâmico em S_{T1}/D = 4,0 , S_L/D = 1,5 , S_{T2}/D = 1,5, (b) o melhor desempenho fluidodinâmico em S_{T1}/D = 4,0, S_L/D = 1,5 , S_{T2}/D = 4,0, (c) o melhor desempenho térmico em S_{T1}/D = 4,0, S_L/D = 1,5, S_{T2}/D = 1,5, e (d) o melhor desempenho térmico em S_{T1}/D = 4,0, S_L/D = 1,5, S_{T2}/D = 1,5. Tendo em vista que os gradientes variaram entre 0 m/s e 94,7 m/s para os campos fluidodinâmicos, e entre 300K e 320K para os campos térmicos, a diferença percentual do desempenho fluidodinâmico entre melhor e pior caso foi de 2,7 vezes, já para o campo térmico essa diferença foi de 1,6 vezes.

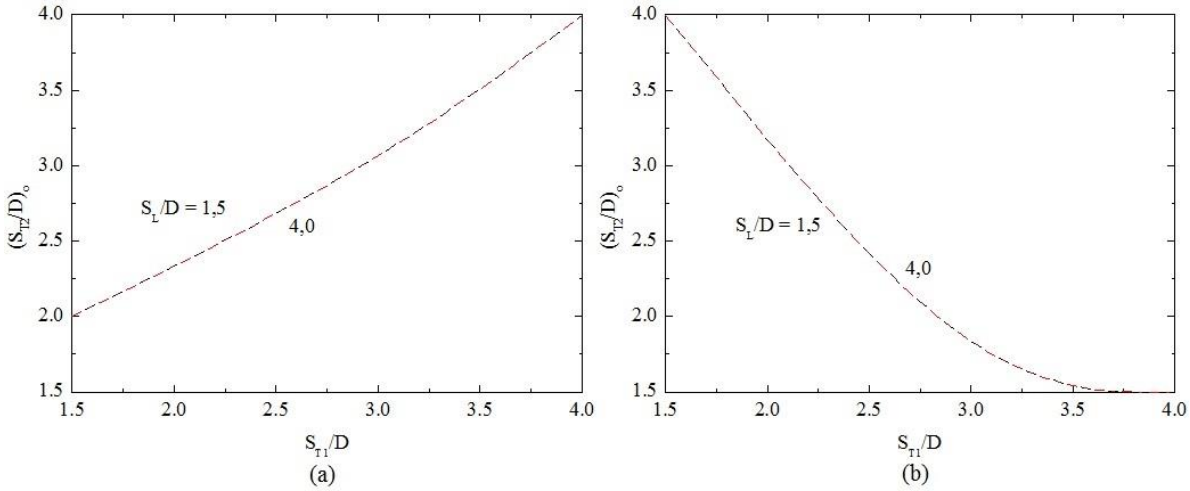


Figura 12. Efeito da razão S_{T1}/D sobre a razão S_{T2}/D uma vez otimizada $(S_{T2}/D)_o$ com as funções objetivos: (a) C_{Dm}, (b) Nu_{Dm}.

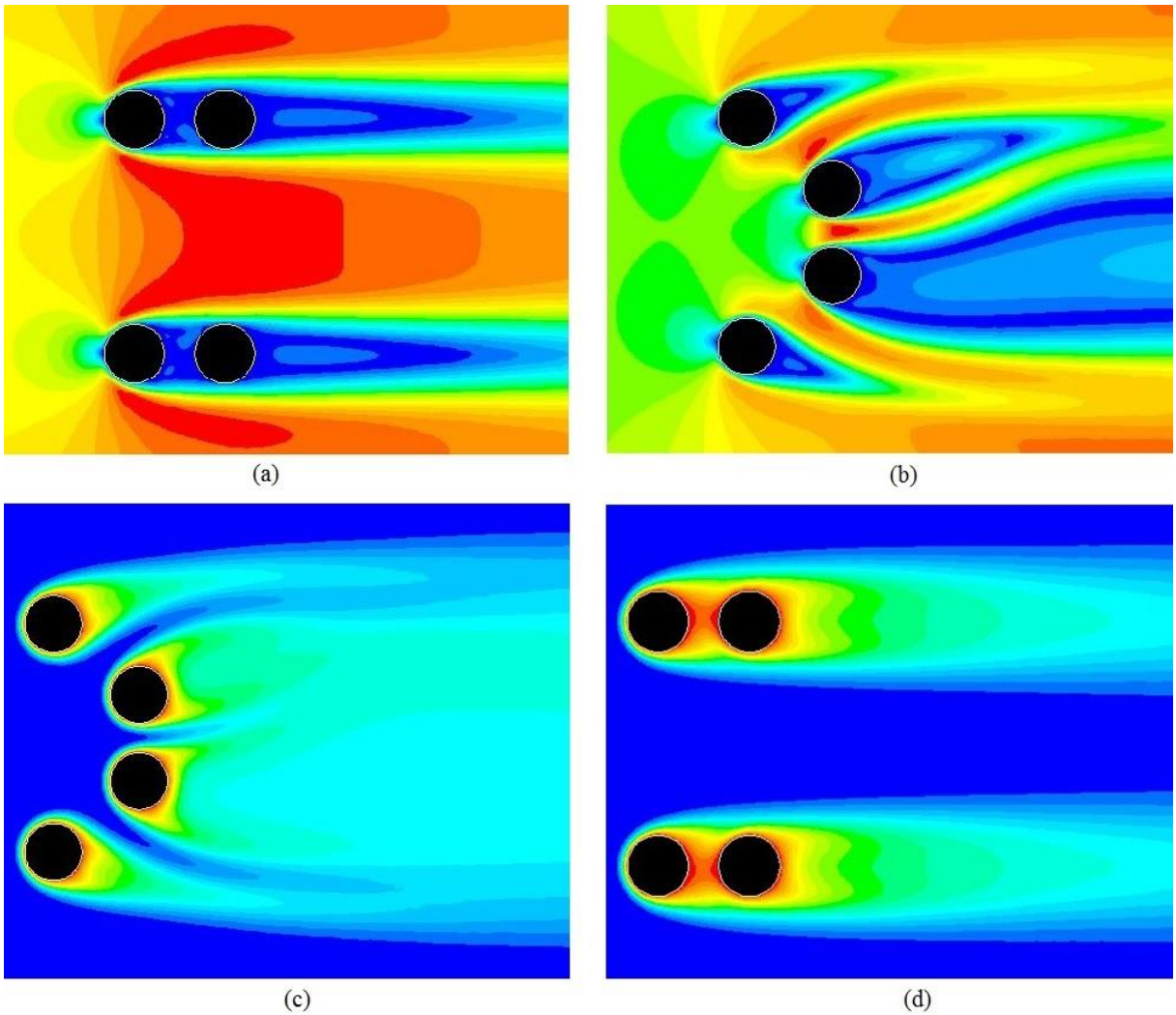


Figura 13. Campos de velocidade (m/s) e temperatura (K) para a melhor e pior geometria, sendo (a) campo de velocidade para a melhor geometria (b) campo de velocidade para a pior geometria, (c) campo de temperatura para a melhor geometria e (d) campo de velocidade para a pior geometria.

5. CONCLUSÕES

Um estudo numérico foi conduzido para avaliar o efeito da mudança de geometria do arranjo formado por quatro cilindros em um escoamento laminar com convecção forçada empregando Design Construtal. As simulações foram realizadas para números de Reynolds e Prandtl de Re_D = 100 e Pr = 0,71 e 5,83, respectivamente, avaliando o efeito de três graus de liberdade, S_{T1}/D (razão entre o passo transversal entre os

cilindros frontais e o diâmetro), S_L/D (razão do passo longitudinal, entre os cilindros frontais e posteriores, e o diâmetro) e S_{T2}/D (razão entre o passo longitudinal entre os cilindros posteriores e o diâmetro).

O principal objetivo foi avaliar a influência da geometria do arranjo no coeficiente de arrasto (C_D) e no número de Nusselt (Nu_D) entre os cilindros e o escoamento circundante. Para essa análise preliminar foram utilizados os valores de S_{T1}/D = 1,5; 3,0 e 4,0, S_L/D = 1,5 e 4,0 e S_{T2}/D = 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5 e 4,0.

Os resultados mostraram que em S_{T1}/D = 1,5 o arranjo alinhado não conduziu ao menor valor de C_D, o que se deve a grande proximidade dos cilindros causar uma região de maior pressão ocasionando em uma maior resistência à passagem do escoamento. Vale destacar que esse não era o comportamento intuitivamente esperado, justificando um estudo de avaliação geométrica nesse tipo de problema. Neste caso o menor C_D ocorreu no primeiro afastamento dos cilindros posteriores, em S_{T2}/D = 2,0. Para os casos em que S_{T1}/D = 3,0 e 4,0, as geometrias que levaram a um menor C_D foram as do arranjo alinhado, S_{T2}/D = 3,0 e 4,0 respectivamente, ambas com o menor passo longitudinal admitido, S_L/D = 1,5.

O efeito da razão S_{T2}/D sobre o C_D e sobre o Nu_D é fortemente dependente da razão S_{T1}/D. Dessa forma, os resultados indicam que não há um comportamento universal para a influência de uma razão geométrica sobre o desempenho fluidodinâmico ou térmico. Para o campo térmico, também foi observado que o emprego de diferentes números de Prandtl não causou influência significativa sobre o efeito das razões geométricas sobre o desempenho térmico para os casos estudados.

Futuros trabalhos devem ser realizados para outras razões de S_L/D e S_{T1}/D para melhorar o entendimento da influência geométrica sobre o comportamento do escoamento sobre o arranjo com quatro cilindros.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores M. dos S. Pereira E B. C. Feijó agradecem a CAPES pela bolsa de estudos. Os autores L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pela bolsa de produtividade em pesquisa e suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bejan, A., 2000. Shape and Structure, from Engineering to Nature. Cambridge University Press, Cambridge, UK.

Bejan, A., "Convection Heat Transfer", John Wiley, Durham, USA; 2004.

Bejan, A., Lorente, S., 2008, Design with Constructal Theory, Wiley, Hoboken.

Bejan, A., Lorente S, Lee J. 2008. "Unifying Construtal theory of tree roots, canopies and forests". Journal of Theorical Biology; vol 254: pp.529–40.

Bejan, A., Zane, J. P., 2012, Design in Nature. New York, Doubleday.

Catalano, P., Wang, M., Iaccarino, G. and Moin, P., 2003. "Numerical Simulation of the Flow around a Circular Cylinder at High Reynolds Numbers". International Journal of Heat and Fluid Flow, 24, pp.:463-469.

FLUENT 6.3.26. "User's Guide". Fluent Inc, 2006.

Patankar, S.V. 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, McGraw-Hill, New York, USA.

Rajani, B. N., Kandasamy, A. and Majumdar, S., 2009. "Numerical Simulation of Laminar Flow Past a Circular Cylinder". Applied Mathematical Modeling, 33, pp.: 1228-47.

Sarkar, S; Sarkar, S. 2010. "Vortex dynamics of a cylinder wake in a proximity to a wall", Journal of Fluids and Structures, Vol. 26, n°. 1, p 19- 40.

Versteeg, H. K., Malalasekera, W., 2007; An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method, 1st Ed, Longman, England.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores deste trabalho são os únicos responsáveis pelo seu conteúdo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

NUMERICAL SIMULATION AND CONSTRUCTAL DESIGN APPLIED TO THE STUDY OF ELASTIC BUCKLING IN THIN STEEL PLATES WITH OBLONG PERFORATIONS

Emilio Gabriel Gonçalves Folzke[1], Thiago da Silveira2, João Paulo Silva Lima[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Elizaldo Domingues dos Santos[5], Mauro de Vasconcellos Real[6], Liércio André Isoldi[7,*]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Graduação em Engenharia Civil - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: emiliofolzke@gmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: engmects@hotmail.com
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: joaop_1005@hotmail.com
[4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, 2º Andar, CEP 90.050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[5] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: elizaldosantos@furg.br
[6] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: mauroreal@furg.br
[7] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica - Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
[*]e-mail: liercioisoldi@furg.br

ABSTRACT

Buckling is an instability phenomenon that can happens when a slender plate is subjected to axial compression loads. In addition, perforated plates are often necessary in the engineering field. Throughout this article, the Constructal Design Method, which is based on the Constructal Theory, has been used to evaluate the influence of the hole on thin steel plates under elastic buckling. For that, the different types of holes analyzed were both transversal and longitudinal oblong. They were all placed in the center of the plate. The geometry of the hole varied according to the degree of freedom H_0/L_0, which relates the dimensions of each type of different hole. The size of the perforation are varied by means the hole volume fraction (ϕ) parameter, that represents the relation between the volume of the hole and the total volume of the plate (without hole). The main goal is to achieve the greatest critical load for the perforated plates. To do so, the ANSYS software, based on the Finite Element Method (FEM), has been used to numerically analyze the elastic buckling in each case. It has been observed the importance of the geometry when seeking superior performances: through a simple fluctuation of the geometry of the hole, once the volume fraction was kept constant, it was possible to achieve a significant increase on the critical loads.

1. INTRODUCTION

Whenever a structural element has two dimensions much larger than one, and is plane before any load is applied on it, it is called a plate (Yamaguchi, 1999). Thin elements, such as a slender plate, can be subjected to several different types of deformation. Among them, there is buckling, which is an instability phenomenon that can occur if a slender and thin-walled plate (plane or curved) is subjected to axial pressure (i.e. compression). At a certain given critical load, the plate will buckle suddenly in the out-of-plane transverse direction (Akesson, 2007).

Thin plates are widely used in different engineering areas such as oceanic and naval. Nevertheless, sometimes, the plates need to be perforated in order to reduce the structure's weight, to grant access and even to improve aesthetics. As an example, holes are necessary in order to make ship hatches.

For a plane plate, it is possible and relatively easy to calculate the buckling critical load. However, if the plate is perforated, the use of analytical calculation becomes impracticable.

Many authors have been publishing studies for the last decades about elastic plate buckling. Among those, some of the papers may be highlighted:

El-Sawy and Nasmy (2001) studied the influence of the shape, dimensions and position of the perforations on slender plates submitted to elastic plate buckling phenomenon. The plates had different sizes and were numerically simulated by means the Finite Element Method (FEM).

Shimizu (2007) has showed that, when a plate is perforated, compression stresses appear locally near the hole under a tensile load, and the compression stress may cause local buckling – it´s so called tension buckling of the plate.

Moen and Schafer (2009) developed expressions to represent the influence of holes under the critical buckling load in bent or compressed plates. Such expressions were verified through numerical simulations, using the ABACUS software, which is based on the FEM.

Cheng and Zhao (2010) have focused their studies on the cutout-strengthening of perforated steel plates subjected to uniaxial compressive loads.

Real and Isoldi (2010) and Real and Isoldi (2011) studied the elastic buckling phenomenon in thin steel plates analyzing the effect of circular holes dimension and location on its critical load.

So far, the Constructal Design has been used mostly in the Fluid Mechanics and Heat Transfer areas, in order to achieve optimal geometries. Yet, it is also feasible to use it for the Solid Mechanics, once we consider structural elements as systems whose shape may be varied in order to achieve a better stress flow. Furthermore, it is important to highlight the fact that studies about the influence of the Constructal Design and elastic buckling in pursuance of optimal geometries have been developed only by the group of Solid Computational Mechanics from Universidade Federal do Rio Grande (FURG). Among these, we may highlight: Rocha et al. (2012), Rocha et al. (2013) and Isoldi et al. (2013).

Therefore, the main goal of this paper is to evaluate the influence of different type of hole, while seeking the optimal geometry in order to achieve a maximized critical buckling load. For that, the plate's size was kept the same, while the size and geometry of the hole have been modified according to the Constructal Design Method. Two different types of perforations were analyzed: Transversal Oblong and Longitudinal Oblong. These cutouts are centered on a plate which has a width of H = 1 m and a length of L = 2 m. Previously, a computational model verification was developed in ANSYS® software. This software is based on the Finite Element Method (F.E.M.).

Some examples of oblong cutouts used in offshore structures can be viewed in Fig. 1.

Figure 1. Oblong holes in offshore structures.

2. MATERIALS AND METHODS

Initially, a solid plate, i.e. a plate with no hole, was analyzed numerically and analytically, evaluating its critical buckling load P_{cr}, aiming to verify the computational model developed in the ANSYS software. Moreover, the analytical critical load was adopted as a reference value in the other cases.

2.1 Plate Buckling

As previously mentioned, in several situations a plate is subjected to uniaxial pressure. The slenderness of these components makes them susceptible to instabilities such as buckling (Real and Isoldi, 2010). Throughout this paper, a slender rectangular steel plate (Young's modulus E = 210 GPa and Poisson's ratio ν = 0.3) will be considered subjected to a compressive axial load P. Its length, width and thickness are L = 2 m, H = 1 m and t = 10 mm, respectively. The plate is simply supported on its four edges in the out of plane direction (z) as it is shown on Fig. 2.

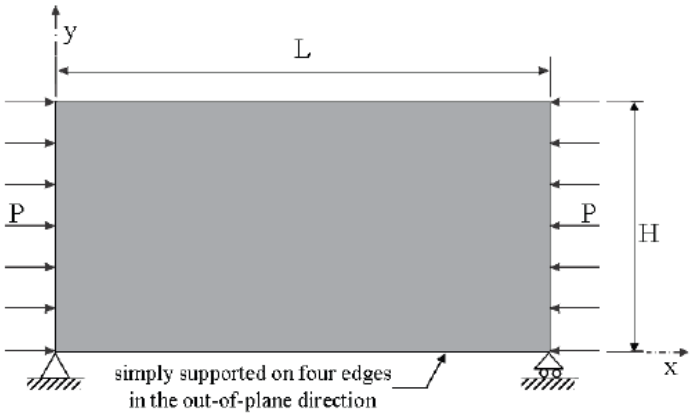


Figure 2. Rectangular solid plate subjected to uniaxial load.

Equation (1) shows the analytical solution in order to determine the critical load of a non-perforated plate, which defines the occurrence of elastic buckling (Åkesson, 2007).

$$P_{cr} = k\frac{\pi^2 E t^3}{12H^2\left(1-\nu^2\right)} \tag{1}$$

where π is a mathematical constant and k is the buckling coefficient given by Eq. (2):

$$k = \left(m\frac{H}{L} + \frac{1}{m}\frac{L}{H}\right)^2 \tag{2}$$

where m is the number of half waves that occur in the longitudinal direction, therefore, defining the buckling mode of the plate.

Thus, considering that two half waves are generated on the longitudinal direction (m = 2), through Eq. (2), we obtain a buckling coefficient k = 4.0. Nevertheless, through the use of Eq. (2), it is possible to determine the critical buckling load of P_{cr} = 759.20 kN/m for the plate shown on Fig. 2.

2.2 Computational Model

Through the ANSYS software, the SHELL93 finite element was used in all simulated cases. It has eight nodes and reduced integration. Each node has six degrees of freedom: three translations (u_x, u_y, u_z) and three rotations (θ_x, θ_y, θ_z) (ANSYS, 2005).

The elastic eigenvalue analysis was adopted in order to numerically study the buckling phenomenon. The finite elements equilibrium equations for this type of analysis involve the solution of a homogeneous algebraic equation system whose lowest eigenvalue corresponds to the critical buckling load and the associated eigenvector represents the first buckling mode of the plate (Moen and Schafer, 2009).

The formulation used in the analysis includes both linear and non-linear strain components. Thus, the total stiffness matrix [K] is obtained by the sum of the conventional stiffness matrix for small deformations, [K_E], with another matrix [K_G], called geometrical stiffness matrix. The matrix [K_G] not only depends on the geometry but also on the internal forces existing at the beginning of the load, {P_0}. Then, the total stiffness matrix for a plate at the load level {P_0} can be written as (Przemieniecki, 1985):

$$\left[K\right] = \left[K_E\right] + \left[K_G\right] \tag{3}$$

Once the load reaches a level {P} = λ{P_0}, where λ is a scalar the stiffness matrix can be defined as:

$$\left[K\right] = \left[K_E\right] + \lambda\left[K_G\right] \tag{4}$$

The governing equilibrium equations for the plate can be written as:

$$\left[\left[K_E\right]+\lambda\left[K_G\right]\right]\{U\}=\lambda\{P_0\} \tag{5}$$

where $\{U\}$ is the total displacement vector, which may, therefore be given by:

$$\{U\}=\left[\left[K_E\right]+\lambda\left[K_G\right]\right]^{-1}\lambda\{P_0\} \tag{6}$$

At buckling load, the plate presents a large increase in the displacements without a load increase. Through mathematical definition it is possible to determine the inverse matrix as the adjoint matrix divided by the determinant of the coefficients, then the displacements $\{U\}$ tend to infinity when:

$$\det\ \left[\left[K_E\right]+\lambda\left[K_G\right]\right]=0 \tag{7}$$

Equation (7) represents an eigenvalue problem which, once solved, produces the smallest eigenvalue, λ_1, that corresponds to the critical load $\{P_{cr}\} = \lambda_1\{P_0\}$ in which buckling occurs. Furthermore, the displacement vector associated $\{U\}$ (eigenvector) defines the buckling mode shape. In the ANSYS software, the eigenvalue/eigenvector problem is solved through the numerical method of Lanczos (ANSYS, 2005).

Finally, to verify the computational model, the critical load of a non-perforated plate was numerically evaluated and the result was compared with the analytical solution given by Eq. (1). The plate was discretized and grid independence was reached through the adoption of a triangular element with a side's size 50.00 mm (H/20), generating a mesh with 1,814 finite elements (Fig. 3a). The numerical result for the critical buckling load was 755.30 kN/m. Therefore, the difference between this approach and the analytical solution (759.20 kN/m as earlier mentioned) was -0.51%, which verifies the computational model for the numerical analysis for linear buckling problems. Figure 3b shows the buckling mode of the non-perforated plate. Two half waves were formed, indicated by red (z positive direction) and blue (z negative positive direction) colors.

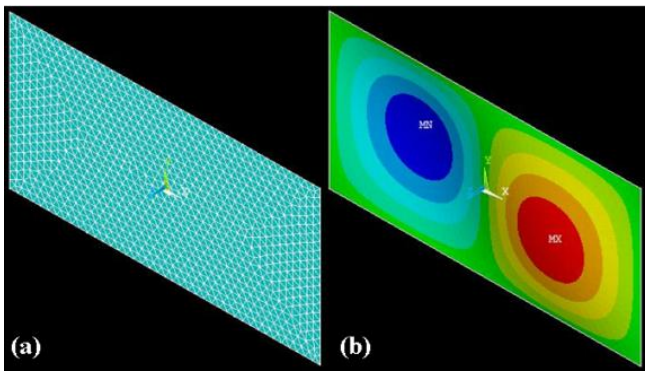


Figure 3. Non-perforated plate: (a) Finite elements mesh; (b) First buckling mode shape

Besides, the computational modeling previously presented was also verified for the analysis of the buckling behavior of thin perforated steel plates. The same plate used in the first verification was studied, however a centered circular hole was considered. In Table 1 the results for the critical buckling load were compared with those obtained by the numerical study developed by the reference, for several hole diameters. As in the first verification an excellent agreement was also obtained here, being -0.53% the maximal difference encountered.

Table 1. Comparison of critical buckling load for plate with centered circular hole.

Hole diameter (m)	P_{cr} (kN/m) El-Sawy and Nazmy (2001)	P_{cr} (kN/m) Present work	Difference (%)
0.10	766.19	763.56	-0.34
0.20	789.36	786.50	-0.36
0.30	825.08	820.87	-0.51
0.40	849.26	847.78	-0.17
0.50	901.54	898.79	-0.31
0.60	986.46	981.22	-0.53

2.3 The Constructal Design Method

In order to apply the Constructal Theory (Bejan, 2000; Bejan and Lorente, 2008), the Constructal Design Method was used. This method is based on restrictions and objectives. Thereby, the analysis of the influence of the geometries and types of perforation becomes possible. In this paper the holes were centered on the plate and the Constructal Design was used to evaluate the influence of two different types of perforation: Transversal Oblong (Fig. 4a) and Longitudinal Oblong (Fig. 4b). One can notice that Oblong holes are formed by a rectangle with two semicircles on its edges.

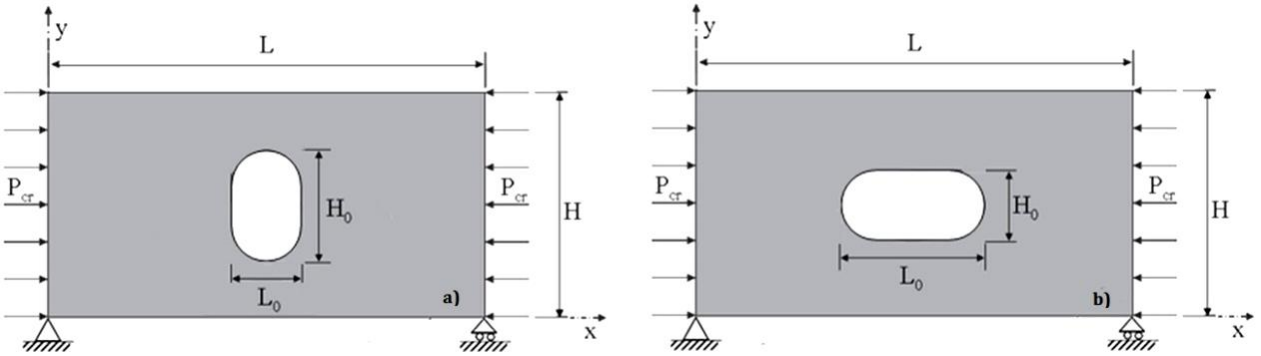


Figure 4. Oblong holes: (a) Transversal; and (b) Longitudinal.

In addition, four different volume fractions ϕ were used ($\phi = 0.05$, $\phi = 0.08$, $\phi = 0.15$ and $\phi = 0.20$). The volume fraction parameter is defined by the ratio between the hole volume and the total volume of the plate. The volume fraction (ϕ) for the Transversal Oblong hole was calculated through Eq. (8):

$$\phi = \frac{V_0}{V} = \frac{\left[\left(H_0 - L_0\right)L_0 + \pi\left(\frac{L_0}{2}\right)^2\right]t}{HLt} = \frac{H_0 L_0 - {L_0}^2 + \frac{\pi}{4}{L_0}^2}{HL} \tag{8}$$

Nevertheless, for the Longitudinal Oblong Hole the volume fraction ϕ was calculated through Eq. (9):

$$\phi = \frac{V_0}{V} = \frac{\left[\left(L_0 - H_0\right)H_0 + \pi\left(\frac{H_0}{2}\right)^2\right]t}{HLt} = \frac{L_0 H_0 - {H_0}^2 + \frac{\pi}{4}{H_0}^2}{HL} \tag{9}$$

Finally, the variation of the hole geometry is defined by the degree of freedom H_0/L_0, which relates the characteristic dimensions of the perforation (see Fig. 4). Its variation must respect a constraint which limits the minimal spacing among hole edges and plate edges, given by: $H - H_0 = 200$ mm and $L - L_0 = 200$ mm.

It is important to emphasize that for a specific value of ϕ, the variation of the ratio H_0/L_0 promotes only a geometric variation in the hole while its volume is kept constant. This fact allows a consistent comparison among different hole geometries.

4. RESULTS AND DISCUSSION

In all the simulated cases, the material and mesh type were the same as the ones used in the procedure of the verification of the computational model.

In order to normalize the comparisons among the results, an dimensionless critical load ($P_{cr,dim}$) was used. $P_{cr,dim}$ is defined by the relationship between the critical load of the perforated plate and the critical load of the non-perforated plate. Figure 5 shows the variation of $P_{cr,dim}$ for each volume fraction according to the degree of freedom H_0/L_0.

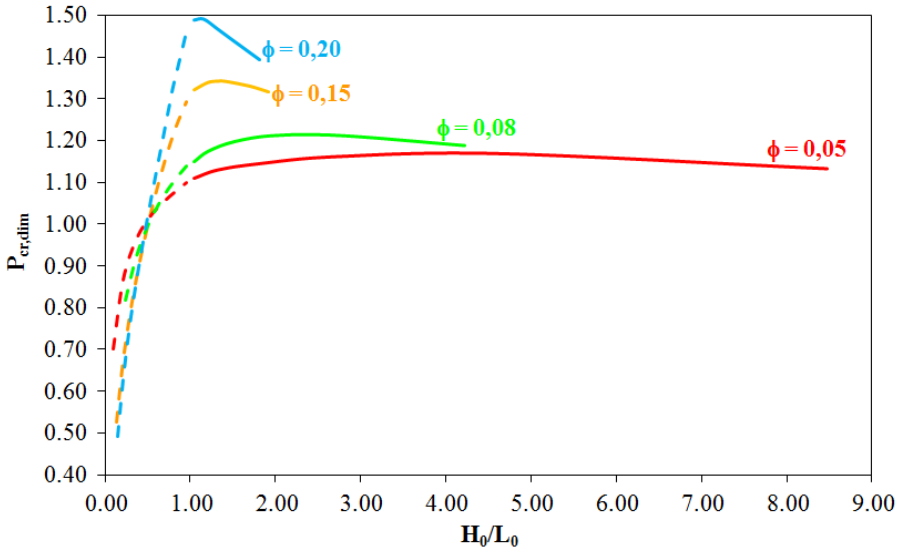


Figure 5. Magnitudes of $P_{cr,dim}$ due to H_0/L_0 variation.

On Figure 5, for each different ϕ, the dashed lines represent the Longitudinal Oblong holes, and the continuous lines represent the Transversal Oblong ones. Thus, it is possible to infer that both types of holes complement each other. For $0.00 < H_0/L_0 < 1.00$ the oblong hole is defined as longitudinal, while for $H_0/L_0 > 1.00$ the oblong hole is transversal. If a value of $H_0/L_0 = 1$ was considered, then a circular hole would be generated. One can also note that the $P_{cr,dim}$ maximum for the Longitudinal Oblong cutouts is always obtained with $H_0/L_0 = 0.95$. On the other hand, for the Transversal Oblong perforations an intermediate value of the ratio H_0/L_0 conducts to the $P_{cr,dim}$ maximized. Furthermore, for all volume fractions, the Transversal Oblong holes reached a higher critical load in comparison to the longitudinal oblong holes. Figure 5 also shows that the lower the value of the volume fraction ϕ, the higher is the number of possibilities for H_0/L_0., being this observation in agreement with the Constructal Design Method.

Another important observation from Fig. 5 is that the variation of the ratio H_0/L_0 also promotes the obtainment of critical loads lower and higher than the critical load of the plate with no hole, i.e. the geometry (shape) of the perforation can improve or worsen the plate mechanical behavior. This aspect is in agreement with already published researches as: Real and Isoldi (2010), Real and Isoldi (2011), Rocha et al. (2012), Rocha et al. (2013) and Isoldi et al. (2013).

Considering the Longitudinal Oblong perforations with $\phi = 0.20$ (see Fig. 5), it is possible to observe in Fig. 6 the buckling mode for the plates with lowest and highest values of H_0/L_0, where the blue, yellow and red colors are representing, respectively, the minimum (negative z direction), null and maximum (positive z direction) displacements.

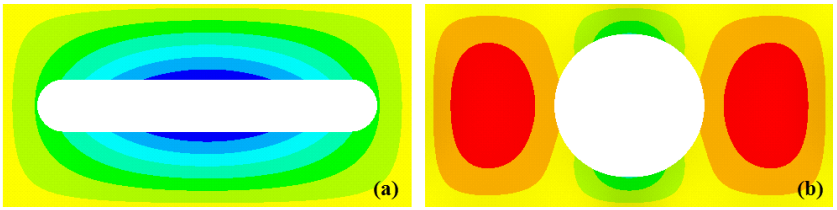


Figure 6. Buckling mode of plates with Longitudinal Oblong cutout and $\phi = 0.20$: (a) $H_0/L_0 = 0.15$ and (b) $(H_0/L_0)_o = 0.95$.

From Fig. 6 we can understand the influence of the hole geometry in the mechanical behavior of the plates, once for $H_0/L_0 = 0.15$ (Fig. 6a) only one half wave is formed while for $(H_0/L_0)_o = 0.95$ (Fig. 6b) the buckled configuration of the plate is formed with three half waves. Therefore, a great critical load is required to form three half waves in the plate, explaining why the ratio $(H_0/L_0)_o = 0.95$ is the optimized geometry in this case.

In a similar way, the geometry variation influence in the elastic buckling behavior of the plates with Transversal Oblong perforation and $\phi = 0.20$ (see Fig. 5) can be viewed in Fig. 7. Figures 7a, 7b and 7c show, respectively, the Transversal Oblong holes with $H_0/L_0 = 1.05$, $(H_0/L_0)_o = 1.16$ and $H_0/L_0 = 1.81$. The same color scale of Fig. 6 is used.

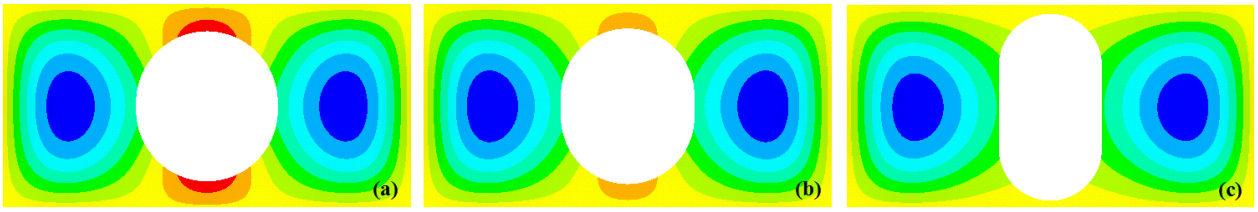


Figure 7. Buckling mode of plates with Transversal Oblong cutout and $\phi = 0.20$: (a) $H_0/L_0 = 1.05$, (b) $(H_0/L_0)_o = 1.16$ and (c) $H_0/L_0 = 1.81$.

One can notice that in Figs. 7a and 7b three half waves are formed, while in Fig. 7c two half waves are generated. The geometric configuration with $(H_0/L_0)_o = 1.16$ is the optimal shape in this case, however the difference between its critical load and the critical load reached with $H_0/L_0 = 1.05$ is very small. This fact explain the resemblance in buckling modes presented in Figs. 7(a) and 7(b).

In addition, some aspects observed on Fig. 5 are easier to perceive on Figs. 8 and 9 when, respectively, the values of the optimized geometries, $(H_0/L_0)_o$, and the values of the maximized dimensionless critical loads, $(P_{cr,dim})_m$, are plotted as a function of the hole volume fraction, ϕ, variation.

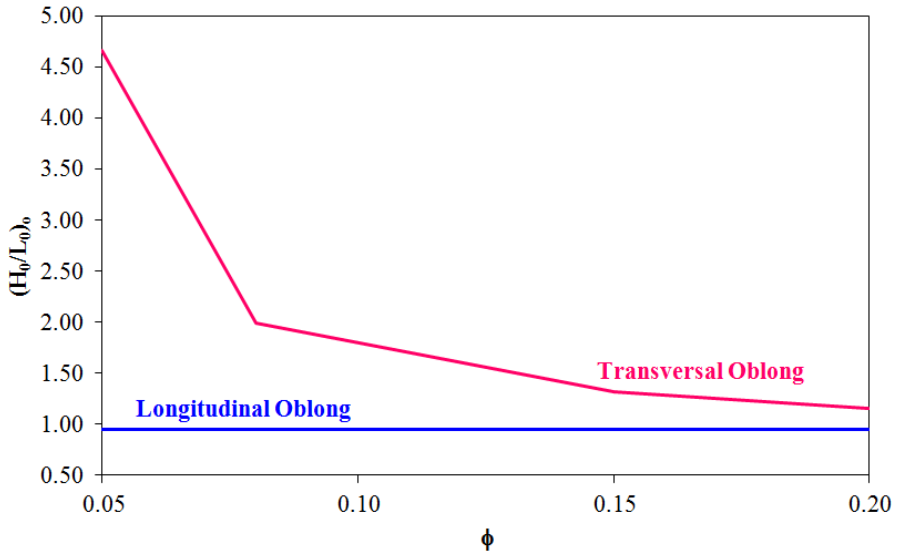


Figure 8. Optimal geometries for each hole volume fraction.

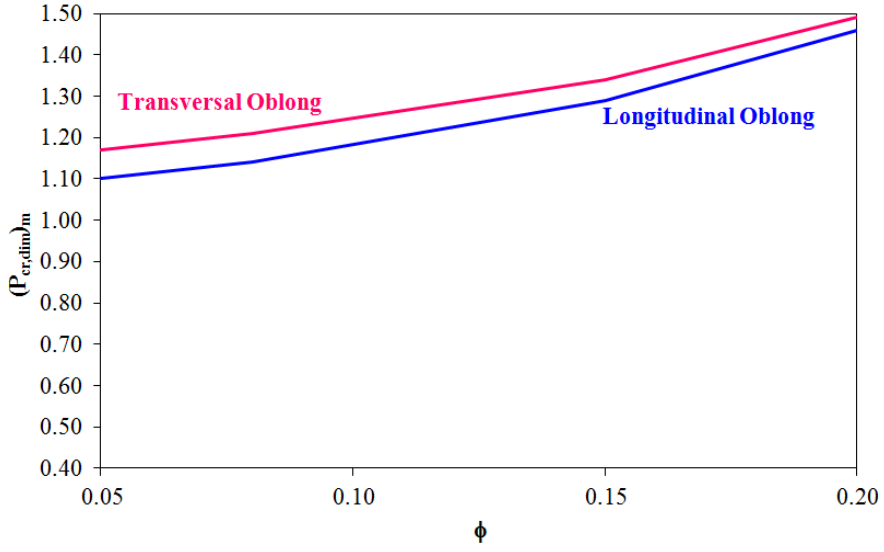


Figure 9. Maximum dimensionless critical buckling load for each hole volume fraction.

On Fig. 8, it is possible to notice that the optimal critical load was obtained when H_o/L_o = 0,95 for all the different volume fractions for the Longitudinal Oblong hole, as already observed in Fig. 5. Whereas, considering the Transversal Oblong cutout, for ϕ = 0.05 the optimal load was achieved with a very higher $(H_o/L_o)_o$ = 4.66 when compared to the degree of freedom $(H_o/L_o)_o$ = 1.16 for ϕ = 0.20.

From Fig. 9 it is possible to observe that, for both types of perforations, the increase of the hole size (or the increase of the hole volume fraction) promotes a rise in the magnitude of the critical buckling load. This behavior can also be explained by means the analysis of the buckled configuration of plates. For example, considering the optimized geometries for the Transversal Oblong cutout with the extreme values of hole volume fraction, it is evident in Fig. 10a that when ϕ = 0.05 there is two half wave formation while in Fig. 10b for ϕ = 0.20 are generated three half waves. Highlighting that in Fig. 10 the blue, green and red colors represent, respectively, the minimum (negative *z* direction), null and maximum (positive z direction) displacements.

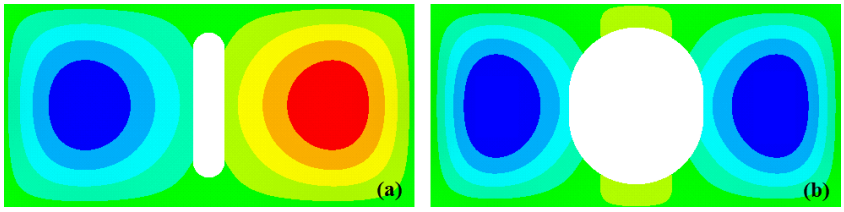


Figure 10. Buckling mode of plates with Transversal Oblong cutout: (a) ϕ = 0.05 and $(H_0/L_0)_o$ = 4.66 and (b) ϕ = 0.20 and $(H_0/L_0)_o$ = 1.16.

Finally, it is worth to emphasize that all results presented in this work were obtained considering the elastic buckling, i.e. a linear elastic material behavior was taken into account. Therefore, these results are rigorously valid only if the calculated critical buckling load does not cause normal stresses above the material's yielding stress, when it is applied to the plate. If the yielding stress limit is surpassed, a nonlinear finite element analysis (elasto-plastic buckling analysis) should be performed, including geometrical and material nonlinearities.

4. CONCLUSIONS

In order to evaluate the influence of type, shape and size of perforations in the elastic buckling behavior of thin steel plates, the Constructal Design Method allied to the numerical simulation were applied. To do so, rectangular plates with centered Oblong Transversal and Oblong Longitudinal perforations were considered. The shape of the cutout was varied by the degree of freedom H_0/L_0 (ratio between the characteristics dimensions of the hole) while its size was changed by the hole volume fraction (ϕ) parameter (ratio between the hole volume and the total plate volume).

The results obtained indicated that for the same hole type and the same hole volume fraction the variation of the perforation geometry promoted by the ratio H_0/L_0 can conduct to a superior mechanical performance, which in this case is the increase of the critical buckling load. Improvements of until around 200% were noticed only due to the geometric variation of the hole.

With regard of the hole size, the variation of the ϕ parameter indicates, for the studied cases, that higher values for the critical load can be achieved with the increase of the hole size, being this fact relates with the stress redistribution caused by the hole presence in the plates.

In addition, the comparison between the Oblong Transversal and Oblong Longitudinal hole types shows that Transversal Oblong perforation allows to reach higher critical loads for all studied hole volume fractions.

Therefore, the application of the Constructal Design associated with the computational modeling can be a powerful tool for the structural engineering analysis.

5. ACKNOWLEDGEMENTS

E. G. G. Folzke thanks to Universidade Federal do Rio Grande (FURG) and Fundação de Amparo à Pesquisa do Rio Grande do Sul (FAPERGS) for conceding the scientific initiation scholarship. L. A. O. Rocha, E. D. dos Santos, M. de V. Real e L. A. Isoldi thank to Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) by the research productivity grants.

6. REFERENCES

Åkesson, B., 2007. Plate buckling in bridges and other structure. Taylor & Francis.

ANSYS User's Manual (version 10.0), 2005. Swanson Analysis System Inc, Houston.

Bejan, A., 2000, Shape and structure, from engineering to nature, Cambridge University Press, Cambridge.

Bejan, A., and Lorente, S., 2008, Design with Constructal Theory, Wiley, Hoboken.

Cheng, and Zhao, J., 2010. "Strengthening of perforated plates under uniaxial compression: Buckling analysis," Thin-Walled Structures, Vol. 48, pp. 905-914.

El-Sawy, K.M. and Nazmy, A.S., 2001."Effect of aspect ratio on the elastic buckling of uniaxially loaded plates with eccentric holes," Thin-Walled Structures, Vol. 39 , pp. 983–998.

Isoldi, L. A. ; Real, M. V. ; Correia, A. L. G. ; Vaz, J. ; Santos, E. D. dos ; Rocha, L. A. O., 2013. "Flow of Stresses: Constructal Design of Perforated Plates Subjected to Tension or Buckling. In: Constructal Law and the Unifying Principle of Design" - Rocha, L. A. O. ; Lorente, S.; Bejan, A.. (Org.). Understanding Complex Systems. 1ed.New York: Springer New York, v. 1, p. 195-217.

Moen, D. and Schafer, B. W., 2009. "Elastic buckling of thin plates with holes in compression or bending," Thin-Walled Structures, Vol. 47, pp. 1597-1607.

Przemieniecki, J.S., 1985 Theory of Matrix Structural Analysis. Ed. Dover Publications.

Real, M.V. and Isoldi L. A., 2010. "Finite element buckling analysis of uniaxially loaded plates with holes," in Southern Conference on Computational Modeling (MCSul), Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande, pp. 69-73.

Real, M.V. and Isoldi L. A., 2011. "Effect of circular holes dimension and location on the elastic buckling load of rectangular plates," in Brazilian Congress of Mechanical Engineering (COBEM), Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal, pp. 1-10.

Rocha, Luiz Alberto O. ; Real, M. V. ; Correia, A. L. G. ; Vaz, J. ; dos Santos, E. D. ; Isoldi, L. A., 2012 . "Geometric optimization based on the Constructal Design of perforated thin plates subject to buckling". Computational Thermal Sciences, v. 4, p. 119-129.

Rocha, L. A. O. ; Isoldi, L. A. ; Real, M. V. ; Dos Santos, E. D. ; Correia, A. L. G. ; Biserni, C. ; Lorenzini, G., 2013. "Constructal design applied to the elastic buckling of thin plates with holes". Central European Journal of Engineering, v. 3, p. 475-483.

Shimizu, S., 2007, "Tension Buckling of Plate Having a Hole". Thin-Walled Structures, v. 45, p. 827–833.

Yamaguchi, E., 1999. "Basic Theory of Plates and Elastic Stability"

7. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the authors, and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA
Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

MODELAGEM COMPUTACIONAL DE UM DISPOSITIVO TIPO PLACA HORIZONTAL SUBMERSA EM ESCALA REAL

Vinicius Paranhos Vianna[1], Flávio Medeiros Seibt[2], Mateus das Neves Gomes[3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[4], Elizaldo Domingues dos Santos[5], Liércio André Isoldi[6]

[1,5,6] Universidade Federal do Rio Grande
Escola de Engenharia
Avenida Itália, km 8, 96203-900, Rio Grande, RS, Brasil
[1] e-mail: viniciossjn@hotmail.com
[5] e-mail: elizaldosantos@furg.br
[6] e-mail: liercioisoldi@furg.br
[2,4] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, 2º andar, 90050-170, Porto Alegre, RS, Brasil
[2] e-mail: fseibt@gmail.com
[4] e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br
[3] Instituto Federal do Paraná
Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, 83215-750, Paranaguá, PR, Brasil
[3] e-mail: mateus.gomes@ifpr.edu.br

RESUMO

Diversos estudos apontam que em pouco tempo a capacidade de geração de energia que se tem hoje e a forma como a mesma se dá não será suficiente para suprir a demanda global. Em virtude deste déficit que se projeta para o futuro, as fontes de energia renováveis tem se destacado significativamente. A terra possui uma ampla extensão litorânea onde a energia contida nas ondas do mar encontra-se disponível e apresenta um elevado potencial energético, sendo uma fonte de energia limpa e totalmente renovável. Entre as diferentes estruturas de conversão de energia das ondas do mar em energia elétrica, têm se mostrado mais promissoras aquelas que associam o aproveitamento de diferentes recursos, ou seja, ondas e eólica, por exemplo, ou que possuem mais de uma função, conversor e quebra-mar, por exemplo, como é o caso do dispositivo tipo placa horizontal submersa. O presente trabalho tem como objetivo demonstrar o princípio de funcionamento do dispositivo tipo placa horizontal submersa tanto na função de quebra-mar como de conversor de energia das ondas através da modelagem computacional. Para tanto, utilizou-se os softwares de dinâmica dos fluidos computacional GAMBIT, para a construção e discretização do domínio computacional, e FLUENT para solução das equações de conservação. Para representação da interação entre água e ar empregou-se o modelo multifásico Volume of Fluid. Foi utilizado um domínio bidimensional e uma onda monocromática, ambos com dimensões em escala real. Os resultados demonstram, qualitativamente, a efetividade do dispositivo como quebra-mar, através do monitoramento da elevação da onda a montante e a jusante da placa, bem como sua potencialidade como conversor de energia das ondas, pelo monitoramento da velocidade axial do escoamento abaixo da placa.

1. INTRODUÇÃO

Nos dias atuais a população média mundial se encontra próxima a 7 bilhões de pessoas e estudos estimam que em menos de 50 anos este número deverá chegar a 9 bilhões (UN, 2015). Com isto tem-se uma demanda crescente por diversos insumos, como: alimentos, medicações, vestuário e energia. Sendo a energia um fator extremamente importante para a economia, existe, portanto, a necessidade de buscar fontes alternativas para sua geração (ANEEL, 2008; Goulart, 2014).

Com base no estudo realizado pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) a energia é o fator fundamental para o desenvolvimento da nação. Com isso, o Brasil tem investido em fontes de energia limpas e renováveis, tendo em vista que a operação de recursos fósseis, além de ter um custo significativo, contribui para a degradação ambiental (ANEEL, 2008; Gomes, 2014).

A energia dos oceanos está disponível em diferentes formas, sendo as mais relevantes: a energia ondas, a energia das marés, a energia das correntes marítimas e a energia térmica dos oceanos (Uihlien e Magagna, 2016). No entanto, as ondas de superfície concentram a maior parte deste recurso, com uma disponibilidade global de energia estimada em 2,11 ± 0,05 TW, valor comparável ao consumo médio anual de energia elétrica em todo o mundo (Gunn e Stock-Williams, 2012). Regiões entre 30° e 60° de latitude, como a costa do Brasil, apresentam um potencial atrativo a ser explorado, com boas médias anuais de energia de ondas disponível (Falcão, 2010).

A potência de uma onda é proporcional ao quadrado de sua amplitude e ao seu período. Assim, ondas de elevada amplitude (cerca de 2 m) e de elevado período (7 a 10 s), normalmente, excedem os 50 kW/m de frente de onda (Cruz e Sarmento, 2004). Portanto, considerando a vasta extensão da faixa litorânea brasileira, cerca de 8.000 km de extensão, e tomando-se um valor médio para o potencial energético, na costa brasileira, de 20 kW/m (conforme Fig. 1), o potencial energético total para o Brasil resultaria em aproximadamente 0,15 TW (Gomes, 2010). Na Figura 1 é possível observar o potencial energético global de energia das ondas.

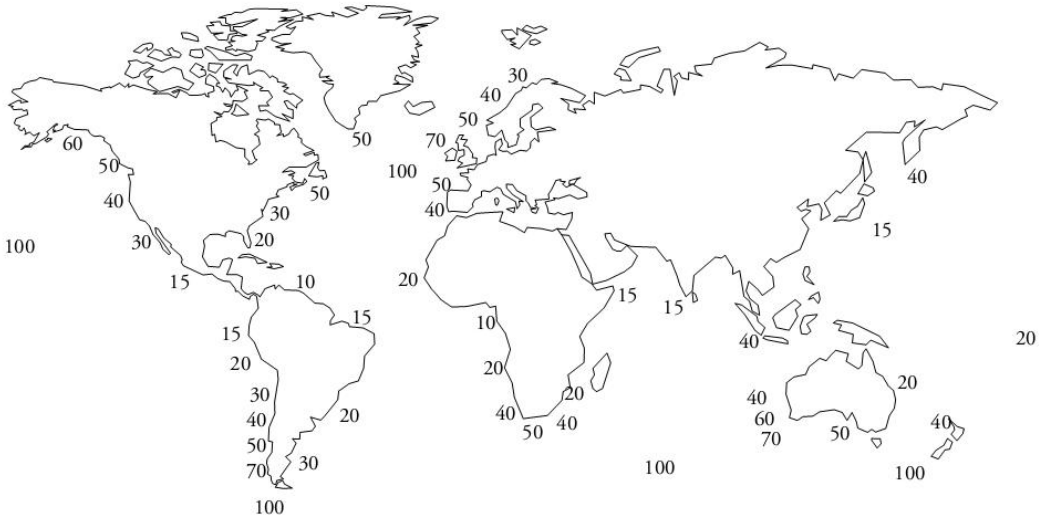


Figura 1. Distribuição do potencial médio anual de energia das ondas em kW/m (Thorpe, 1999).

Diferentes critérios são utilizados para classificar os conversores. Os dois mais usuais são a profundidade do local de instalação do equipamento e o tipo de dispositivo de conversão. O primeiro critério permite classificar os dispositivos como: costeiros (*shoreline*) — situados em região com profundidades de até 20 m — que são geralmente presos ao fundo; próximos da costa (*near-shore*) — situados em região com profundidades entre 20 e 50 m — que podem ser presos ao fundo ou flutuantes; ou afastados da costa (*offshore*) — situados em região com profundidades maiores que 50 m — que são geralmente flutuantes. Já o segundo critério, agrupa os conversores pelo seu princípio de funcionamento como: coluna de água oscilante, corpos oscilantes e galgamento (Cruz, 2008). Entretanto, estes critérios não contemplam todas as possibilidades existentes de converter a energia das ondas em energia elétrica; outros princípios de funcionamento podem ser usados, como, por exemplo, o conversor do tipo placa horizontal submersa.

O sistema de placa horizontal submersa é um tipo de estrutura utilizada em engenharia costeira, como quebra-mar submerso, para fins de proteção costeira, que pode ser utilizada, também, como conversor de energia das ondas (Graw, 1993a; Carter, 2005; Brossard et al., 2009). Sua utilização como conversor tem como principal característica a dupla funcionalidade da estrutura, uma vez que o mesmo dispositivo utilizado para conversão de energia das ondas não deixa de atuar como quebra-mar submerso (Ning et al., 2015). Devido a esta característica, espera-se que este tipo de dispositivo seja um conversor de energia das ondas economicamente viável; no entanto, ainda é necessário o desenvolvimento de pesquisas para tornar possível esta avaliação.

O objetivo do presente trabalho é contribuir para um maior conhecimento do dispositivo tipo placa horizontal submersa, quanto as suas duas funções: quebra-mar e conversor de energia das ondas; através de uma análise qualitativa sobre resultados de simulações numéricas obtidos com um modelo em escala real. Esta análise foi

feita com base na elevação da superfície livre da água a montante e a jusante da placa, para demonstrar o princípio de funcionamento na função de quebra-mar, e com base na variação da velocidade horizontal sob a placa, para demonstrar o princípio de funcionamento na função de conversor de energia das ondas.

Para tanto, foi simulada uma onda monocromática de período (T) 7,50 s, incidindo numa placa horizontal submersa disposta em três diferentes alturas totais da placa (H_P): 8,00, 8,50 e 9,00 m. Nas simulações numéricas foi utilizado um domínio bidimensional que se baseia no modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF – Hirt e Nichols, 1981; Srinivasan et al., 2011), para o tratamento da interação entre água e ar, e no Método de Volumes Finitos (MVF – Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007), para a solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento.

2. PLACA HORIZONTAL SUBMERSA

O dispositivo de placa horizontal submersa consiste de uma placa plana e imersa, horizontalmente, abaixo da superfície livre do mar. A passagem das ondas pelo dispositivo, origina um escoamento sob a placa, que alterna periodicamente de sentido, absorvendo energia das ondas incidentes. Assim, esse dispositivo pode atuar tanto como conversor de energia das ondas do mar em eletricidade, aproveitando esse escoamento de água alternado para o acionamento de uma turbina, como quebra-mar, atenuando a energia das ondas que atingem as regiões costeiras.

O sistema de placa submersa foi estudado inicialmente como um quebra-mar submerso visando à proteção costeira. Durante experimentos, realizados por Dick e Brebner (1968), com blocos submersos sólidos e permeáveis, observou-se a ocorrência de um padrão de circulação do escoamento ao redor dos blocos permeáveis, dando origem aos estudos de placa horizontal submersa.

Em experimentos de Graw (1992), o sistema foi descrito como um eficiente filtro de ondas, cujo escoamento sob a placa foi considerado vantajoso em relação a outros quebra-mares submersos. Este escoamento ocorre durante a passagem da onda sobre a placa e apresenta característica pulsante com maior intensidade no sentido contrário ao de propagação da onda. Neste mesmo trabalho, afirma-se que este escoamento é bastante estável, não sofrendo alterações significativas mesmo quando a região abaixo da placa é parcialmente obstruída.

Sua aplicação como conversor consiste no aproveitamento deste escoamento estável, que ocorre sob uma placa horizontal imersa abaixo da superfície da água, como propulsão para uma turbina hidráulica (conforme Fig. 1) instalada sob a mesma (Graw, 1993a; 1993b; 1994; 1995).

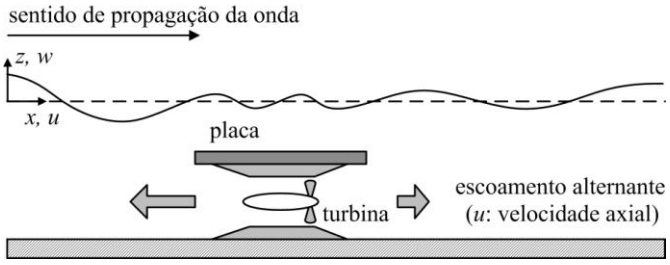


Figura 2. Representação do dispositivo de placa horizontal submersa.

Algumas vantagens deste dispositivo com relação a outros conversores de energia das ondas: (i) é totalmente submerso, portanto, o impacto de grandes ondas sobre a estrutura é reduzido; (ii) pela mesma razão, problemas de corrosão na turbina também são reduzidos; (iii) a dupla funcionalidade contribui para a redução de custos, pois, quando a turbina está captando energia, o sistema atua como filtro de ondas e conversor de energia, porém se a região abaixo da placa for bloqueada, o sistema atua como um quebra-mar submerso convencional; (iv) como o dispositivo é totalmente submerso, a influência visual sobre o ambiente é reduzida (Graw, 1994).

O sistema de placa horizontal submersa é abordado em diversos estudos apenas como um quebra-mar submerso (Hsu e Wu, 1998; Brossard e Chagdali, 2001; Hu et al., 2002; Hildebrandt e Schlurmann, 2008; Liu et al., 2009), em outros estudos, nas duas funções: quebra-mar e conversor (Graw, 1993a; 1993b; 1994; 1998; Carter, 2005; Seibt et al., 2012a), bem como, apenas na função de conversor de energia das ondas (Orer e Ozdamar, 2007; Seibt, 2014; Seibt et al., 2012b; 2014a; 2014b; 2015).

Cabe destacar que diferentemente dos estudos citados, no presente artigo foi realizado um estudo numérico em escala real, o que representa um diferencial na abordagem do dispositivo de placa horizontal submersa e se inseri no conjunto de novos trabalhos que estão sendo propostos por esse grupo de pesquisa.

3. MODELAGEM COMPUTACIONAL

O modelo computacional utilizado foi desenvolvido com os softwares de Dinâmica dos Fluidos Computacional GAMBIT (GAMBIT, 2006) e FLUENT (FLUENT, 2007). O primeiro foi utilizado para construção e discretização do domínio bidimensional com uma malha estruturada de elementos quadriláteros. O

segundo foi utilizado para executar a solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento a partir do MVF, o qual permite obter uma versão discreta das Equações Diferenciais Parciais (EDPs). Diferentemente de outros métodos, ele fundamenta-se em uma abordagem física do problema representado pela EDP, sendo amplamente utilizado em aplicações de engenharia envolvendo dinâmica de fluidos; como, por exemplo: aerodinâmica, hidrodinâmica, interação fluido-estrutura (Versteeg e Malalasekera, 2007).

3.1 Modelo Matemático

3.1.1 Modelo do Escoamento

As equações de conservação da massa e da quantidade de movimento para um escoamento isotérmico, laminar, incompressível e bidimensional, com presença de duas fases (água-ar), são dadas pelas Eqs. (1), (2) e (3) (Schlichting e Gersten, 2000):

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \tag{1}$$

$$\rho\frac{\partial u}{\partial t}+\rho\left[u\frac{\partial u}{\partial x}+w\frac{\partial u}{\partial z}\right]=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right] \tag{2}$$

$$\rho\frac{\partial w}{\partial t}+\rho\left[u\frac{\partial w}{\partial x}+w\frac{\partial w}{\partial z}\right]=-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right]+\rho g \tag{3}$$

onde ρ é a massa específica (kg/m³), u e w são as componentes horizontal e vertical, respectivamente, da velocidade do escoamento (m/s), p é a pressão (N/m²), ρg é o empuxo (N/m³) e μ é a viscosidade dinâmica (kg/m·s).

Para representar a interação água-ar do escoamento e avaliar sua interação com o equipamento, é empregado o método VOF. O método VOF é um modelo multifásico usado para escoamentos de fluidos com duas ou mais fases. Neste modelo, as fases são imiscíveis, i.e., o volume ocupado por uma fase não pode ser ocupado pela outra fase. Assim, as frações de volume (α_q), usadas para representar ambas as fases no interior do volume de controle, são assumidas como contínuas no espaço e no tempo. Além disso, a soma das frações de volume, no interior do volume de controle, é sempre unitária ($0 \leq \alpha_q \leq 1$). Sendo assim, se $\alpha_{água} = 0$ a célula está sem água e preenchida de ar ($\alpha_{ar} = 1$) e se a célula tem a presença de ambos os fluidos (água e ar), uma fase é o complemento da outra, ou seja, $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$. Portanto, é necessária uma equação de transporte adicional para a fração de volume, dada pela Eq. (4), como (Srinivasan et al., 2011):

$$\frac{\partial(\alpha_q)}{\partial t}+\frac{\partial(\alpha_q u)}{\partial x}+\frac{\partial(\alpha_q w)}{\partial z}=0 \tag{4}$$

Os valores de massa específica e viscosidade dinâmica para o conjunto de equações são dados, portanto, pela média ponderada das propriedades de cada uma das fases, conforme as Eqs. (5) e (6) (Srinivasan et al., 2011):

$$\rho=\alpha_{água}\rho_{água}+\alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{5}$$

$$\mu=\alpha_{água}\mu_{água}+\alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{6}$$

Uma vez que o fluido é considerado incompressível, devido ao escoamento envolver baixas velocidades, a equação de estado, para determinação da pressão em qualquer ponto do domínio, torna-se dependente apenas da coluna de fluido, não existindo variação de massa específica de cada fase (Versteeg e Malalasekera, 2007).

3.1.2 Modelo de Geração da Onda

As principais características das ondas são: a distância horizontal entre duas cristas sucessivas (comprimento de onda, L), a distância vertical entre a crista e a cava (altura de onda, H), o tempo decorrido entre o aparecimento de duas cristas sucessivas (período de onda, T), a distância entre o nível médio da superfície da água até o fundo (profundidade, d) e a distância entre a superfície livre e o nível médio da água (elevação da superfície livre, η). A Fig. 3 apresenta a representação das características das ondas.

O comprimento de onda (L) é definido, pela teoria de ondas de Airy, a partir da equação de dispersão - Eq. (7) – e tem seu valor determinado de forma iterativa, por (Dean e Dalrymple, 1991):

$$L = \left(\frac{g}{2\pi}\right) T^2 \tanh\left(\frac{2\pi d}{L}\right) \tag{7}$$

Já as componentes de velocidade de propagação da onda, nas direções horizontal (x) e vertical (z), são dadas pelas Eqs. (8) e (9), a partir da teoria de Airy, respectivamente como (Dean e Dalrymple, 1991):

$$u(x,z,t) = \frac{H}{2}\left(\frac{gk}{\sigma}\right)\left[\frac{\cosh k(d+z)}{\cosh(kd)}\right]\cos(kx-\sigma t) \tag{8}$$

$$w(x,z,t) = \frac{H}{2}\left(\frac{gk}{\sigma}\right)\left[\frac{\sinh k(d+z)}{\cosh(kd)}\right]\sin(kx-\sigma t) \tag{9}$$

onde H é a altura de onda (m), g é a aceleração da gravidade (g = 9,81 m/s²), k é o número de onda dado por $k = 2\pi/L$ (m^{-1}), L é o comprimento de onda (m), σ é a frequência de onda dada por $\sigma = 2\pi/T$ (rad/s), T é o período de onda (s), d é a profundidade da lâmina de água (m) e t é o tempo (s).

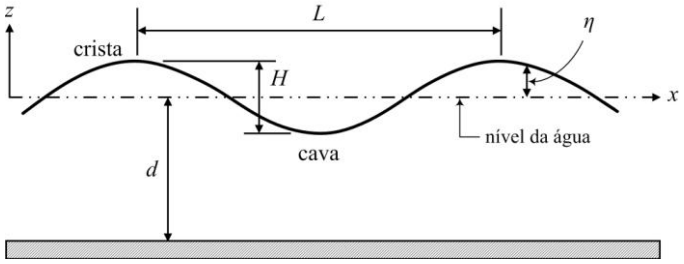


Figura 3. Principais características de uma onda (adaptado de Dean e Dalrymple, 1991).

A onda considerada neste estudo possui características de escala real, como: período T = 7,50 s, comprimento L = 65,40 m, altura H = 1,00 m e profundidade d = 10,00 m.

3.1.3 Condições de Contorno

O modelo matemático é completado pelas condições de contorno do problema, as quais foram atribuídas da seguinte forma: velocidade dependente do tempo ($v(x, z, t)$) na fronteira esquerda (representando o gerador de ondas do canal), pressão atmosférica (p_{atm}) na fronteira superior e parte da fronteira esquerda (representada pela linha traço-ponto) e condição de não-deslizamento e impermeabilidade ($v(x, z, t) = 0$) nas demais fronteiras, conforme Fig. 4.

Com a atribuição de uma função temporal na fronteira esquerda do canal (condição de contorno de velocidade dependente do tempo), foi simulado o comportamento de um gerador de ondas (Horko, 2007). A função temporal utilizada foi composta pelas Eqs. (8) e (9) das componentes de velocidade de propagação da onda, nas direções horizontal (x) e vertical (z) da teoria de ondas linear de Airy.

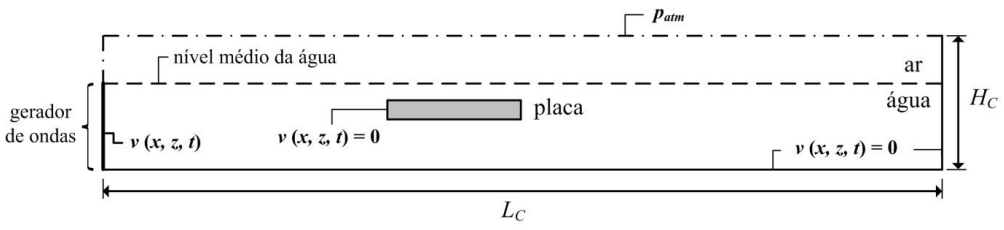


Figura 4. Representação das condições de contorno do domínio computacional.

3.2 Características do Domínio Computacional

Para a simulação numérica do dispositivo de placa horizontal submersa considerou-se a representação bidimensional de um canal de ondas, de altura H_C = 20,00 m, comprimento L_C = 327,00 m e com profundidade da lâmina de água d = 10,00 m (como em Goulart et al., 2015), com a presença de uma placa horizontal, de espessura e_P = 0,32 m e comprimento L_P = 16,00 m, abaixo da superfície da água e centralizada ao longo do comprimento do canal (L_C), conforme Fig. 5.

Para o monitoramento dos dados utilizados na análise qualitativa, foram inseridas no modelo sondas numéricas na região a montante da placa (*m1*), a jusante da placa (*m2*) e abaixo da placa (*p*). As sondas *m1* e *m2* foram utilizadas para monitorar a elevação da superfície livre e posicionadas a 60,00 m, a montante e a jusante da placa, respectivamente. Já a sonda *p*, situada na metade do comprimento da placa submersa e na metade da altura da placa (h_P) foi utilizada para monitorar a velocidade axial (*u*) do escoamento abaixo da placa (Fig. 5).

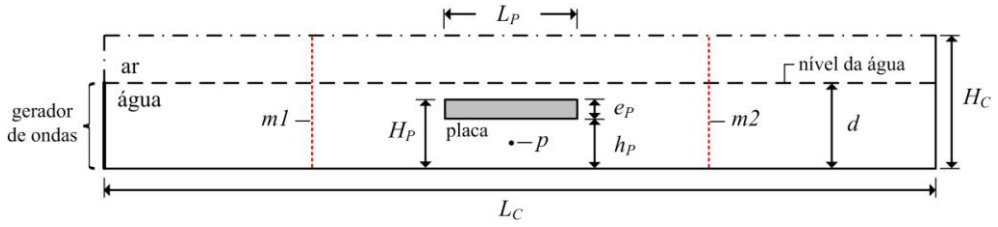


Figura 5. Representação da geometria do domínio computacional.

No presente estudo, foram avaliadas três alturas totais ($H_P = h_P + e_P$) da placa submersa, conforme Tab. 1.

Tabela 1. Relação de alturas totais da placa simuladas.

Placa	H_P (m)
1	8,00
2	8,50
3	9,00

3.3 Características da Malha e do Modelo Numérico

Quanto à discretização do domínio computacional, foi utilizada uma malha estruturada de elementos quadriláteros de dimensões 0,10 × 0,10 m e o passo de tempo usado foi de 0,01 s para todos os casos.

Foram adotados também os seguintes parâmetros de solução numérica: esquema de advecção UPWIND de 1ª ordem para tratamento dos termos advectivos; PRESTO para discretização espacial da pressão; GEO-RECONSTRUCTION para a discretização da fração volumétrica; PISO como método de acoplamento pressão-velocidade; fatores de sub-relaxação 0,30 e 0,70 para as equações da conservação da massa e quantidade de movimento, respectivamente.

Cabe destacar que o modelo numérico usado nesse trabalho já foi previamente verificado e validado, como apresentado em Seibt (2014), Seibt et al. (2014a) e Seibt et al. (2014b).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 6 apresenta os resultados da elevação da superfície livre (η) a montante da placa, em *m1*, e a jusante da placa, em *m2* (ver Fig. 5) para um intervalo de tempo igual a 10*T* (onde *T* é o período de onda). É possível observar a significativa redução da altura da onda que ocorre após sua passagem sobre a placa horizontal submersa. Percebe-se, também, que para cada altura total da placa (H_P) há uma diferença entre as alturas de onda medidas a jusante da placa, mostrando que a variação desse parâmetro geométrico é importante para a concepção da estrutura do dispositivo, pois modifica a altura de onda que chega à zona protegida.

Esse efeito causado pela placa horizontal submersa é o que caracteriza sua atuação na função de quebra-mar submerso. Vale destacar que um quebra-mar submerso, como a placa horizontal submersa, permite que as ondas provenientes do mar aberto passem por ele em direção à zona protegida, sem que haja obstrução do escoamento abaixo da placa.

Já a Figura 7, apresenta os resultados da velocidade axial (*u*) do escoamento sob a placa horizontal submersa no ponto *p* (ver Fig. 5) para cada altura total de placa (H_P) estudada, compreendendo o mesmo intervalo de tempo apresentado na Fig. 6.

Conforme a Fig. 7 verifica-se que a maior magnitude de *u* ocorre no sentido oposto ao de propagação da onda. Sendo esse, um efeito característico desse dispositivo e que possibilita que ele possa ser aproveitado como conversor de energia das ondas, pois à medida que a velocidade do escoamento sob a placa apresenta uma magnitude significativa, este pode ser aproveitado para movimentar uma turbina hidráulica.

Assim, como na Fig. 6, é possível observar na Fig. 7 que cada curva de *u*, referente a uma altura total (H_P) estudada, apresenta uma diferente magnitude, o que confirma a importância do parâmetro H_P para a concepção da estrutura do dispositivo.

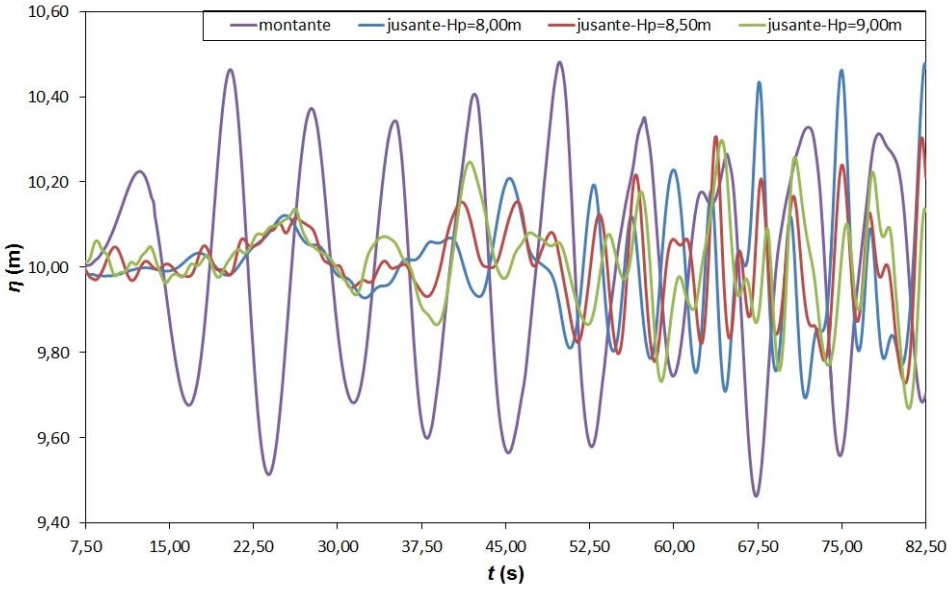


Figura 6. Elevação da superfície livre (η) a montante (*m1*) e a jusante (*m2*) da placa para cada altura total (H_P) estudada.

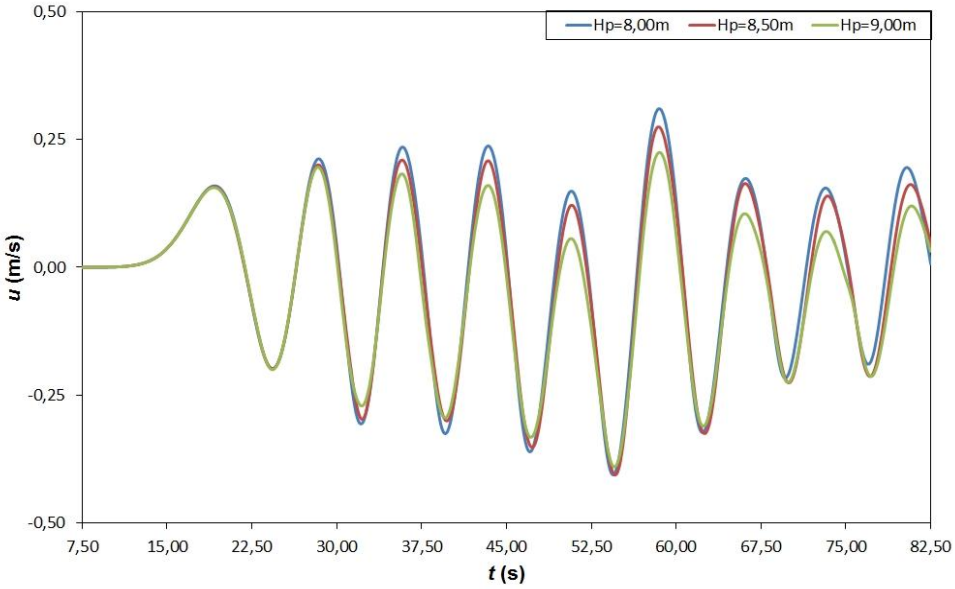


Figura 7. Velocidade axial (u) sob a placa submersa em p para cada altura total (H_P) estudada.

5. CONCLUSÕES

Este estudo preliminar permitiu analisar qualitativamente o efeito da variação da altura total (H_P) de uma placa horizontal submersa em escala real, considerando seu princípio de funcionamento como quebra-mar e conversor de energia das ondas do mar em energia elétrica.

Os resultados apresentaram a reprodução dos efeitos característicos da placa horizontal submersa em ambas as funções: quebra-mar e conversor de energia das ondas; mostrando a coerência do modelo computacional empregado, como era esperado.

Em estudos futuros, pretende-se avaliar quantitativamente o efeito da variação da altura total da placa nessas configurações estudadas, através de determinação da sua eficiência de conversão e do seu coeficiente de transmissão. O primeiro, utilizado para avaliar o desempenho do dispositivo como conversor de energia das ondas e, o segundo, utilizado para avaliar sua capacidade de atuar como quebra-mar.

O presente trabalho é um dos primeiros, desse grupo de pesquisas, a abordar o dispositivo de placa horizontal submersa em escala real. Espera-se, com isso, obter resultados que comprovem o desempenho da placa horizontal submersa em ambas a funções, tendo em vista que o mesmo amplia a perspectiva de uma nova alternativa para geração de energia limpa e renovável.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores deste artigo agradecem a FAPERGS – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio Grande do Sul e ao CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico pelo suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica, 2008. Atlas de Energia Elétrica do Brasil. 3 ed. Aneel, Brasília. Disponível em: <http://www.aneel.gov.br/arquivos/PDF/atlas3ed.pdf>.

Brossard, J. e Chagdali, M., 2001. "Experimental investigation of the harmonic generation by waves over a submerged plate". Coastal Engineering, v. 42, n. 4, pp. 277-290.

Brossard, J., Perret, G., Blonce, L. e Diedhiou, A., 2009. "Higher harmonics induced by a submerged horizontal plate and a submerged rectangular step in a wave flume". Coastal Engineering, v. 56, n. 1, pp. 11-22.

Carter, R.W., 2005. "Wave energy converters and a submerged horizontal plate". MSc. Thesis, University of Hawai'i, Manoa, Honolulu, HI, USA.

Cruz, J., 2008. Ocean wave energy: current status and future prespectives. Springer-Verlag, Berlin.

Cruz, J.M.B.P. e Sarmento, A.J.N.A., 2004. Energia das ondas: Introdução aos aspectos tecnológicos, econômicos e ambientais. Instituto do Ambiente, Alfragide, Portugal.

Dean, R.G. e Dalrymple, R.A., 1991. Water wave mechanics for engineers and scientists. World Scientific Publishing, New Jersey.

Dick, T.M. e Brebner, A., 1968. "Solid and permeable submerged breakwaters". In Proc. of 11th Coastal Engineering Conference (ASCE). London, UK. Pp.1141-1158.

Falcão, A.F.O., 2010. "Wave energy utilization: A review of the technologies". Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 14, n. 3, pp. 899-918.

FLUENT (versão 6.3.26), 2007. ANSYS, Inc..

GAMBIT (versão 2.4.6), 2006. ANSYS, Inc..

Gomes, M.N., 2010. "Modelagem Computacional de um Dispositivo Coluna D'água Oscilante para a Conversão de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica". Dissertação, Universidade Federal do Rio Grande, Brasil.

Gomes, M.N., 2014. "*Constructal Design* de Dispositivos Conversores de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica do Tipo Coluna de Água Oscilante". Tese, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil.

Goulart, M.M., 2014. "Estudo Numérico da Geometria de um Dispositivo de Galgamento *Onshore* em Escala Real Empregando *Constructal Design*". Dissertação, Universidade Federal do Rio Grande, Brasil.

Goulart, M.M., Martins, J.C., Junior, I.C.A., Gomes, M.N., Souza, J.A., Rocha, L.A.O., Isoldi, L.A., Dos Santos, E.D., 2015. "Constructal design of an onshore overtopping device in real scale for two different depths". Marine Systems & Ocean Technology, v. 10, pp. 120-129.

Graw, K.-U., 1992. "The submerged plate as a wave filter: the stability of the pulsating flow phenomenon". In Proc. of 23rd International Conference on Coastal Engineering (ICCE). Venice, Italy. Pp. 1153-1160.

Graw, K.-U., 1993a. "Shore protection and electricity by submerged plate wave energy converter". In Proc. of European Wave Energy Symposium. Edinburgh, UK. Pp. 379-384.

Graw, K.-U., 1993b. "The submerged plate wave energy converter: A new type of wave energy device". In Proc. of International Symposium on Ocean Energy Development (ODEC). Muroran, Hokkaido, Japan. Pp. 307-310.

Graw, K.-U., 1994. "Is the submerged plate wave energy converter ready to act as a new coastal protection system?". In Proc. of XXIV Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche. Napoli, Italia. Pp. 1-9.

Graw, K.-U., 1995. "Vorrichtung zur Erzeugung von Elektrischer Energie aus Wasserwellen". PINA (Patent- und Innovationsagentur des Landes Nordrhein-Westfalen). Deutsches Patentamt. Patent Nr. P 43 24 110.

Graw, K.-U, 1998. "Wave energy: need for protection - possible uses". In Proc. of Expo' 98 The Oceans, a Heritage for the Future. Lisboa, Portugal.

Gunn, K. e Stock-Williams, C., 2012. "Quantifying the global wave power resource". Renewable Energy, v. 44, pp. 296-304.

Hildebrandt, A. e Schlurmann, T., 2008. "Velocity Field Under Propagating Waves Over a Submerged Horizontal Plate and Induced Forces". In Proc. of Chinese-German Joint Symposium on Hydraulic and Ocean Engineering. Darmstadt. Pp. 24-30.

Hirt, C.W. e Nichols, B.D., 1981. "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries". Journal of Computational Physics, v. 39, n. 1, pp. 201-225.

Horko, M., 2007. "CFD optimisation of an oscillating water column energy converter". MSc. Thesis, University of Western Australia, Australia.

Hsu, H.H. e Wu, Y.C., 1998. "Scattering of water wave by a submerged horizontal plate and a submerged permeable breakwater". Ocean Engineering, v. 26, n. 4, pp. 325-341.

Hu, H., Wang, K.H. e Williams, A.N., 2002. "Wave motion over a breakwater system of a horizontal plate and a vertical porous wall". Ocean Engineering, v. 29, n. 4, pp. 373-386.

Liu, C., Huang, Z. e Tan, S.K., 2009. "Nonlinear scattering of non-breaking waves by a submerged horizontal plate: Experiments and simulations". Ocean Engineering, v. 36, n. 17, pp. 1332-1345.
Ning, D., Li, Q., Lin, H. e Teng, B., 2015. "Numerical Investigation of Nonlinear Wave Scattering by a Horizontal Submerged Plate". Procedia Engineering, v. 116, pp. 237-244.
Orer, G. e Ozdamar, A., 2007. "An experimental study on the efficiency of the submerged plate wave energy converter". Renewable Energy, v. 32, n. 8, pp. 1317-1327.
Patankar, S.V., 1980. Numerical heat transfer and fluid flow. McGraw Hill, New York.
Schlichting, H. e Gersten, K., 2000. Boundary-layer theory. Springer, Berlin.
Seibt, F.M., Couto, E.C., Teixeira, P.R.F., dos Santos, E.D. e Isoldi, L. A., 2012a. "Análise numérica de uma placa submersa como quebra mar e conversor de energia das ondas". VETOR-Revista de Ciências Exatas e Engenharias, v. 22, n. 2, pp. 5-17.
Seibt, F.M., Couto, E.C., Teixeira, P.R.F., dos Santos, E.D., Isoldi, L.A. e Rocha, L.A.O., 2012b. "Computational Modeling of the Submerged Plate Wave Energy Converter". In Proc. of 14th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering (ENCIT), ABCM. Rio de Janeiro.
Seibt, F.M., 2014. "Análise Numérica do Princípio de Funcionamento do Conversor de Energia das Ondas do Mar em Energia Elétrica do Tipo Placa Submersa". Dissertação, Universidade Federal do Rio Grande, Brasil.
Seibt, F.M., Couto, E.C., Teixeira, P.R.F., dos Santos, E.D., Rocha, L.A.O. e Isoldi, L.A., 2014a. "Numerical Analysis of the Fluid-Dynamic Behavior of a Submerged Plate Wave Energy Converter". Computational Thermal Sciences: An International Journal, v. 6, n. 6, pp. 525-534.
Seibt, F.M., Couto, E.C., dos Santos, E.D., Isoldi, L.A., Rocha, L.A.O. e Teixeira, P.R.F., 2014b. "Numerical study on the effect of submerged depth on the horizontal plate wave energy converter". China Ocean Engineering, v. 28, n. 5, pp. 687-700.
Seibt, F.M., Isoldi, L.A., Teixeira, P.R.F., dos Santos, E.D. e Rocha, L.A.O., 2015. "Avaliação numérica do efeito da variação da altura relativa de um conversor de energia das ondas do mar tipo placa submersa". Revista de Engenharia e Tecnologia, v. 7, n. 2, pp. 102-115.
Srinivasan, V., Salazar, A.J. e Saito, K., 2011. "Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology". Applied Mathematical Modelling, v. 35, n. 8, pp. 3710-3730.
Thorpe, T.W., 1999. "An overview of wave energy technologies: status, performance and costs". In Proc. of International One day Seminar, Institution of Mechanical Engineers. London, UK.
Uihlein, A. e Magagna, D., 2016. "Wave and tidal current energy – A review of the current state of research beyond technology". Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 58, pp. 1070-1081.
UN – United Nations, 2015. "World Population Prospects: The 2015 Revision". Department of Economic and Social Affairs, Population Division, World Population 2015 Wallchart. ST/ESA/SER.A/378. Disponível em: <www.esa.un.org/unpd/wpp/Publications/Files/World_Population_2015_Wallchart.pdf>.
Versteeg, H.K. e Malalasekera, W., 2007. An introduction to computational fluid dynamics – the finite volume method. Pearson, England.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINÁRIO E WORKSHOP EM ENGENHARIA OCEÂNICA

Rio Grande, de 23 à 25 de Novembro de 2016

ESTUDO NUMÉRICO COMPARATIVO ENTRE UM DISPOSITIVO DE GALGAMENTO *ONSHORE* EM ESCALA REAL COM RAMPA ÚNICA E RAMPA BIPARTIDA

Leonardo da Silva Vasconcellos[1], Marcelo Moraes Goulart[2], Jaifer Corrêa Martins[3], Mateus das Neves Gomes[4], Jeferson Avila Souza[2,3], Luiz Alberto Oliveira Rocha[5], Liércio André Isoldi[2,3], Elizaldo Domingues dos Santos[2,3]

[1] Universidade Federal do Rio Grande
Graduação em Engenharia Mecânica
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: lesiva@hotmail.com
[2] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional
Avenida Itália, km 8, CP. 474, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: moraesgoulart@yahoo.com.br
[3] Universidade Federal do Rio Grande
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica
Avenida Itália, km 8, Rio Grande, RS, Brasil
e-mail: jaifercm@gmail.com
e-mail: elizaldosantos@furg.br
e-mail: liercioisoldi@furg.br
[4] Instituto Federal do Paraná, Campus Paranaguá
Rua Antônio Carlos Rodrigues, 453, Paranaguá, PR, Brasil
e-mail: mateus.gomes@ifpr.edu.br
[5] Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Rua Sarmento Leite, 425, Porto Alegre, RS, Brasil
e-mail: luizrocha@mecanica.ufrgs.br

RESUMO

O estudo a respeito das tecnologias e princípios de funcionamento de dispositivos de conversão de energia das ondas em energia elétrica (WEC) tem crescido sensivelmente. Entre os WECs estudados está o dispositivo de galgamento. O seu princípio físico de funcionamento consiste em uma rampa que guia a água das ondas incidentes para um reservatório localizado acima do nível médio do mar. A água acumulada no reservatório escoa através de uma turbina de baixa queda gerando energia elétrica. No presente trabalho pretende-se realizar um estudo numérico relacionado à influência da geometria da rampa (rampa única e rampa bipartida) de um dispositivo de galgamento onshore em escala real que conduz ao melhor desempenho fluidodinâmico. O principal propósito aqui é avaliar dois diferentes tipos de rampas e determinar a que maximiza a quantidade de água que entra no reservatório do dispositivo. Para todos os casos a área da rampa será mantida constante (A = 37,025 m2). Nas presentes simulações, as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte da fração volumétrica são resolvidas com o método dos volumes finitos (MVF). Para abordar a mistura água e ar, o

modelo multifásico Volume of Fluid (VOF) é empregado. Os resultados mostraram que a máxima quantidade de água que entrou no reservatório ao longo do tempo foi obtida para o dispositivo de galgamento rampa única, contudo se tivéssemos, no caso do dispositivo de galgamento rampa bipartida, diminuído o comprimento da segunda rampa e colocado um segundo reservatório sobre-elevado similar ao do SSG. Os resultados seriam semelhantes aos observados na literatura, que mostraram que este dispositivo possui maior aproveitamento que o dispositivo de rampa única, pois dependendo da variação do estado de mar (ondas de menor porte ou maior porte) o galgamento ocorre nos reservatórios mais adequados, proporcionando um maior rendimento do equipamento pois o mesmo utiliza turbina de múltiplos estágios.

Palavras-chave: *Galgamento, Sea Slot-cone Generator, VOF, WEC.*

1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, a comunidade acadêmica e os grupos de pesquisa têm investigado ativamente a utilização de fontes renováveis para a produção de energia elétrica, como uma alternativa para substituir os meios de produção tradicionais baseados em combustíveis fosseis e para atender à crescente demanda de energia. Neste contexto, a energia das ondas do mar, que possui um potencial teórico mundial estimado em aproximadamente 2 TW, apresenta-se como uma alternativa para ilhas ou países com grandes faixas costeiras. Para ter uma ideia da ordem de grandeza da energia disponível nas ondas, este valor é equiparável à potência elétrica média anual consumida mundialmente (Cruz e Sarmento, 2004). A potência estimada na região sul do Brasil é de 30 kW/m, sendo uma possibilidade de recurso para ser explorado na região. Para realizar a exploração da energia das ondas, existem vários dispositivos. Entre os dispositivos de conversão de energia das ondas em energia elétrica (WEC) encontrados na literatura, um em especial chama atenção por seu princípio de funcionamento relativamente simples, o dispositivo de galgamento.

É possível verificar na literatura os trabalhos que têm investigado o princípio de funcionamento do dispositivo de galgamento (Kofoed et al., 2006; Falcão, 2010; Zabihian e Fung, 2011). Dentre os trabalhos realizados, é possível citar o desenvolvimento de estudos experimentais para avaliação de parâmetros construtivos do dispositivo (Kofoed et al., 2006; Margheritini et al., 2009; Buccino et al., 2015). Além destes, também podem ser citados trabalhos no âmbito numérico para obter uma melhor compreensão da fenomenologia do escoamento e também para avaliar parâmetros geométricos (Beels et al., 2010; Rocha et al., 2013). O princípio de funcionamento deste dispositivo baseia-se na acumulação de água em um reservatório sobrelevado em relação ao nível médio da superfície livre do mar. A água acumulada é devolvida ao mar através de turbinas hidráulicas de baixa queda que acionam geradores elétricos de fabricação comum. A acumulação da água no reservatório sobrelevado é produzida através do galgamento da onda sobre uma rampa inclinada (Fig. 1).

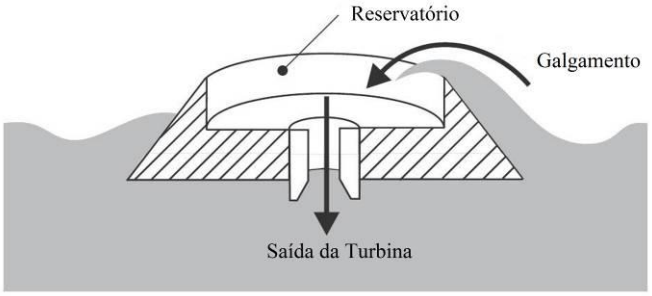


Figura 1. Ilustração do princípio de funcionamento do dispositivo de galgamento.

Alguns dos principais estudos encontrados na literatura são apresentados a seguir:

Kofoed et al. (2006) realizaram no período 1998-2001 extensos testes em um tanque de ondas em um protótipo em escala reduzida de 1:50. Posteriormente, um novo protótipo em escala reduzida de 1:(4.5) do dispositivo *Wave Dragon* foi testado durante aproximadamente 3 anos. Nesse estudo foi realizado um monitoramento da potência, clima de ondas, as forças nos sistemas de fixação, tensões na estrutura e movimentos do protótipo, resultando em um plano de estudos com a finalidade de determinar a concepção para a estrutura e o planejamento para implantação de uma unidade de produção de energia de 4 MW.

Margheritini et al. (2009) analisaram um dispositivo denominado *Sea Slot-cone Generator* (SSG), que consiste em um dispositivo com múltiplas rampas. A planta piloto é um módulo onshore em escala real com três níveis de altura para o reservatório. Os resultados dos testes de laboratório foram usados para projetar uma planta piloto e definir suas características construtivas.

No âmbito numérico, Liu et al. (2008) apresenta um estudo numérico sobre um dispositivo de galgamento em um domínio bidimensional em escala de laboratório. Foi empregada a metodologia VOF (*Volume of Fluid*) para a modelagem do escoamento entre ar e água. As equações de conservação foram resolvidas com o método de volumes

finitos, mais precisamente com o software FLUENT. Várias condições das ondas incidentes e rampas com razões de altura por comprimento de 1:1, 1:2 e 2:3 foram investigadas. Contudo, a variação geométrica não foi definida impondo-se uma restrição de área constante para a rampa.

Nam et al. (2008) realizaram um estudo numérico de um dispositivo de galgamento circular, onde foram inseridas aletas igualmente espaçadas na área da rampa para guiar a água incidente, com o objetivo de determinar os parâmetros geométricos ótimos que maximizam a quantidade de água galgada. Neste estudo foi utilizado o *software* FLOW3D, sendo simulados casos 2D e 3D, empregando ondas regulares.

Outro importante estudo foi realizado em (Beels et al., 2010), onde os autores empregaram um modelo numérico denominado *mild-slope* para resolver o escoamento de forma transiente sobre um único dispositivo do tipo *Wave Dragon* e com arranjos de dispositivos. Para a avaliação do arranjo foram testadas distâncias entre os equipamentos de D, 2D e 3D, sendo D = 260 m a dimensão da distância entre as duas pontas do refletor do *Wave Dragon*. Como resultado, os autores concluíram que uma fazenda de cinco conversores *Wave Dragon* instalados com um arranjo desalinhado, torna-se mais eficiente para o aproveitamento do espaço, sem provocar interferências significativas no rendimento do conversor.

Jin et al., (2012) estudaram um dispositivo semelhante ao Nam et al. (2008), porém somente o efeito do número de aletas foi analisado. Neste estudo foi empregado o software comercial FLUENT para as simulações em 3D. As equações governantes empregam o RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) e o modelo *k-ε* padrão foi aplicado para o fechamento da turbulência e a mistura água-ar, foi abordada com o emprego *Volume of Fluid* (VOF). Os resultados mostraram que com um número maior de aletas há um aumento no volume de água galgado, entretanto não foi definido um número ótimo de aletas.

Margheritini et al. (2012), realizam uma análise de viabilidade de implementação do SSG no porto de *Hanstholm* na Dinamarca. Desta forma, um estudo numérico de otimização geométrica do SSG foi realizado por meio do software WOPSim, o qual foi desenvolvido pela Universidade de Aalborg especificamente para a determinação de parâmetros do SSG. Além disso, foi utilizado o espectro de ondas JONSWAP.

Posteriormente, (Dos Santos et al., 2014) foi realizado um estudo numérico para determinar a influência da geometria sobre o desempenho de um dispositivo de galgamento offshore em escala de laboratório para três diferentes profundidades relativas: h/λ = 0.3, 0.5 e 0.62 empregando o Design Construtal. No estudo apresentado, as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e a equação para o transporte de fração volumétrica foram resolvidas com o método dos volumes finitos (MVF). Para a solução da interface água-ar é utilizado o modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF). Os resultados mostraram que a forma ótima da razão entre altura e comprimento da rampa, $(H_1/L_1)_o$, apresentou uma forte dependência da profundidade relativa, indicando a não existência de uma geometria universal que conduzia ao melhor desempenho de um dispositivo de galgamento para diversas condições de onda.

Em Goulart et al. (2015) foi realizado um estudo numérico relacionado ao efeito da geometria da rampa sobre o desempenho de um dispositivo de galgamento onshore em escala real, empregando o Design Construtal. O objetivo principal foi avaliar a razão entre altura e comprimento da rampa (H_1/L_1) que maximiza a quantidade de água (m) que entra no reservatório do dispositivo para distâncias entre o fundo do dispositivo e o fundo do tanque de S = 5,0 m e S = 6,0 m, empregando uma onda monocromática com período T = 7,5 s. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte da fração volumétrica (*Volume of Fluid* (VOF)) foram resolvidas com o software FLUENT. Os resultados mostraram que as melhores geometrias foram obtidas para as menores razões de H_1/L_1 e com a diminuição de S.

Recentemente, em Martins (2016) foi realizado um estudo empregando duas ondas monocromáticas diferentes e três diferentes áreas construtivas (ϕ) para a rampa do dispositivo, empregando o Design Construtal e a Busca Exaustiva. Desta forma, foi avaliada a influência da razão entre altura e comprimento da rampa (H_1/L_1) que maximiza a potência disponível (P_d) para diferentes frações de área (ϕ), várias distâncias entre o fundo do dispositivo e o fundo do tanque (S) e diferentes ondas monocromáticas (T), com a finalidade de se determinar a geometria ótima do dispositivo. As equações de conservação de massa, quantidade de movimento e uma equação para o transporte da fração volumétrica (*Volume of Fluid* (VOF)) foram resolvidas com o software FLUENT. Os resultados mostraram que as melhores geometrias são obtidas para as menores razões de H_1/L_1 para todas as profundidades. Estes indicaram ainda que o efeito da razão H_1/L_1 sobre P_d foi semelhante para dois diferentes períodos de onda T. Além disso, conforme esperado, a diminuição do período (T) conduziu a uma diminuição da potência disponível (P_d).

No presente trabalho pretende-se realizar um estudo numérico relacionado à influência da geometria da rampa (rampa única e rampa bipartida) de um dispositivo de galgamento *onshore* em escala real que conduz ao melhor desempenho fluidodinâmico. Mais especificamente, pretende-se avaliar o comportamento do acúmulo de água no reservatório, ou seja, a quantidade de massa que entra no tanque para os casos com e sem rampa bipartida. Para todos os casos a área da rampa será mantida constante (A = 37,025 m^2).

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA E MODELAGEM MATEMÁTICA

Para a solução numérica das equações de conservação de massa e quantidade de movimento foi empregado o

método dos volumes finitos (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007), mais precisamente o código comercial FLUENT (2007). No estudo é realizada uma análise do problema físico em um dispositivo de galgamento bidimensional colocado em um tanque de ondas, conforme representado na Fig. 2. O movimento da onda é gerado pela imposição de um campo de velocidades na superfície esquerda do tanque.

O objetivo principal do estudo é analisar a influência do emprego de uma rampa bipartida sobre a quantidade de água acumulada no reservatório do dispositivo. Para isso, compara-se o caso de uma rampa contínua (de um estágio) com a rampa bipartida. As dimensões do tanque são: altura do tanque (H_T) é igual a 20,0m, comprimento do mesmo, L_T = 327,0 m. Além disso, o comprimento do reservatório é igual a L_R = 20,0 m, a submersão S do dispositivo é de 6,0 m e a profundidade da água h é de 10,0 m. Com relação as características da onda, foi utilizada uma altura H = 2,0 m, período T = 12,0 s e comprimento de onda λ = 113,3 m.

As áreas das rampas utilizadas no estudo foram: $A_{r,1} = A_{r,2}$ = 37,025 m^2, sendo $H_1 = H_2$ = 4,429 m e $L_1 = L_2$ = 8,359 m e distância entre as rampas (bipartida) L_l = 0,5 m.

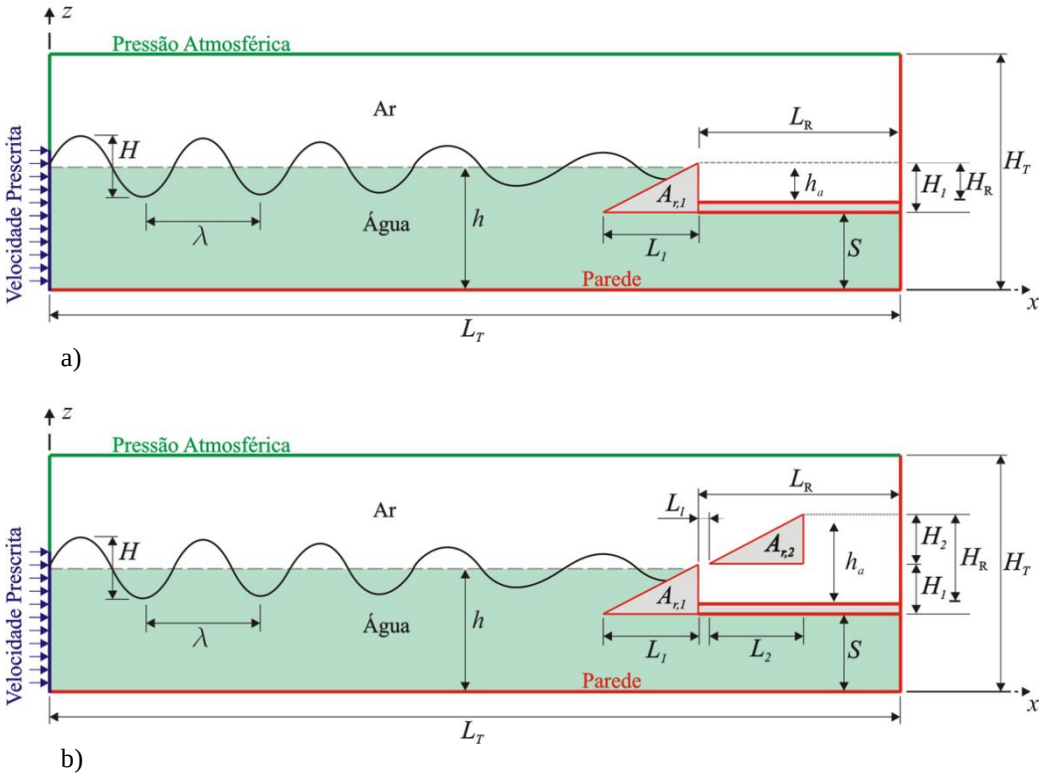


Figura 2. Domínio computacional do dispositivo de galgamento em escala real com dois graus de liberdades: a) rampa única; b) rampa bipartida.

2.1 O modelo Multifásico *Volume of Fluid* (VOF)

Para lidar com o escoamento da mistura de ar e água e avaliar a sua interação com o dispositivo, é empregado o método *Volume of fluid* (VOF) (Hirt e Nichols, 1981). O VOF é um modelo multifásico usado para escoamentos de fluido com duas ou mais fases. Neste modelo, as fases são imiscíveis, ou seja, o volume de uma fase não pode ser ocupado por outra fase.

A equação de conservação da massa para a mistura ar e água em um escoamento isotérmico, laminar e incompressível é dada por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \tag{5}$$

onde ρ é a massa específica da mistura (kg/m³) e é $\vec{v}$ o vetor de velocidade do escoamento (m/s).

A equação de conservação da quantidade de movimento para a mistura é dada por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\bar{\bar{\tau}}\right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{6}$$

onde p é a pressão (N/m ²), $\rho\vec{v}$ e $\vec{F}$ são as forças de campo e forças externas ao corpo (N/m³), respectivamente. Neste trabalho, a única força de campo que atua sobre o escoamento é a força de empuxo, consequentemente o vetor de forças externas será desconsiderado. O termo $\bar{\bar{\tau}}$ é o tensor taxa de deformação (N/m²), que para um fluido Newtoniano, é dado por:

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu\left[\left(\nabla\cdot\vec{v} + \nabla\cdot\vec{v}^{T}\right)\right] \tag{7}$$

onde μ é a viscosidade dinâmica (kg/(ms)).

Nas simulações deste estudo, são consideradas duas diferentes fases: ar e água. Portanto, o conceito de fração de volume (α_q) é usado para representar as duas fases dentro de um volume de controle. Neste modelo, a soma das frações de volume, dentro de um volume de controle, devem ser unitária ($0 \leq \alpha_q \leq 1$). Consequentemente, se $\alpha_{água} = 0$, o volume de controle está vazio de água e cheio de ar ($\alpha_{ar} = 1$). Se o fluido tem uma mistura de ar e água, uma fase é o complemento da outra, ou seja, $\alpha_{ar} = 1 - \alpha_{água}$. Assim, uma equação de transporte adicional para uma das frações de volume é necessária:

$$\frac{\partial\left(\rho\alpha_{água}\right)}{\partial t} + \nabla\cdot\left(\rho\alpha_{água}\vec{v}\right) = 0 \tag{8}$$

Vale ressaltar que as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas para a mistura. Portanto, é necessário obter os valores de massa específica e viscosidade para a mistura, que podem ser escritas por (Srinivasan *et al.*, 2011):

$$\rho = \alpha_{agua}\rho_{agua} + \alpha_{ar}\rho_{ar} \tag{9}$$

$$\mu = \alpha_{agua}\mu_{agua} + \alpha_{ar}\mu_{ar} \tag{10}$$

2.2 Condições de Contorno

Com relação à geração de onda, como se pode observar na Fig. 2, um perfil de velocidades é imposto na entrada do canal (superfície lateral esquerda da Fig. 2) e simula o comportamento de um gerador de onda (Horko, 2007). As componentes de velocidade nas direções de propagação de onda (x) e vertical (z) para o canal de entrada são baseados na teoria linear de Airy e dadas respectivamente por (Chakrabarti, 2005):

$$u(x,z) = \frac{\pi H}{T}\frac{\cosh k(h+z)}{\sinh(kh)}\cos(kx-\sigma t) \tag{11}$$

$$w(x,z) = \frac{\pi H}{T}\frac{\cosh k(h+z)}{\sinh(kh)}\cos(kx-\sigma t) \tag{12}$$

onde H é a altura de onda (m), k é o número de onda dado por $k = 2\pi/\lambda$ (m^{-1}), h é a profundidade da água (m), T é o período da onda (s), $\sigma = 2\pi/T$ é a frequência (rad/s) e t é o tempo (s).

Para as outras condições de contorno, a região superior da superfície lateral esquerda, bem como, a superfície superior impõe-se uma pressão atmosférica P_{abs} = 101,3 kPa. Nas superfícies inferior, lateral direita, bem como, na superfície do dispositivo de galgamento é imposta uma condição de impermeabilidade e não-deslizamento com velocidade nula ($u = w = 0$ m/s).

Com relação às condições iniciais, foi considerado que o fluido está em repouso e que a lâmina de água possui uma superfície livre com altura h = 10,0 m.

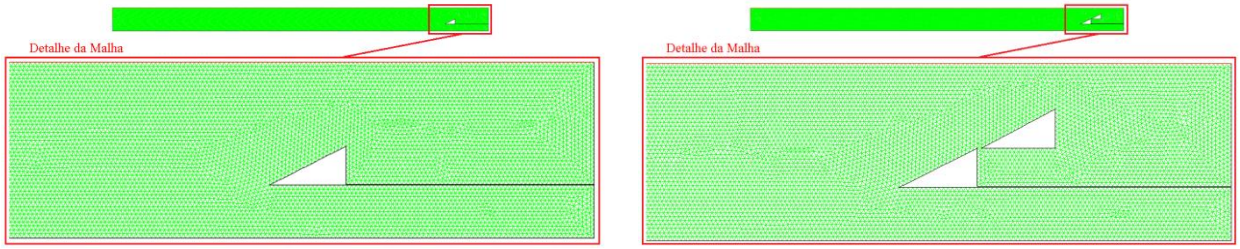
3. PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS

O solver empregado é baseado na pressão e as simulações foram realizadas com esquema de advecção *Upwind* de primeira ordem e PRESTO (*Pressure Staggering Option*) para as discretizações espaciais do termo advectivo da equação da conservação da quantidade de movimento e pressão, respectivamente. O acoplamento pressão-velocidade é realizado pelo método PISO (Versteeg e Malalasekera, 2007). Para a determinação da superfície ocupada pela água é empregado o método *Geo-reconstruction*. Além disso, fatores de sub-relaxação de 0,3 e 0,7 foram impostos para as equações de conservação de massa e quantidade de movimento, respectivamente. As soluções obtidas aqui foram

consideradas convergidas quando os resíduos para as equações de conservação de massa e quantidade de movimento nas direções x e y foram inferiores a 10^{-6}.

Todas as simulações foram realizadas usando um computador com processador Intel Xeon com clock de 3.3 GHz de 8 núcleos e 8 GB de memória RAM. Emprega-se uma Biblioteca de Passagem de Mensagem (MPI – do inglês: *Message Passing Interface*) para paralelização. O tempo de processamento de cada simulação foi de aproximadamente $1{,}44 \times 10^5$ s (40 h).

A Figura 3 ilustra as malhas empregadas no presente trabalho.



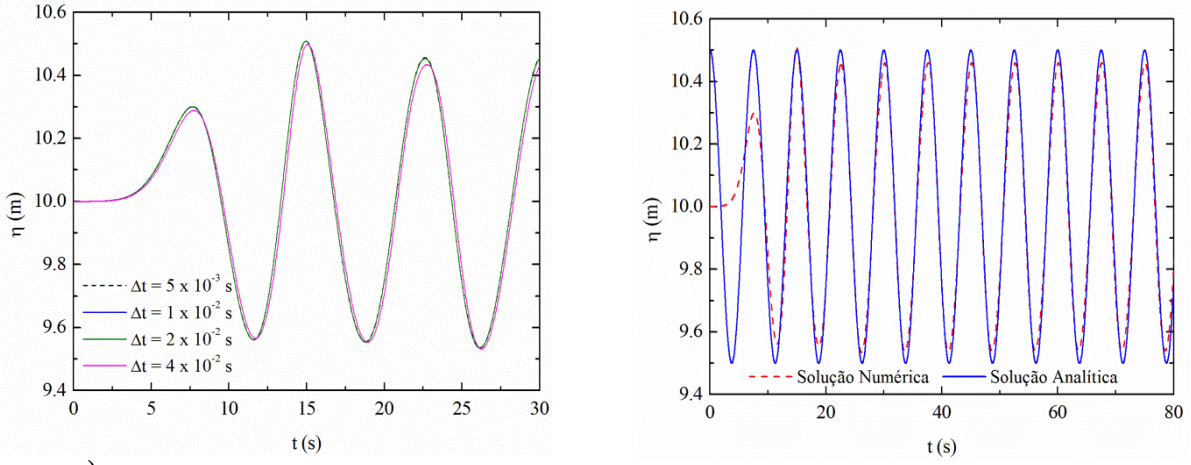
a) b)

Figura 3. Discretização espacial aplicada ao dispositivo de galgamento onshore em escala real: a) rampa única; b) rampa bipartida.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Primeiramente, foi realizada uma discretização do domínio em volumes finitos triangulares, sendo gerados aproximadamente 58914 volumes finitos triangulares para a rampa única e bipartida.

Após, foi realizado um estudo de independência do passo de tempo para o problema transiente abordado e sua influência na altura da superfície livre da onda, Fig. 4(a), a solução independente foi verificada com resultados analíticos de Chakrabarti (2005). No primeiro estudo a altura da superfície livre da onda foi obtida para 4 diferentes passos de tempo: $\Delta t = 5{,}0 \times 10^{-3}$ s, $\Delta t = 1{,}0 \times 10^{-2}$ s, $\Delta t = 2{,}0 \times 10^{-2}$ s e $\Delta t = 4{,}0 \times 10^{-2}$ s. Em todas as simulações o tempo final foi de $t_f = 100{,}0$ s. A Figura 4(a) mostra uma boa concordância entre os resultados para os diversos passos de tempo estudados, com excessão do caso com $\Delta t = 4{,}0 \times 10^{-2}$ s onde é possível observar que houve uma defasagem com relação ao tempo e também um amortecimento na magnitude da onda. Consequentemente, foi adotado nas simulações posteriores de avaliação geométrica o passo de tempo de $\Delta t = 2{,}0 \times 10^{-2}$ s. Para a verificação do modelo numérico empregado foi realizada uma comparação entre a altura da superfície livre da onda obtida numericamente e medida em um ponto específico do tanque ($x = 50{,}0$ m) e a solução analítica. A Figura 5(b) mostra que a estabilização da solução numérica ocorre em torno de $t = 15{,}0$ s. Assim apenas o intervalo entre $15{,}0 \text{ s} \leq t \leq 80{,}0$ s foi considerado para a verificação da onda gerada. Analisando a diferença entre os resultados analíticos e numéricos no intervalo onde a onda estava estabilizada, o desvio médio obtido foi aproximadamente 0,1 % comparando-se as alturas da superfície livre e aproximadamente 8,0 % comparando-se somente a variação de altura da superfície livre.



a) b)

Figura 4. a) estudo de independência de passo de tempo, b) verificação da solução numérica com a solução analítica apresentada em (Chakrabarti, 2005).

A Figura 5 apresenta o comportamento instantâneo da água no dispositivo de galgamento para rampa única e rampa bipartida sobre a vazão mássica ($\dot{m}$) e a altura da água acumulada no interior do reservatório (h_a).

Na Figura 5a é possível observar que para todos os casos os picos de vazão mássica começaram a ocorrer em um instante de tempo de aproximadamente $t \sim 36{,}0$ s. Para a rampa única a maior magnitude foi observada em $t \sim 47{,}0$ s e seu valor foi $\dot{m} = 4260{,}00$ kg/s, enquanto que para a rampa bipartida o maior galgamento ocorreu no mesmo instante de tempo, $t \sim 95{,}0$ s, com magnitudes de $\dot{m} = 2621{,}35$ kg/s. Portanto, após a ocorrência do primeiro galgamento, todas as ondas que incidiram no dispositivo tiveram energia suficiente para realizar o galgamento. Isso pode ser comprovado pelos intervalos entre cada ocorrência do fenômeno. Os mesmos apresentam uma periodicidade próxima a do período da onda ($T = 12{,}0$ s). Vale destacar que, esse comportamento também foi observado anteriormente nos trabalhos prévios de Dos Santos et al. (2014), Goulart et al. (2015) e Martins (2016). Na Figura 5b se observa a altura da água acumulada no interior do reservatório (h_a), assim, para a rampa única o valor de h_a foi de 2,6603 m, e para a rampa bipartida h_a foi 2,5225 m.

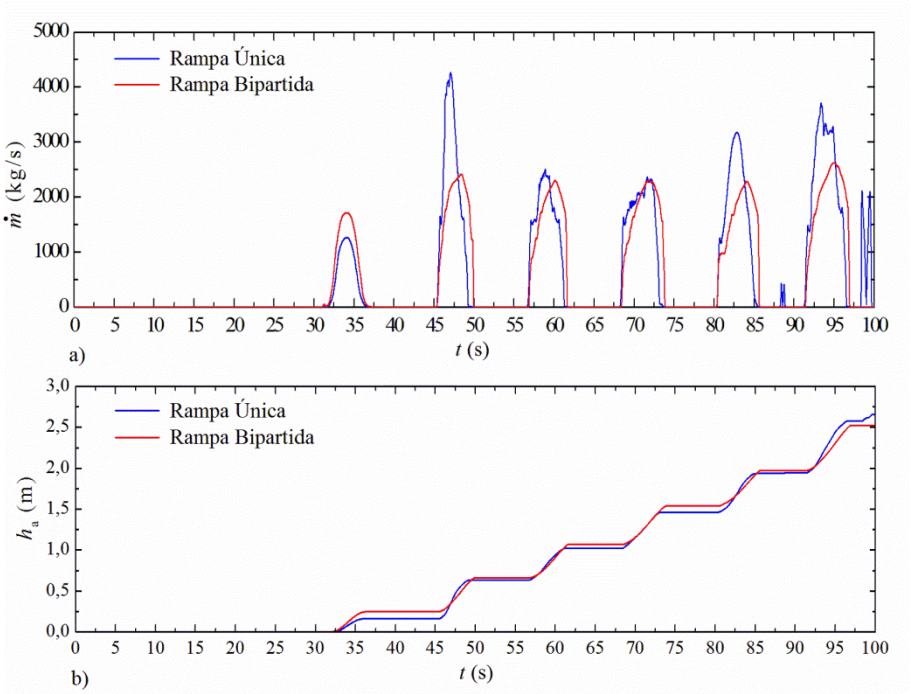


Figura 5. Comportamento instantâneo da água no dispositivo de galgamento: a) Vazão mássica, b) Altura da água acumulada no interior do reservatório.

Na Figura 6 é ilustrado o comportamento transiente hidrodinâmico do escoamento da água para a rampa única e rampa bipartida. Mais precisamente é apresentada a distribuição da fração volumétrica de água no domínio para dois instantes de tempo. Nos campos de fração volumétrica, a água é representada na cor vermelha, enquanto o ar é representado com a cor azul. Os campos de fração volumétrica são apresentados para os seguintes instantes de tempo: $t = 82{,}0$ s e 100.0 s. Na Figura 6 (a - b) para $t = 82{,}0$ s pode ser percebida a ocorrência do ciclo de galgamento em ambas as rampas. Nota-se ainda que há água acumulada no reservatório devido outras ondas incidentes em instantes de tempo anteriores. A quantidade de massa que entra no reservatório é similar para a rampa única e a rampa bipartida. Observa-se também que a onda galgou um determinado trecho da segunda parte da rampa bipartida. Isso mostra que há potencial para a construção de uma segunda rampa, o que possibilita a inserção de um novo reservatório com uma maior altura disponível. Para $t = 100{,}0$ s é mostrado um instante de tempo onde a massa de água que não galgou está descendo a rampa. Nota-se também que a quantidade de massa total ($t = 100{,}0$ s tempo final de simulação) acumulada nos reservatórios é similar, mesmo para a rampa bipartida onde há uma restrição para entrada da água no reservatório ($L_l = 0{,}5$ m).

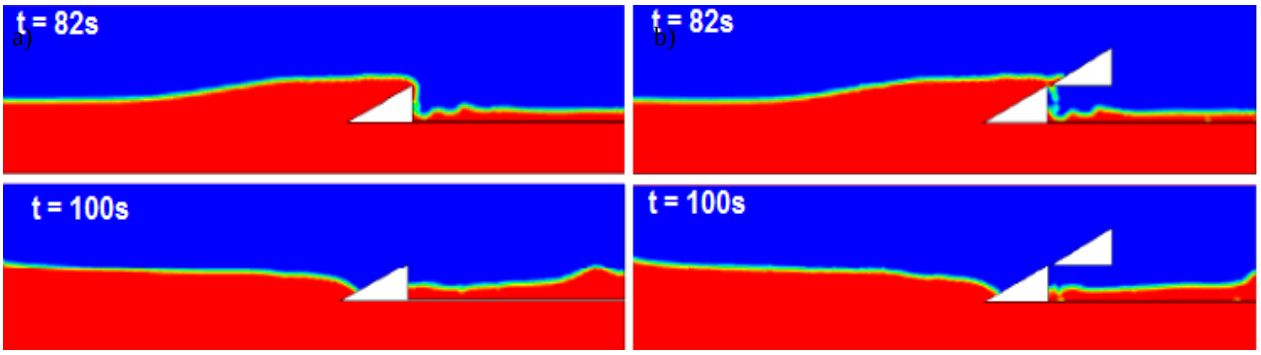


Figura 6. Comportamento transiente hidrodinâmico do escoamento da água para: a) rampa única; b) rampa bipartida.

5. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizado um estudo numérico com o principal objetivo o de avaliar a influência da rampa única e a rampa bipartida no acúmulo de água no reservatório de um dispositivo de galgamento *onshore* em escala real, possibilitando futuros estudos sobre a avaliação de potência disponível usando este tipo de dispositivo. Para os dois casos uma onda monocromática com as mesmas características foi simulada sobre o dispositivo (H = 2.0 m, λ = 113,3 m e T =12.0 s). Para tal estudo foram resolvidos escoamentos transientes de uma mistura ar-água no regime laminar. A solução numérica das equações de conservação da massa e quantidade de movimento foi obtida através do Método de Volumes Finitos, com o software FLUENT. O método *Volume of Fluid* foi empregado para o tratamento da interação entre as fases ar e água, permitindo a geração de ondas regulares em um tanque de ondas e sua interação com o dispositivo.

Os resultados mostraram que a máxima quantidade de água que entrou no reservatório ao longo do tempo foi obtida para o dispositivo de galgamento rampa única, conforme esperado. Contudo, a perda na quantidade de massa galgada para o caso da rampa bipartida foi muito pequena em comparação com o caso de rampa única. Isso indica que o emprego de rampa bipartida com o intuito de aumentar a coluna de água acumulada no reservatório, e consequentemente a potência disponível para conversão de energia das ondas em energia elétrica, pode ser uma estratégia interessante para melhorar a utilização deste dispositivo. Futuros estudos são necessários para investigar o aumento dessa energia acumulada e a eficiência no emprego de vários reservatórios.

6. AGRADECIMENTOS

O autor J. C. Martins agradece a CAPES pela bolsa de estudos. Os autores J. A. Souza, L. A. O. Rocha, L. A. Isoldi e E. D. dos Santos agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Beels, C.; Troch, P.; De Visch, K.; Kofoed, J. P.; De Backer, G. Application of the time-dependent mild-slope equations for the simulation of wake effects in the lee of a farm of Wave Dragon wave energy converters. Renewable Energy, v. 35, p. 1644–1661, 2010.

Buccino M., Vicinanza D., Salerno D., Banfi D., Calabrese M.. Nature and magnitude of wave loadings at Seawave Slot-cone Generators. Ocean Engineering, v. 95, p. 34–58, 2015.

Chakrabarti, S. K. Handbook of offshore engineering. Vol. 1, Elsevier, Illinois, Estados Unidos, 2005.

Cruz, J. M. B. P., Sarmento, A. J. N. A., 2004. Energia das Ondas: Introdução aos Aspectos Tecnológicos, Econômicos e Ambientais. Ed. Instituto do Ambiente, Amadora, 61 p.

Falcão, A. F. De O., 2010 "Wave Energy Utilization: A Review of The Technologies". Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 14, Nº 3, p. 899–918.

Fluent. Documentation Manual – FLUENT 6.3.16. Ansys, Inc., 2007.

Goulart, M. M. ; Martins, J. C. ; Acunha Junior, I. C. ; Gomes, M. N. ; Souza, J. A. ; Rocha, L. A. O. ; Isoldi, L. A. ; Santos, E. D. Constructal design of an onshore overtopping device in real scale for two different depths. Marine Systems & Ocean Technology, v. 1, p. 1, 2015.

Hirt, C. W.; Nichols, B. D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. Journal of Computational Physics, v. 39, p. 201-225, 1981.

Horko, M., 2007. CFD Optimisation of an Oscillating Water Column Energy Converter. Dissertação de Mestrado, School of Mechanical Engineering Faculty of Engineering, Computing and Mathematics, The University of Western.

Jin, J., Liu, Z., Hyun, B. S., Hong, K. 3d Numerical Investigation On Reservoir System For An Overtopping Wave Energy Convertor. Journal of Korean Navigation and Port Research, v. 36, p. 97–103, 2012.

Kofoed, J. P., Frigaard, P., Friis-Madsen, E. and Sørensen, H. C., 2006. "Prototype Testing of The Wave Energy Converter Wave Dragon", Renewable Energy, Vol. 31, Nº 2, p. 181-189.

Liu, Z.; Hyun B.; Jin, J. Numerical Prediction for Overtopping Performance of OWEC, Journal Of The Korean Society For Marine Environmental Engineering, v. 11, nº 1, 2008.

Margheritini, L.; Vicinanza, D.; Frigaard, P., 2009. "SSG Wave Energy Converter: Design, Reliability and Hydraulic Performance of an Innovative Overtopping Device". Renewable Energy, Vol. 34, Nº. 5, p. 1371–1380.

Margheritini, L.; Stratigaki, V.; Troch, P., 2012. Geometry Optimization Of An Overtopping Wave Energy Device Implemented Into The New Breakwater Of The Hanstholm Port Expansion. In: Twenty-Second International Offshore And Polar Engineering Conference.

Martins, J. C., 2016. Design construtal de um dispositivo de galgamento onshore em escala real para diferentes áreas de construção e ondas monocromáticas, Dissertação de mestrado em Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio Grande, Rio Grande.

Nam, B. W., Shin, S. H., Hong, K. Y. and Hong, S. W. 2008. "Numerical Simulation of Wave Flow over the Spiral-Reef Overtopping Device". Journal of Navigation and Port Research International Edition. Vol.36, No.2 p. 97-103 2008. p. 6.

Patankar, S. V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York, USA.

Rocha, L. A. O.; Lorente, S.; Bejan, A., 2013. Constructal Law and The Unifying Principle of Design. Springer, New York.

Santos, E. D. Dos, Machado, B. N., Zanella, M. M., Gomes, M. N., Souza, J. A., Isoldi, L. A., Rocha, L. A. O., 2014. "Numerical Study of the Effect of the Relative Depth on the Overtopping Wave Energy Converters According to Constructal Design". Defect and Diffusion Forum, Vol. 348, p. 232–244.

Srinivasan V., Salazar A.J., and Saito K.,2011. Modeling the disintegration of modulated liquid jets using volume-of-fluid (VOF) methodology. Applied Mathematical Modeling, vol. 35, n. 8, pp. 3710-3730.

Versteeg, Henk Kaarle, Malalasekera, Weeratunge. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method. Pearson; 2007. 503 p.

Zabihian, F.; Fung, A. S., 2011. "Review of Marine Renewable Energies: Case Study of Iran". Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 15, Nº 5, p. 2461–2474.

8. AVISO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material apresentado neste artigo.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

SHIP MOVEMENTS' ANALYSIS IN A PHYSICAL SCALE MODEL

Pinheiro L.V.[1], Simão J.P.[1], Santos J.A.[2,3], Fortes C.J.E.M.[1]

[1] LNEC - National Laboratory for Civil Engineering
Av. Do Brasil, 101, 1700-066 Lisboa, Portugal
e-mail: lpinheiro@lnec.pt, jfortes@lnec.pt, jsimao@lnec.pt
[2] ISEL - Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Instituto Politécnico de Lisboa
R. Conselheiro Emídio Navarro 1, 1959-007 Lisboa, Portugal
[3] CENTEC - Centre of Marine Technology and Ocean Engineering
Instituto Superior Técnico. Avenida Rovisco Pais. 1049-001 Lisboa, Portugal
e-mail: jasantos@dec.isel.ipl.pt

ABSTRACT

A set of physical model tests was run in to characterize the ship's response to different wave conditions going from frequently-occurring conditions up to extreme ones. Several wave heights, periods and directions were generated. The waves around the ship were measured with probes and the movements of the ship were measured with a fiber-optic gyrocompass. Transfer functions are established and compared with numerical ones obtained with the WAMIT model.

1. INTRODUCTION

Sea waves can condition different aspects of harbour activities. Among those related to ships, operating conditions regarding ship manoeuvring at entrance channels or when they are moored at a dock are emphasised. In these cases, it is important not only to characterize the wave field in the ship surroundings but also the ship responses to the forces it is subjected to, whether they are common or extreme.

Numerical modelling is a common tool to characterize the ship response to the incident sea waves but it relies on important simplifications and parametrisation of the complex phenomena involved in the ship-wave interactions. Therefore, numerical models of this kind always lack validation and calibration. It is in this sense that physical modelling does represent an extremely important tool allowing replicating complex physical phenomena in an easier and more controlled way.

With the objective of validating and calibrating a numerical model of the behaviour of a free ship, a set of physical model tests was run to measure the ship movements when subjected to different incident sea waves (regular and irregular) including different wave attack angles. It was also measured the waves around the ship. With the data, it was possible to determine the movement of the ship along its six degrees of freedom and to relate them with the characteristics of the incident sea waves. Transfer functions are established and compared with numerical ones obtained with the WAMIT model. The tests also allowed the characterization of the sea state around the ship.

After this introduction, the paper describes: in section 2, the physical model setup; in section 3, the results and analysis; and finally, in section 4, some final remarks and conclusions are shown.

2. PHYSICAL TESTS SET UP

2.1. Description

The objective of the tests was to characterize the free-surface elevation around a ship and the ship movements along its six degrees of freedom.

Three directions were tested for the incident waves which correspond to the ship being perpendicular, parallel and oblique to the wave front. For each direction, the incident sea-wave conditions (regular and irregular) consisted of 3 different periods (8, 12 and 16 s) and 3 different wave heights (2, 4 and 6 m).

The time-series of generated waves were constructed based on an empirical JONSWAP spectrum to the irregular waves, with duration of 300 seconds. The series of regular waves had a duration of 180 seconds.

For each of the above test conditions, a temporal and spectral analysis of both the free surface elevation and ship movements (along its six degrees of freedom) were made, that were measured by using resistive sensors and fiber-optic gyrocompass, respectively.

The ship, as well as the fiber-optic gyrocompass, is from the CENTEC/IST.

2.2. Experimental Setup

The tests were conducted at LNEC, in a tank of the Ports and Maritime Structures Division of the Hydraulics and Environment Department of LNEC using a wave generator with a 6-meter wave front, Fig.1. The dimensions of the tank are approximately 20 m x 35 m (width x length).

Figure 1. Layout of the experiments.

The ship model, Fig. 1, used in the tests is a scale model at 1:100 of the Esso Osaka, a very large crude carrier. The overall length of the ship model is 3.43 m and its width is 0.54 m. It was weighted at 59.06 kgf on a digital scale. To simulate the condition of the ship being moderately loaded, 8 cubic blocks of concrete – representing a total weight of 150 kgf – were placed inside it. The measuring equipment weights 5.44 kgf hence the total weight of the test model (ship+blocks+equipment) is 214.5 kgf. The positions of the blocks were registered to calculate the center of gravity of the ship.

The ship was placed in the middle of the tank, with its axis parallel – then perpendicular, then oblique – to the wave generator, Fig. 2.

To characterize the free-surface elevation around the ship, 8 resistive probes and a Quantum MX data-acquisition system and software were used for the tests. The 8 resistive probes were positioned as shown in Fig.2 and Fig.3. Probe 1 is used to control the generated sea waves while the other probes are used to characterize the wave field in the ship surroundings. Probes 3 and 4 characterize the waves on both sides of the ship, probes 5, 7 and 8 characterize the waves after they passed the ship and probes 2 and 6 are there to identify waves reflected off the ship. The sampling frequency rate was 50 Hz.

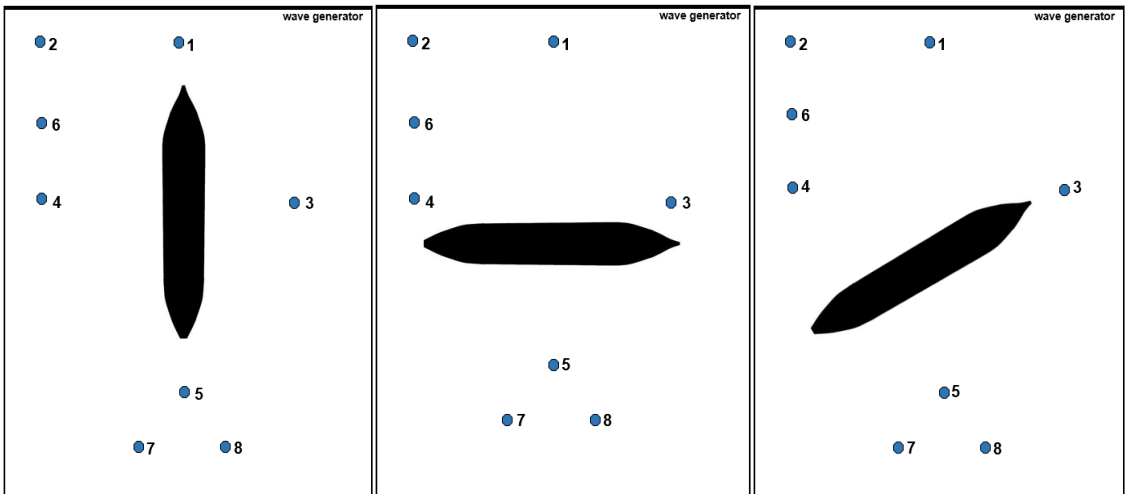
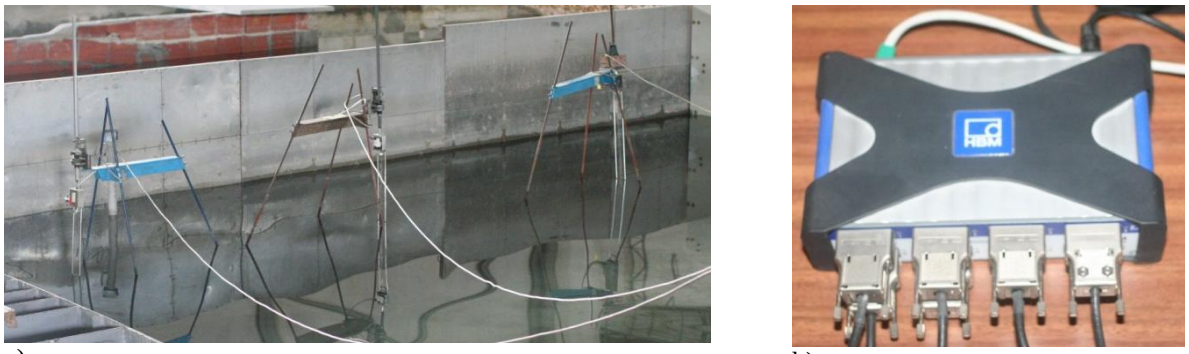


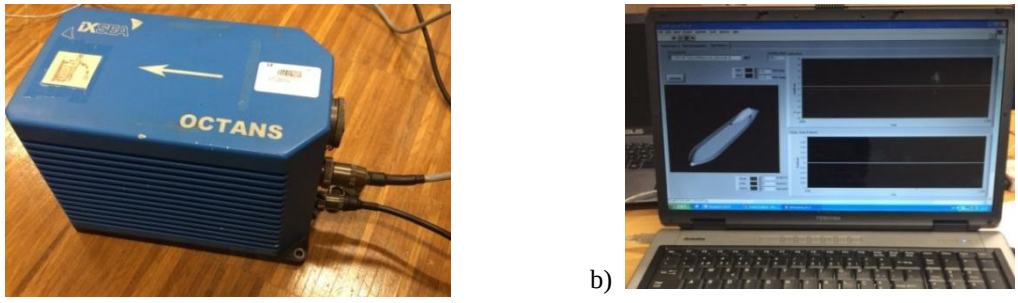
Figure 2. Scheme of the ship positions and the probes layout



a) b)

Figure 3. a) Resistive probe, b) Acquisition equipment: Quantum X (BM MX 840A)

An OCTANS fiber-optic gyrocompass, Fig. 4, was used to measure the ship motions along its 6 degrees of freedom. The gyrocompass is capable of measuring true-heading, roll, pitch, yaw, heave, surge, sway rates of turn and accelerations. The equipment was placed onboard of the ship model as close as possible to the center of gravity (centered as regard to its longitudinal and transversal axis). To synchronize, acquire and store data from the gyrocompass a software architecture was programmed in LABVIEW software. The software architecture consists of several programs loops, communication, real-time monitoring, data saving, etc. The sampling frequency rate was 20 Hz. Fig. 4 shows the fiber-optic gyrocompass and the one of the user interfaces of the developed software, Hinostroza (2014).



a) b)

Figure 4. a) Fiber-optic gyrocompass, b) Data acquisition software window

The tests were carried out using the following procedure:
1) Weighting of the ship based on two points;
2) Weighting and placement of the concrete blocks;
3) Adjustment of the water level inside the tank;
4) Calibration of the resistive probes;

5) Regular waves tests;
6) Irregular waves tests.

Table 1. Wave conditions measured at probe 1

Test	Wave angle of attack (º)	Wave Type	T, Tp (s)	H, Hs (m)
1	180º		7.7	2.3
2			7.7	3.8
3			7.7	4.4
4			15.6	1.8
5		Reg.	15.6	3.5
6			15.6	5.0
7			11.6	1.4
8			11.6	3.1
9			11.6	4.7
10			7.5	2.0
11			7.5	3.9
12			7.7	5.4
13		Irreg.	11.2	4.0
14			11.2	5.7
15			14.8	4.0
16			14.5	6.1

Table 1. (cont.) Wave conditions measured at probe 1

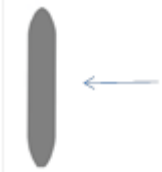
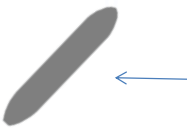
Test	Wave angle of attack (º)	Wave Type	T, Tp (s)	H, Hs (m)
28	90º		15.6	1.7
29			15.6	3.1
30			15.6	4.6
31		Reg.	11.6	1.4
32			11.6	3.1
33			11.6	4.6
34-43			7.7	1.2
17-26		Irreg.	14.9	2.5
27	135º	Irreg.	11.3	2.9
44-46			7.7	1.5
47			11.6	1.2
48			11.6	2.7
49		Reg.	11.6	4.0
50			15.6	1.8
51			15.6	3.5
52			15.6	5.0

Table 1 presents the characteristics (wave period and wave height) and type (regular or irregular) of the waves generated for each test. The duration of the test was 300 s for irregular waves and 180 s for regular waves.

Three wave conditions were chosen to test the repeatability of the results, namely:

- Regular beam waves with θ=90º; T=8 s; H=1.2 m
- Irregular beam waves with θ =90º; T=15 s; H=2.5 m
- Regular bow waves with θ =135º; T=8 s; H=1.5 m

Because of the electronic equipment inside the ship (namely the fiber-optic gyrocompass) the irregular cases had to be limited to large periods for beam and bow waves due to the possibility of water overtopping the ship's hull.

3. RESULTS AND ANALYSIS

3.1. Free surface elevation and ship motions

Measurements were transformed first into prototype values (that is why the maximum abscissa in the graphics of Fig. 5 and of Fig. 7 is around 2000 s), and then were sent through a set of algorithms that operate a spectral analysis and plot both the original time series and spectra for the wave probes and the ship motions (surge, sway, heave, yaw, roll, pitch and yaw). Fig.4 and Fig.5 present the time series of the free surface elevation and the respective spectra for test number 13. Fig. 6 presents the ship motions time series while Fig. 7 presents the power density spectrum of the ship motions.

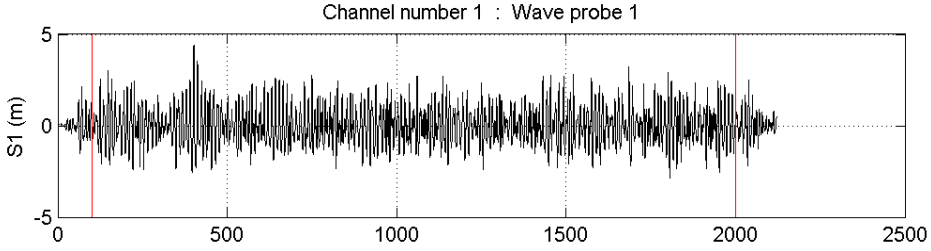


Figure 5. Time series of the wave probe 1 for test number 13

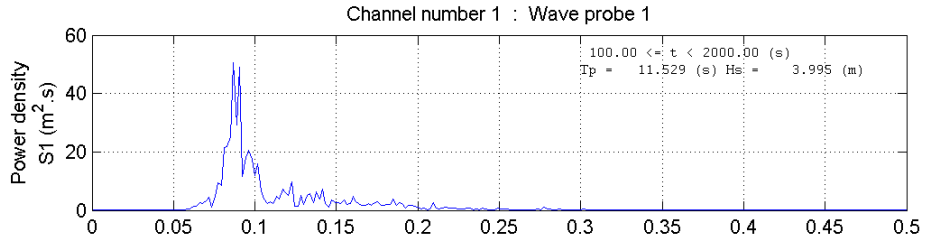


Figure 6. Power density spectrum wave probe 1 for test number 13

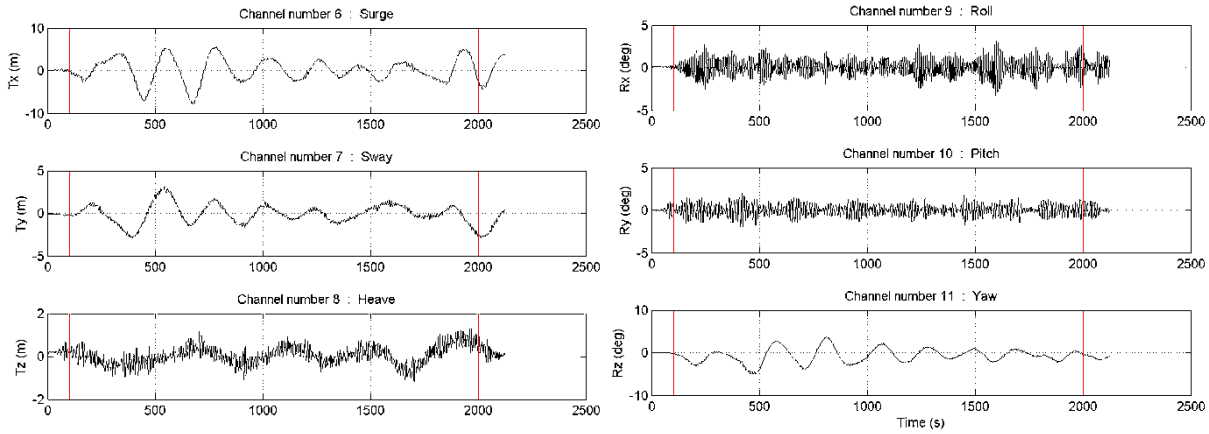


Figure 7. Time series of the ship motions for test number 13

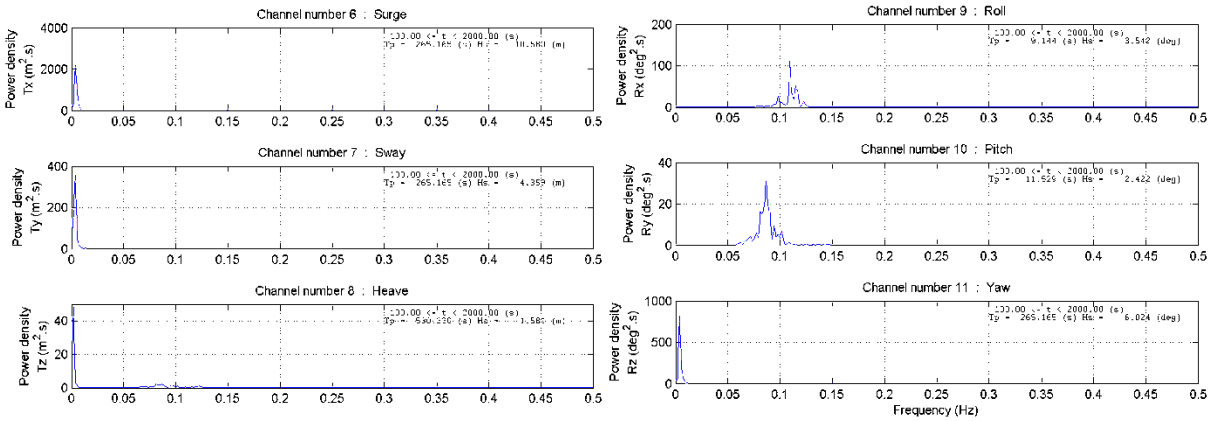


Figure 8. Power density spectrum of the ship motions for test number 13

3.2. Free surface elevation and ship motions

From the measurements of all the tests it was determined the transfer function associated with each test. A transfer function, also known as response amplitude operator (RAOs), is a measure of the effect that a sea state will have upon the motions of a ship. The transfer function is frequency dependent. The ship motions are assumed to be linear, and the transfer function is given by:

$$TF(\omega) = \frac{x(\omega)}{H_{s1}(\omega)} \tag{1}$$

where x is a degree of freedom (e.g. a vector of rigid body motions) and H_{s1} is the wave height measured at probe s1. The phase shift between the excitation and the ship motions is not considered in this work, therefore only the absolute value of the transfer functions is considered:

$$\mathrm{x} = \left[\mathrm{H_{Tx}}, \mathrm{H_{Ty}}, \mathrm{H_{Tz}}, \mathrm{R_x}, \mathrm{R_y}, \mathrm{R_z}\right] \tag{2}$$

H_{Tx} and H_{Ty} components are a result of the Fourier transform of the time series of the wave height measured in probe s1 and the movements time series from which the significant wave height and motion amplitude is extracted, respectively.

WAMIT numerical model results are also presented and compared to the experimental results. WAMIT (Korsemeyer *et al.* 1988) solves in the frequency domain, using a panel method, the radiation and diffraction problems associated to the interaction between incident waves and a free-floating body to obtain frequency domain added masses, damping coefficients and transfer functions. The ship's hull was discretized with 6037 panels, Fig.8. Frequencies ranging from 3.67 Hz to 628.31 Hz were simulated.

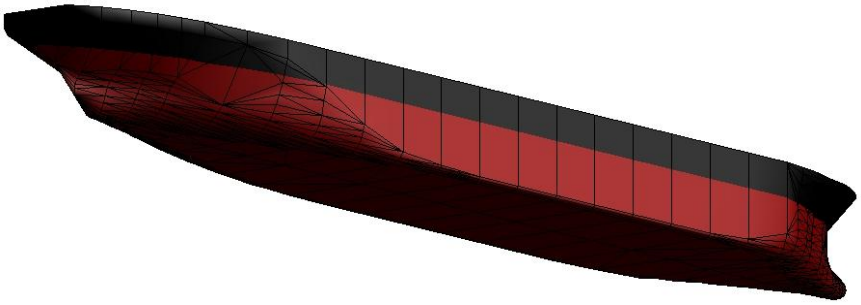


Figure 9. Discretization of the ship's hull in panels.

Fig. 10 to Fig. 12 present the transfer functions (experimental and numerical) for all regular incident waves for the six ship movements. In those figures, there is a black continuous line corresponding to the computed transfer function for the assumed angle between the ship longitudinal axis and the wave propagation direction, whereas the dashed lines represent the computed transfer functions for variations of some degrees in that angle. This analysis permits to infer about the uncertainty of the actual wave attack angle in the experimental tests.

For beam waves (90º), surge and roll transfer functions obtained experimentally fit very closely the numerically obtained curve. Yaw is under predicted compared with the numerical results. Sway, heave and pitch, in average, fit well with the numerical simulation.

For bow quartering waves (135º), surge and roll transfer functions have the best fit to the numerical results. Heave is under predicted compared with the numerical results as well as pitch and yaw rotation movements, especially for the smaller frequency. All movements, on average, fit fairly well the numerical simulation.

For head waves (180º), the surge, sway and yaw transfer functions obtained experimentally fit very closely the numerically obtained curve. Heave is underpredicted when compared with the numerical results. Roll has a wide range of RAO for the same frequency but, in average, it fits the numerical simulation.

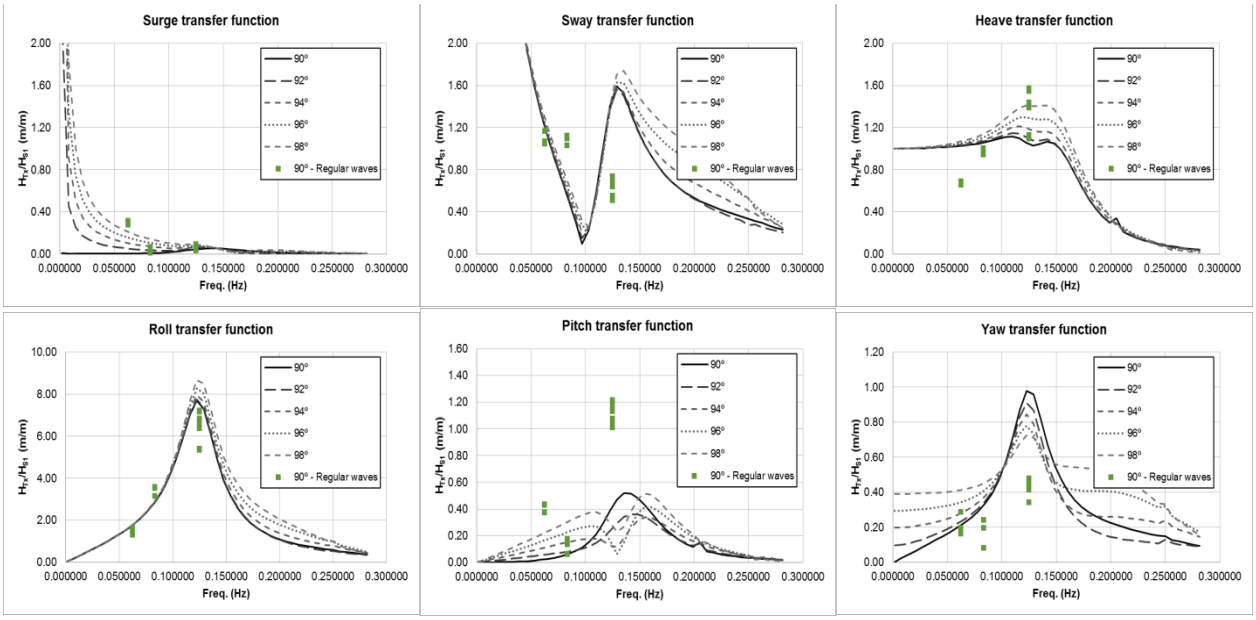


Figure 10. Regular waves transfer functions for beam waves (90º).

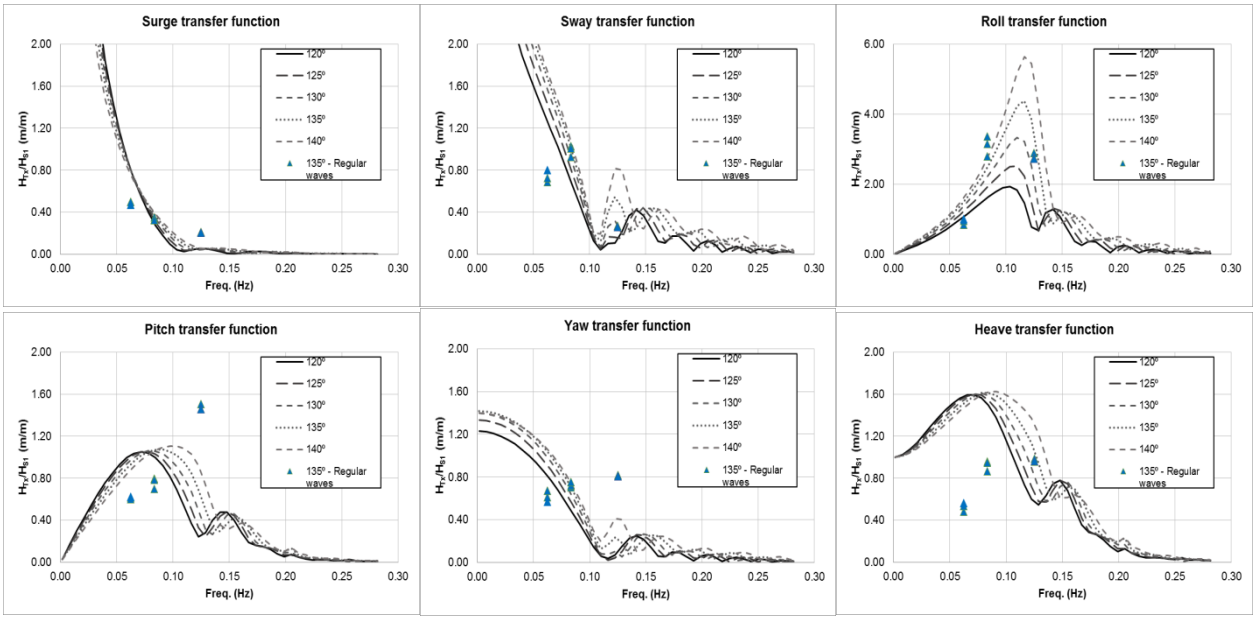


Figure 11. Regular waves transfer functions for bow waves (135º).

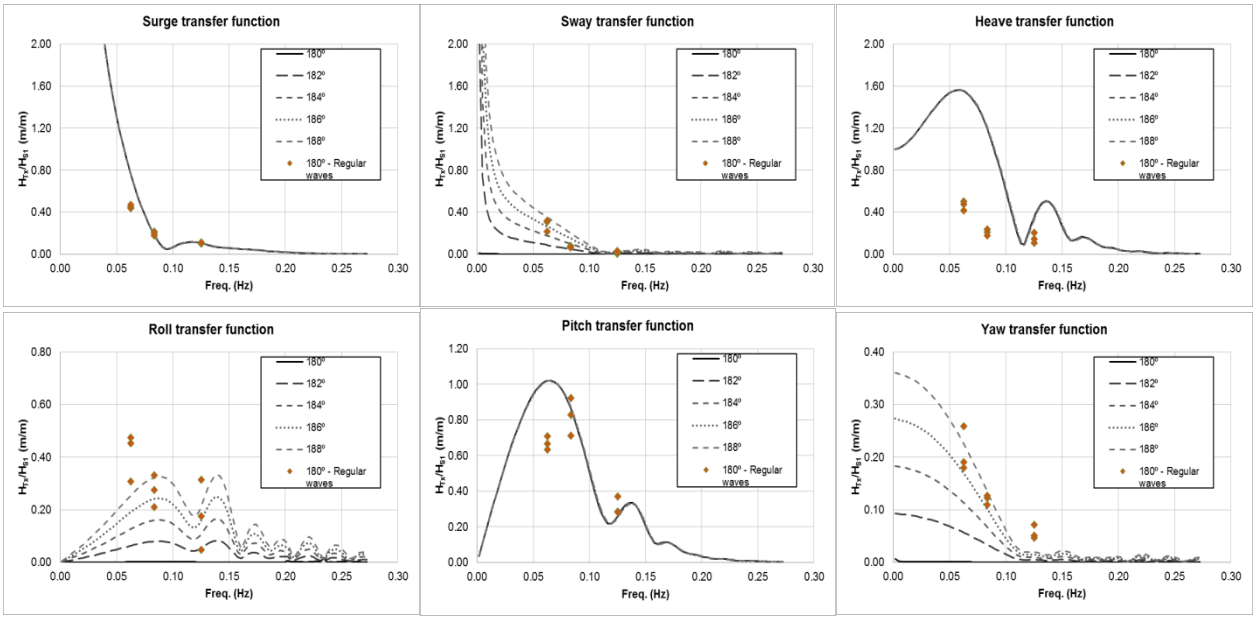


Figure 12. Regular waves transfer functions for head waves (180º).

Each of the dots in the above figures represent one test. For the same wave frequency, three different wave heigths were generated. That is why three dots appear aligned in the same frequency. In order to analyse the variation of results in terms of wave heights, Fig. 13 presents for the head waves (180º) cases, the comparison between the motion amplitude registered in the physical tests and the one obtained with the linear transfer function from WAMIT model. Each frequency is now represented by a different color.

For surge and heave movement, the angle variation does not affect significantly the amplitude of the motion, as can be seen in fig. 12. Whereas sway and yaw modes are activated if the angle of attack is slightly off. For this reason, based on the Fig.12, a deviation of 6º from the targeted angle is considered to best fit experimental results.

The variation of motion amplitudes, assumed to be linear, is in fact very close to a linear function in all cases. Despite that, higher frequencies are better estimated than lower ones.

Surge and Heave have mostly lower amplitudes than the numerical model would predict.

Sway and Yaw (that in perfect conditions would be null) are effectively well predicted by the numerical model if an offset of about 6º is introduced.

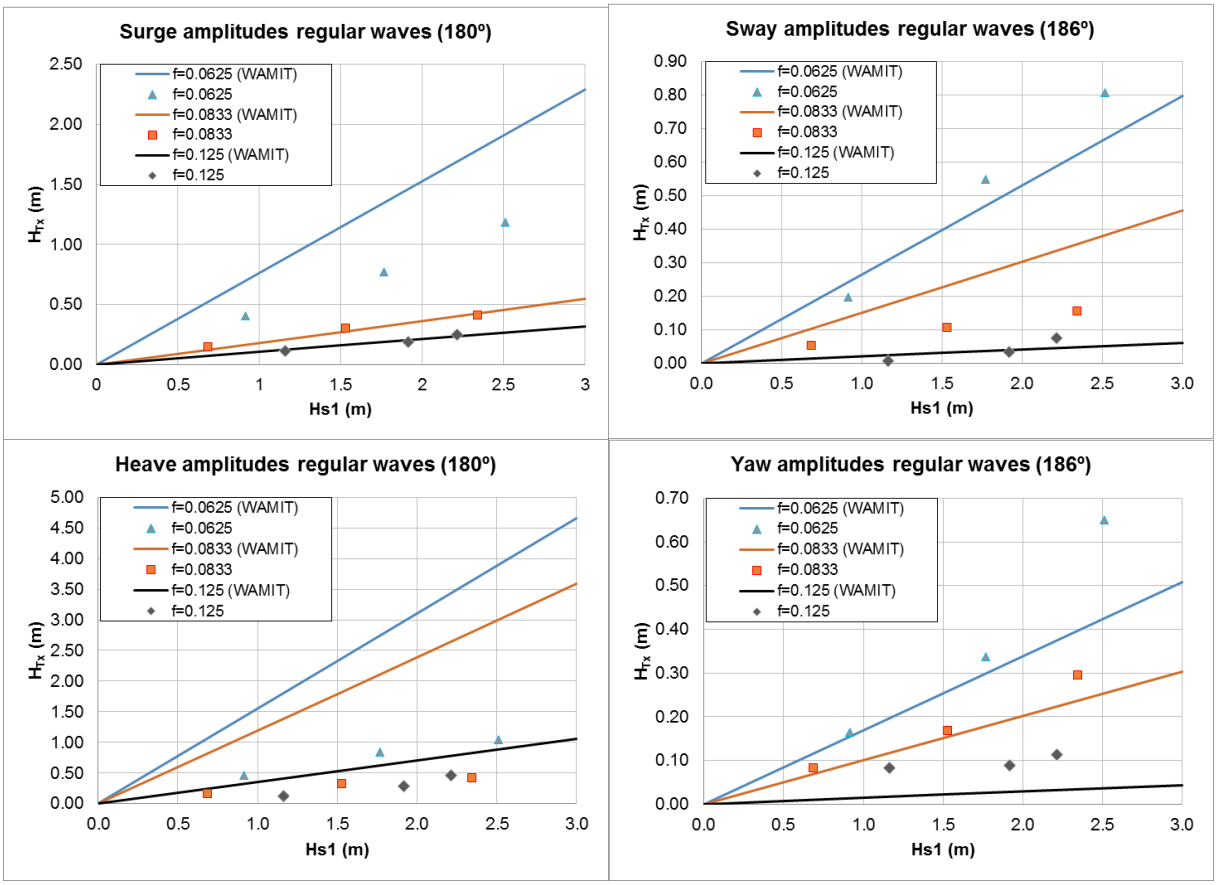
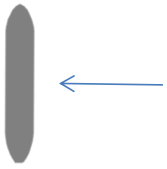
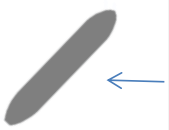


Figure 13. Regular waves motion amplitudes for head waves (180º).

Some of the tests where repeated several times to assess the repeatability of the experimental results. In Table 2 the mean values and standard deviations of these repetitions are presented as well as the standard error with respect to the mean value.

Table 2. Repeatability of Results: Transfer functions (HT/Hs1) or (R/Hs1).

Test	Wave angle of attack (º)	Type	Mode	N. tests	Mean	Min.	Max.	Std dev.	Std. Error
17-26	90º 	Irreg	Surge	10	1.58	1.48	1.75	0.09	6%
			Sway	10	1.52	1.35	1.72	0.11	7%
			Heave	10	1.75	1.62	1.91	0.10	6%
			Roll	10	2.50	2.42	2.60	0.06	2%
			Pitch	10	0.16	0.14	0.18	0.01	8%
			Yaw	10	0.38	0.34	0.51	0.05	14%
34-43		Reg	Surge	10	0.08	0.03	0.09	0.02	23%
			Sway	10	0.64	0.51	0.74	0.08	13%
			Heave	10	1.35	1.09	1.57	0.18	13%
			Roll	10	6.36	5.33	7.21	0.73	11%
			Pitch	10	1.12	1.01	1.21	0.07	6%
			Yaw	10	0.44	0.34	0.48	0.04	9%
44-46	135º 	Reg	Surge	3	0.21	0.20	0.21	0.00	2%
			Sway	3	0.27	0.26	0.27	0.00	2%
			Heave	3	0.97	0.96	0.99	0.01	2%
			Roll	3	2.79	2.73	2.90	0.09	3%
			Pitch	3	1.47	1.46	1.51	0.03	2%
			Yaw	3	0.81	0.81	0.82	0.01	1%

For the tests that were repeated, the variation of results is not significant, mostly less than 10%. Irregular waves show less variability. Wave obliquity with the longitudinal axis of the ship also leads to less variability of results. In fact, when there is some degree of symmetry (as in the cases of 180º and 90º angles of attack) experimental biases and unpredictability have a larger impact on the expected results.

4. CONCLUSIONS

In this paper, a set of physical model tests was performed to characterize the ship's response to different incident wave conditions (regular and irregular), including different angle attacks. For each wave condition, the free surface elevation around the ship was measured with resistive wave gauges while the movements of the ship were measured with a fiber-optic gyrocompass. Transfer functions are established and compared with numerical ones obtained with the WAMIT model.

Surge and roll are the most important movements and are the ones that have the best fit to the numerical simulation, for all the tested conditions.

The variation of motion amplitudes, assumed to be linear, is in fact very close to a linear function in all cases. Despite that, higher frequencies are better estimated than lower ones.

Surge and heave movement have mostly lower amplitudes than the numerical model would predict and the angle variation does not affect significantly the amplitude of the motion.

Sway and Yaw are well predicted by the numerical model if an offset of about 6º is introduced.

Consequently, one can say that oblique waves are better reproduced in experimental tests because the errors and biases associated to laboratory introduce effects on all the movements of the ship perfect symmetry are very difficult to reproduce in the lab.

5. ACKNOWLEDGEMENTS

The financial support from FCT, through project "M&M Ships - Maneuvering & Moored Ships in Ports. Physical and numerical modelling." reference PTDC/EMSTRA/5628/2014 is acknowledged.

6. REFERENCES

Korsemeyer, F.T., Lee, C.-H., Newman, J.N. and Sclavounos, P.D., 1988. "The analysis of wave effects on tension-leg platforms", 7th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Houston, Texas, pp. 1-14.

Hinostroza, M. A., 2014. "Parametric Estimation of the Directional Wave Spectrum from Ship Motions". Thesis to obtain the Master of Science Degree in Naval Architecture and Marine Engineering. Instituto Superior Técnico.

7. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.

VII SEMENGO
Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica

VII SEMINAR and WORKSHOP in OCEAN ENGINEERING

Rio Grande, November 23rd to 25th, 2016

WARNING SYSTEM FOR NAVIGATION AND MOORED SHIPS IN PORTS

Pinheiro L.V.[1], Santos J.A.[2,3], Fortes C.J.E.M.[1], Lopes P.[1], Poseiro P.[1]

[1] LNEC - National Laboratory for Civil Engineering
Av. Do Brasil, 101, 1700-066 Lisboa, Portugal
e-mail: lpinheiro@lnec.pt, jfortes@lnec.pt, plopes@lnec.pt, pposeiro@lnec.pt
[2] ISEL - Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Instituto Politécnico de Lisboa
R. Conselheiro Emídio Navarro 1, 1959-007 Lisboa, Portugal
[3] CENTEC - Centre of Marine Technology and Ocean Engineering
Instituto Superior Técnico. Avenida Rovisco Pais. 1049-001 Lisboa, Portugal
e-mail: jasantos@dec.isel.ipl.pt

ABSTRACT

This paper describes the SWAMS ALERT system, a forecast, warning and risk assessment *system associated with navigation and mooring of ships in port areas. This system is based on HYDRALERTA, a previously developed system for overtopping and flooding in coastal and port areas. The basic idea is to use 72-hour sea waves' forecasts (short-term analysis) or long time series of historical data (long-term analysis) and simulate their effect on ships, either in port approach maneuvers or when they are moored inside.*
This modular system consists of four modules: I – Sea waves characteristics; II - Navigation and mooring in port areas; III - Risk assessment and IV - Warning System. The system is being developed using Python scripts and implemented on a fully interactive user-friendly web platform.
The system prototype is being tested on the port of Praia da Vitória, in the Azorean island of Terceira. This test case is illustrated in this paper and shows some of the system capabilities.

1. INTRODUCTION

The risks associated with navigation and mooring of ships are a major concern for port and maritime authorities. Sea waves can disturb and even disrupt port activities such as ship maneuvers and loading and unloading operations. In fact, excessive ship motions due to waves can put at risk the safety of people, goods, port infrastructures and the ships themselves.

Thus, the development of support tools that help prevent emergency situations and minimize risks associated with sea wave effects on ships is essential for correct planning and integrated management of port areas.

In this context, LNEC has been developing a forecasting, warning and risk assessment system for overtopping and flooding events in coastal and port areas, called HIDRALERTA (Fortes *et al.*, 2013, 2015; Poseiro *et al.*, 2014; Sabino *et al.*, 2014, 2015). This system is already in operation at the port of Praia da Vitória, in the Azorean island of Terceira and in the Costa da Caparica area, Almada.

To extend the functionality of this system to the forecast, warning and risk assessment of dangerous events associated with the navigation in port areas and the behavior of moored ships, a new system called SWAMS ALERT (Pinheiro *et al.*, 2013) is under development and it has been applied to the Praia da Vitória test case.

The SWAMS ALERT system uses measured and forecast sea wave characteristics to determine its effects in terms of excessive vertical movement of a maneuvering ship that enters or leaves a harbor basin or in terms of forces on mooring lines and fenders as well as of motions of a ship moored at a quay. To do so, the system uses a set of numerical models. The comparison of the computed values of the relevant variables with pre-set maximum values enables:

i) Real-time evaluation of possible emergency situations or when the safety of port operations is at risk and to issue warnings to the competent authorities. Thus, port authorities can promote, in advance, a set of actions to prevent such emergency situations or to mitigate their consequences;

ii) Issuing warnings to the port stakeholders.

iii) Construction of risk maps, considering long time series of measured or forecast sea waves or predefined scenarios associated with climate change or extreme events. Those risk maps enable port authorities to perform a long-term planning and management of port areas.

The system consists of four modules: I – Sea waves characteristics; II - Navigation in port areas; III - Risk assessment and IV - Warning System. The system is being developed using Python scripts and implemented on a fully interactive user-friendly web platform.

Although the SWAMS_ALERT is a forecast, warning and risk assessment system, in the present paper only the forecast and warning functionalities of the system are described. So, after this introduction, the paper describes three modules of the SWAMS ALERT system (I, II and IV) (section 2) and illustrates the application of this system to Praia da Vitória's port, Terceira, Azores Islands (section 3 and 4). Section 5 presents some final remarks on the work.

2. SWAMS ALERT SYSTEM

The system consists of four modules as depicted in Figure 1:

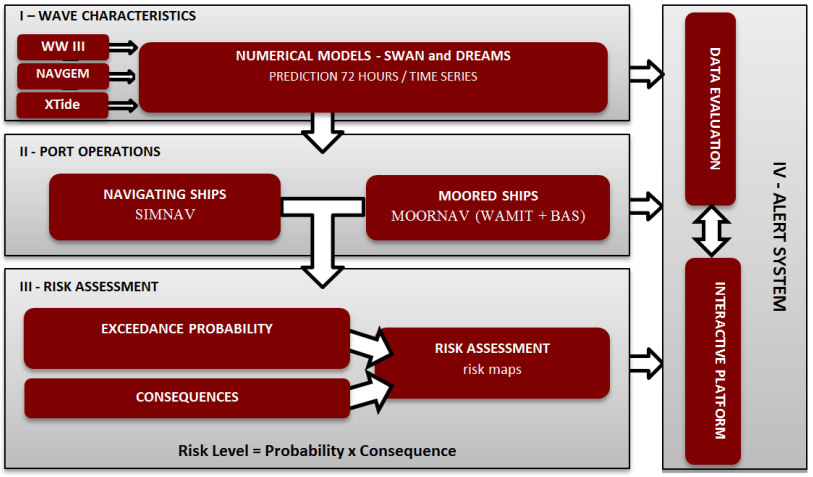


Figure1. Architecture of the SWAMS ALERT system.

2.1 Module I – Sea Wave Characteristics

The purpose of this module is to evaluate sea-wave characteristics - the significant wave height (Hs), wave period (average, Tm, or peak, Tp) and average direction (ɵ) - along its propagation from offshore up to coastal and port areas. These sea wave characteristics can be forecast 72 hours in advance (with results every 3 hours) or can be obtained from historical data.

The sea-wave characteristics along the coast or within a port can be obtained by means of one or more numerical models for sea-wave generation and propagation. The type and number of numerical models to be applied depend on the study region characteristics (for example, its size) and on the phenomena involved in the sea-wave propagation.

In the SWAMS ALERT system, the following models for sea-wave propagation are used: regional wave forecast model WAVEWATCH III, WW III, (Tolman, 1999); nonlinear spectral wave generation and propagation model SWAN (Booij *et al.*, 1999); and linear wave propagation model for sheltered areas DREAMS (Fortes, 2002). The wind data at regional scale required to run WW III and SWAN models are available through the NAVGEM model (Whitcomb, 2012).

Regarding the warning system, 72-hour sea wave predictions provided by WW III model are used, and transferred to the SWAN model and ultimately to the DREAMS model. Thus, sea-wave characteristics can be

forecast 72 hours prior to their occurrence at the point of interest in the study area, in terms of Hs, Tm or Tp, and ɵ. For the definition of sea level, predictions of astronomical tide obtained by XTide software are used (Flater, 1998).

2.2 Module II – Port Operations

Module II deals with two potential hazards related to port operations: maneuvering and moored ships. Excessive movement, particularly in the vertical plane, when a ship maneuvers to enter or leave a port can lead to emergency situations. The same applies to excessive moored ship motions, although restricted by the mooring system, that can lead to interruption of loading and unloading operations but also to increased risk of rupture of a mooring system element (mooring line or fender) or ship collision with port infrastructure. At this stage, only the evaluation of the risk associated to excessive moored ship motions is implemented in the SWAMS ALERT system.

The determination of the ship's movement moored to a berth subject to incident agitation is performed using the numerical package MOORNAV, Santos (1994). It is essentially two numerical models and a set of routines that makes the connection between them:

- WAMIT, Korsemeyer *et al.* (1988), which resolves, in the frequency domain, radiation and diffraction problems of the interaction of a free-floating body with the sea waves incident on it;
- BAS, Mynett *et al.* (1985), which assembles and solves, in the time domain, the equations of motion of a ship moored at the berth, by considering the time series of the forces due to the incident waves on the ship, the impulse response function of the ship and the constitutive relations of mooring system components (mooring lines and fenders).

The WAMIT model, Korsemeyer *et al.* (1988), was developed at the Department of Ocean Engineering of the Massachusetts Institute of Technology and uses a panel of method for solving in the frequency domain radiation and diffraction problems of a free-floating body. This model is based on the second Green identity to determine the intensity of the source and dipole distributions in the panels used in discretization of the hull's wetted surface. With these distributions, it is possible to generate the harmonic potential of the flows associated to radiation and diffraction problems of the ship interaction with waves when the ship is placed in a constant depth, horizontally unbounded region.

In the diffraction problem, the forces along each of the six degrees of freedom of the ship motion are determined for regular incident waves that hit a ship that is held motionless whereas in the radiation problem it is the ships that oscillates in otherwise calm water. In this case, it is the forces in phase with the ship accelerations and velocity – respectively, the so-called added mass and damping - that are evaluated.

Before using the BAS model, the radiation problem results are used to determine the so-called impulse response functions or retardation forces - i.e. the time series of the forces along each degree of freedom after the impulsive motion of the ship along the same or another degree of freedom in otherwise still water – as well as the added masses for infinite frequency – the forces associated to the flow acceleration around the hull.

The BAS model uses the impulse response, the mass (including added mass) and hydrostatic restoration matrices, together with the time series of the forces exerted by the waves on the ship and the constitutive relations of the mooring system elements (mooring lines and fenders) to set up the equations of motion of the moored ship. The solution of such equations are the time series of the motions of the ship's center of gravity as well as of the efforts in the mooring system elements.

Summing up, to apply the WAMIT and BAS models, knowledge of the ship characteristics is needed, together with the physical representation of the harbor borders and its surroundings that may directly or indirectly have some influence on the sea-wave field that acts on the ship, as well as of the characteristics of the mooring system and of the sea-waves incident at the boundary of the study domain.

2.3 Module IV - Warning System

The warning system (Sabino *et al*., 2014, 2015, Lopes *et al*. 2016) consists of two components: data evaluation and user interaction.

In the data evaluation component, the system includes all relevant information for dangerous events identification and warning. This information consists of: the topography and bathymetry of the area; sea-wave forecasts and the characteristics of the berth and of the ship moored at the study area. Pre-set limits to the moored ships motions are defined to ensure the minimum operational conditions and the safety of the port terminal (PIANC, 1995). Safety limits can and should also be defined for the maximum forces in the elements (mooring lines and fenders) of the mooring system of the studied ship, since their breakage may lead to considerable damage. These limits are based on the characteristics of the ship and of its mooring lines and fenders. The warning signal is triggered when such thresholds are exceeded.

The results generated by the data evaluation component take different forms, namely, graphs, maps and reports. These are then transmitted to the user interaction component to allow the assessment of the situation.

The user interaction component is embodied in a Web application, in which all the warning system is parameterized. The web platform was created to allow viewing and analysis of results through user-friendly features, such that the results are easily read by the common user. This platform contains of a set of features that pass through the display of forecasts obtained by the system for each of the numerical models used as well as, and mainly, warning maps that highlight the range of endangered activities.

In the Web platform, the results generated by the different numerical models are presented in various formats. All relevant results are presented statically through images, to be quickly and easily readable, even when the user has a limited or poor access network.

3. CASE STUDY: THE PORT AND THE BAY OF PRAIA DA VITÓRIA

The bay and the port of Praia da Vitória are located on the east coast of Terceira Island, one of the nine islands of the Azores archipelago (Figure 2).

The bay coastline is characterized by the existence of a seawall and a groin field, with five groins, in the central area in front of the existing gap between the jetties, rooted on the front defense. These have different lengths and are deployed parallel to the direction of WSW-ENE.

The bay is protected by two breakwaters: the so-called north breakwater, which is 560 m long and houses the port facilities to support the Lajes Air Base; and so-called south breakwater, which is 1300 m long and has a curved planform and houses the port facilities of the commercial sector and fisheries. This port is the second largest Azorean port infrastructure being surpassed only by the port of Ponta Delgada, in what concerns the volume of ship and goods movements.

Benefiting from the shelter provided by the North breakwater, a marina was built by the Praia da Vitória Municipality, in the late 1990s, between Prainha and Praia Grande. It has about 210 berths, a reception pier and supporting infrastructure.

Figure 1. Aerial view of the bay and port of Praia da Vitória.

4. APPLICATION OF THE SWAMS ALERT SYSTEM

The application of SWAMS ALERT system to the port of Praia da Vitória is made every day and allows the prediction, 72 hours in advance, of sea-wave effects in terms of moored ships movements docked at the main berth (Berth 12).

4.1 Module I – Wave Characteristics

To characterize the sea waves (Hs, Tm, Tp, ɵ) off Praia da Victoria, the system uses, once a day, the WW III sea-wave predictions, for 72 hours with a 3-hour interval, which are provided by The Fleet Numerical Meteorology and Oceanography Center (FNMOC). For study area, the WW III model data is available with a resolution of 1º, since September 2003. The regional wind data required to run the SWAN model are also available from FNMOC through NAVGEM model (Whitcomb 2012), whereas the tidal data is provided by the XTide model. This is one astronomical tide prediction model that has tide information from 1700 to 2100. For example, Figure 2 presents one layout generated by the system for the WW III data, Hs and ɵ.

Given the WW III model results one selects the values that are closer to Terceira Island which can represent the boundary conditions for sea-wave propagation models to be used then. These values are transferred into the bay and port of Praia da Vitória using two models for sea-wave propagation and deformation: the SWAN model and the DREAMS model. The use of models and their application conditions are described in Neves *et al.* (2012) and Poseiro *et al.* (2014). Figure 2 presents the type of layouts generated by the warning system for the SWAN and DREAMS model results, Hs and ɵ.

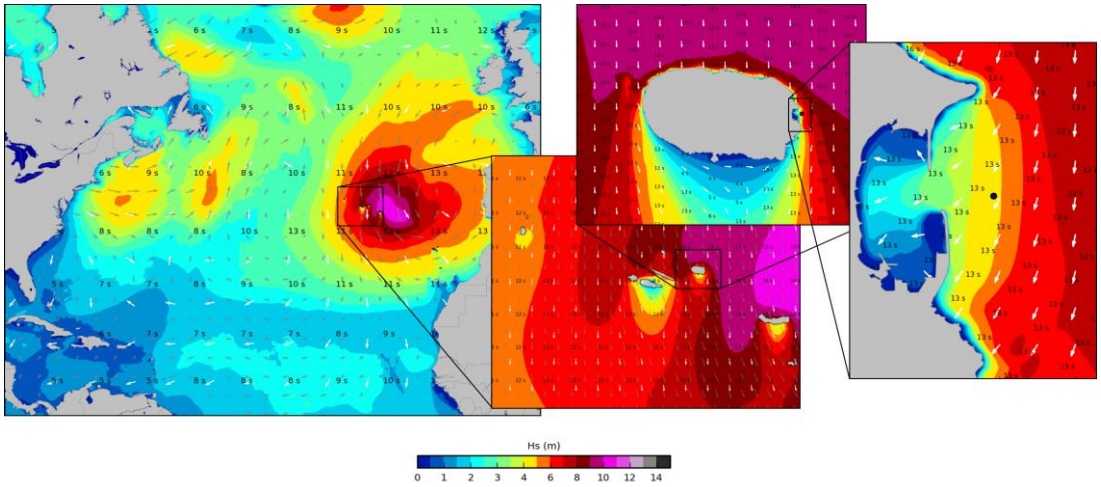


Figure 2. Example layout generated by the system for the WW III data (left), SWAN model (center) and DREAMS model (right), Hs and ɵ.

4.2 Module II – Port Operations (moored ship)

For the first application of this module it was chosen a ship and berth in the container terminal of the Praia da Vitória port. For the application of WAMIT and BAS models, it is necessary to define the characteristics of the vessel and mooring system. The methodology is described in Pinheiro *et al.* (2013).

Figure 3. Container terminal of Praia da Vitória port.

The studied ship is a generic container with a displaced volume of 12,717 m3, a length in the floating area of 120 m, a beam of 19 m and a draft of 8 m. The hull form was discretized with 3464 rectangular and triangular panels as shown in Figure 4. It was considered that the vessel was placed on a horizontal area whose water depth was 10 m.

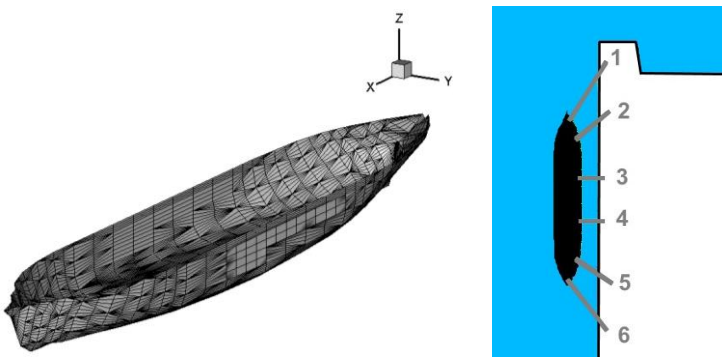


Figure 4. Hull paneling of the simulated vessel (left). Mooring system configuration (right).

Figure 4 shows the mooring system configuration in which the ship is moored to the berth by 6 mooring lines (1 lay line at bow and another at stern, two spring lines and two breast lines). The contact between the ship and the quay is prevented by five pneumatic fenders. The same constitutive relations were considered for all mooring lines: linear range from 0 kN to 931 kN maximum load which corresponds to an elongation of 8%. The constitutive relations for the fenders is also linear with a maximum compression force 4900 kN for a deflection of 1 m.

For each sea-wave condition identified in module I the time series of the sea-wave forces exerted on the ship can be determined. With that information and the above mentioned constitutive relations, as well as with the free ship impulse response function matrix, its infinite frequency added mass matrix and the ship mass matrix and hydrostatic restoration matrix, it is possible to set up the moored ship motion equations. The solution of these equations provides the time series of the motions at the center of gravity of the ship and of the efforts on the mooring system elements.

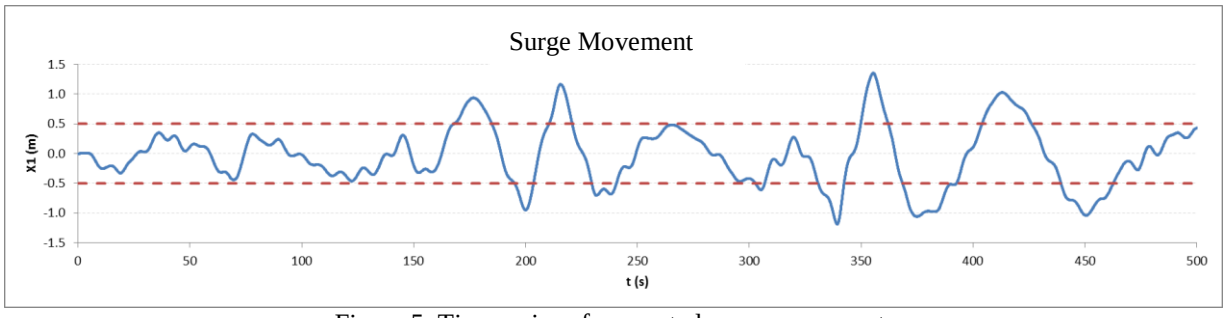


Figure 5. Time series of computed surge movement.

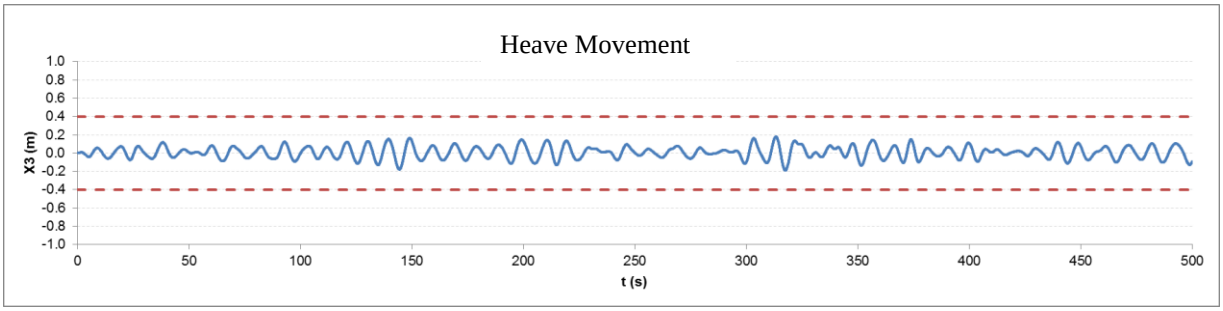


Figure 6. Time series of computed heave movement.

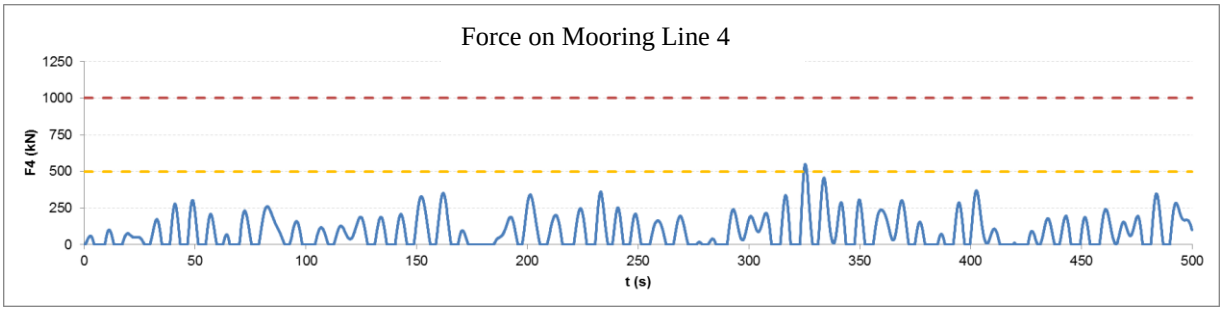


Figure 7. Time series of computed force on mooring line 4.

In this case pre-set limits established were the following:

- Surge amplitude of 1m (from -0.5m to 0.5m);
- Heave amplitude of 0.8m (from -0.4m to 0.4m);
- 50% of Maximum Breaking Load (MBL) approximately 500kN;
- 100% of MBL approximately 1000kN.

4.3 Module IV - Early warning system

The Web platform displays for each day the forecast results obtained by the system for the several numerical models (WW III, SWAN and DREAMS), for the 72 hours in advance, with a 3-hour interval. An example of SWAN and DREAMS layouts is presented in Figure 8.

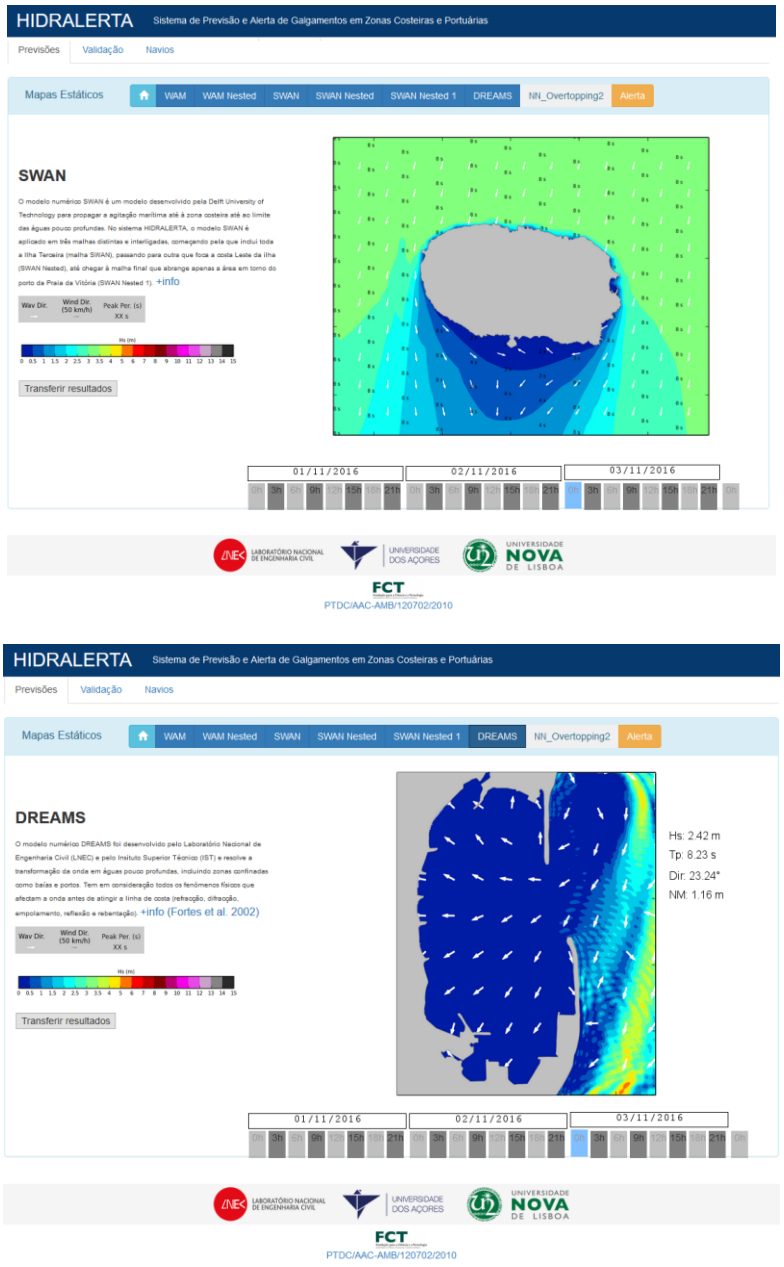


Figure 8. Layout of the SWAN (up) and DREAMS (bottom) warning map generated by the system.

The Web platform allows also to view the sea-wave characteristics close to the ship position, the maximum values of the surge, sway and yaw motion, as well as of the efforts in the mooring lines (Figure 9 and Figure 10).

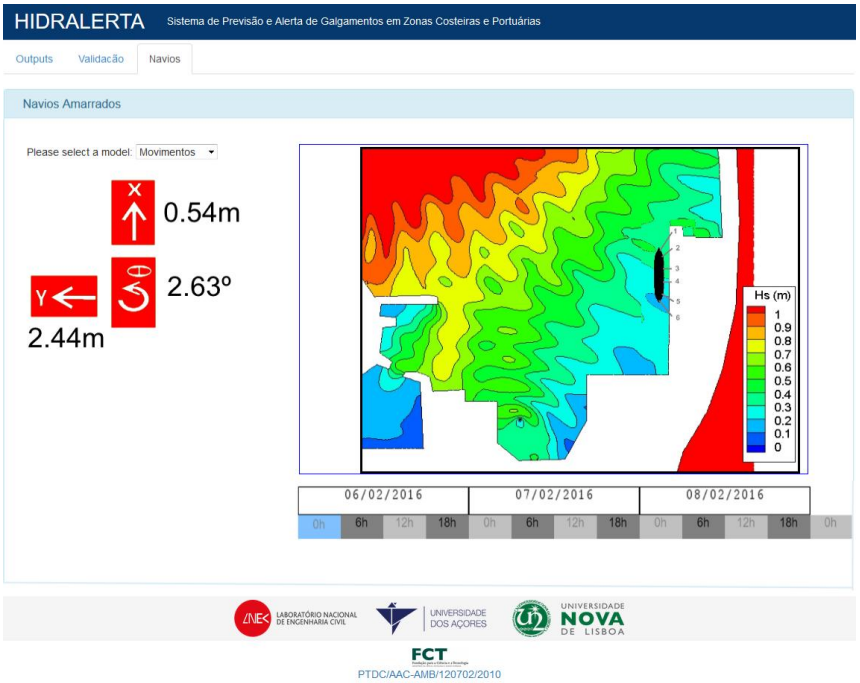


Figure 9. Layout of the ship-motion warning map generated by the system.

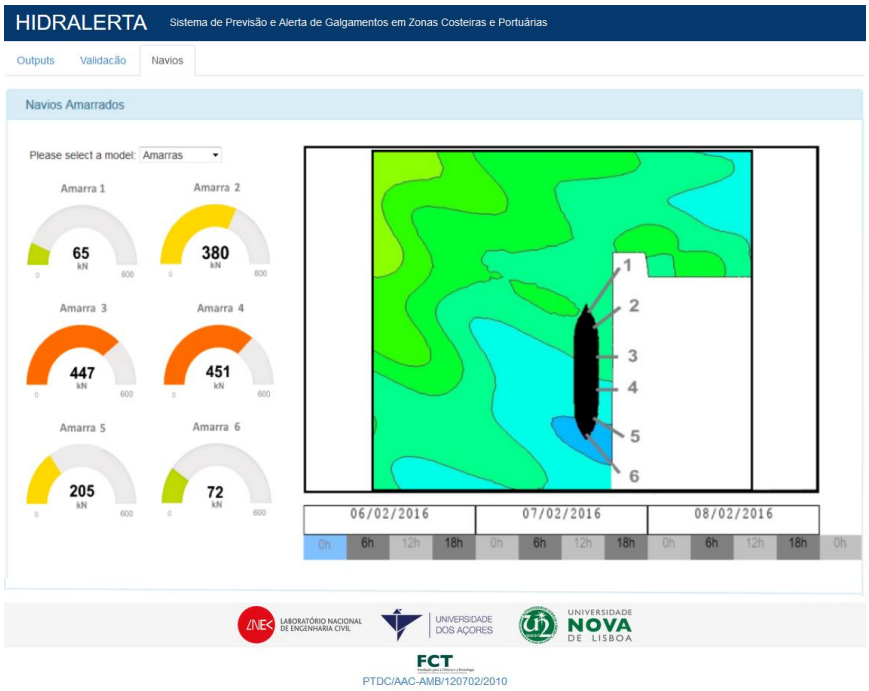


Figure 10. Layout of the mooring line forces warning map generated by the system.

You can also view the warning levels issued for the study area in a specific date and time.

Warning levels are set following an a priori analysis of the maximum values for the ship movements and for the efforts in the mooring system elements, considering their consequences for the loading and unloading activities and the safety of people, goods and the ship. Several organizations concerned with maritime and port activities have issued recommendations to limit wave heights, the velocity amplitudes of ship motions as well as the tensions in the mooring system elements (OCIMF, 1992, PIANC 1995). The adopted values in this paper are based on the PIANC (1995) recommendations but they can be set case by case considering each port administration internal criteria and rules.

The limits to horizontal, vertical or rotational movements depend on the associated consequences. PIANC organization has established working groups issuing regular reports with recommendations on moored ships maximum movements, Table 1. There are operational limits, Table 1, above which the cargo handling is conditioned or even impossible and safety limits, above which there is a risk to people, property or the structures, Table 2.

Regarding the limits on the mooring system forces, OCIMF recommends that they must be distributed evenly by each mooring line and not exceed 55% of Maximum Breaking Load (MBL).

Table 1 - Maximum recommended movement amplitude for safe loading / unloading (PIANC 1995).

Type of vessel	Surge	Sway	Heave	Roll	Yaw
	(m)	(m)	(m)	(°)	(°)
Tanker	2.5	2.0	1.5	4.0	2.0
Container	0.5	0.3	0.4	1.5	0.5
RO / RO	0.3	0.2	0.1	-	-

Table 2 - Maximum recommended movement velocities for moored ship safety (fishing, ferries and RO / RO) (Elzinga *et al.*, 1992).

Size of the vessel (DWT*)	Surge	Sway	Heave	Roll	Yaw
	(m/s)	(m/s)	(m/s)	(s)	(s)
1000	0.6	0.6	-	2.0	2.0
2000	0.4	0.4	-	1.5	1.5
8000	0.3	0.3	-	1.0	1.0

*DWT – Dead Weight Tonnage

Recently, a PIANC working group updated the guidelines for the maximum movements of moored container ships that ensure efficient unloading operations (PIANC, 2012). In that report, it was concluded that for large container ships, limiting the surge motion is essential, since the cranes have limited translation margins. The same report states that when the surge motion is kept within the prescribed limits, the motion along the other degrees of freedom, eventually, are also within acceptable limits.

At this first phase, the different warning levels have the following meaning:

- Green (0) - No danger;
- Yellow (1) - Freight activity and loading and unloading operations conditioned;
- Red (2) - Maximum warning level. Loading and unloading operations cannot be performed. Possibility of breakage of mooring system elements. The infrastructure can be seriously damaged.

It should be noted that the system validation for this port is an ongoing process. So far, the system validation for module I was performed (Neves, 2013), using data from the wave buoy of Lisbon´s Port Authority. Module II validation is to be carried out during this winter.

5. FINAL REMARKS

Currently, the SWAMS ALERT system has already in operation all the necessary elements to issue real-time warnings, but there are still some aspects to be improved, especially in module IV, in what concerns the definition of warning levels to be considered.

Future work necessarily involves the validation of the system, including modules II and IV, with the collaboration of local authorities and the use of historical data, to ensure system reliability. Further, it is important to develop a table of consequences with operational costs associated with vessels.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

This work is a contribution from HIDRALERTA project "Forecasting System and Flood Warning in Coastal and Port" (PTDC/AAC-AMB/120702/2010) and M&MSHIPS project “Maneuvering & Moored SHIPS in ports” (PTDC/EMSTRA/5628/2014) funded by the Foundation for Science and Technology. The authors thank the

collaboration of all the elements of local authorities (Municipality of Praia da Vitoria, Azores Ports, Regional Service of Civil Protection and Fire Azores) for the project.

7. REFERENCES

Booij, N., Ris, R.C., Holthuijsen, L.H. (1999). A third-generation wave model for coastal regions, Part I, Model description and validation. J. Geographical Res., C4(104), 7649-7666.

Elzinga, T., Iribarren, J. R. Jensen O. J.. (1992) Movements of moored ships in harbors. Proc. 23rd International Conference on Coastal Engineering, ASCE, pp. 3216-3229.

Fortes, C.J.E.M. (2002). Transformações Não Lineares de Ondas em Zonas Portuárias. Análise pelo Método dos Elementos Finitos. Tese de Doutoramento em Eng. Mecânica, IST.

Fortes, C.J.E.M., Reis, M.T., Poseiro, P., Capitão, R., Santos, J.A., Pinheiro, L.P., Rodrigues, A., Sabino, A., Rodrigues, M.C., Raposeiro, P., Ferreira, J.C., Silva, C., Simões, A., Azevedo, E.B. (2013). O Projeto HIDRALERTA. Sistema de Previsão e Warninga de Inundações em Zonas Costeiras e Portuárias. In Atas das 8ªs Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária. LNEC, Lisboa, Portugal.

Fortes, C.J.E.M., Reis, M.T., Poseiro, P., Santos, J.A., Garcia, T., Capitão, R., Pinheiro, L., Reis, R., Craveira, J., Lourenço, I., Lopes, P., Rodrigues, A., Sabino, A., Araújo, J.P., Ferreira, J.C., Silva, S.F., Raposeiro, P., Simões, A., Azevedo, E.B., Reis, F.V., Silva, M.C., Silva, C.P. (2015). Ferramenta de Apoio à Gestão Costeira e Portuária: o Sistema HIDRALERTA. In Atas do VIII Congresso sobre Planeamento e Gestão das Zonas Costeiras dos Países de Expressão Portuguesa, Aveiro, Outubro 2015.

Flater D. 1998. Xtide: harmonic tide clock and tide predictor. http://www.flaterco.com/xtide/ [Last accessed May 2016].

Lopes, P., Poseiro, P., Fortes, C.J.E.M., Reis, M.T., Garcia, T., Azevedo, E., Rodrigues, M.C., Rodrigues A., Sabino, A. (2016). Otimização da arquitetura computacional do sistema HIDRALERTA. 13º Congresso da Água. 7, 8 e 9 de março de 2016, LNEC, Lisboa.

Korsemeyer F.T., Lee C.-H., Newman J.N., Sclavounos P.D. (1988). The analysis of wave effects on tension-leg platforms, 7th International Conference Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Houston, Texas, pp. 1-14.

Mynett, A.E., Keunig, P.J.,Vis, F.C. (1985). The dynamic behaviour of moored vessels inside a harbour configuration. Int. Conf. on Numerical Modelling of Ports and Harbours, Birmingham, England: 23-25 April 1985. Cranfield: BHRA, The Fluid Engineering Centre.

Neves, D.R., Santos, J.A., Reis, M.T., Fortes, C.J.E.M., Simões, A., Azevedo, E.B., Rodrigues, M.C. (2012). Metodologia de avaliação do risco associado ao galgamento de estruturas marítimas. Aplicação ao porto e à baía da Praia da Vitória, Açores, Portugal. Journal of Integrated Coastal Zone Management, 12(3), 291-312.

OCIMF (1992) Mooring equipment guidelines. Witherby e Co. Ltd.

PIANC (1995) Criteria for movements of moored ships in harbors. Technical report Permanent International Association of Navigation Congresses (PIANC) Supplement to bulletin no. 88.

Pinheiro, L.V., Santos, J.A., Abecasis Jalles, B.M, Fortes, C.J.E.M. (2013). Aplicação da ferramenta SWAMS ao comportamento de um navio amarrado no terminal XXI do porto de Sines. 8 JPECP, LNEC Lisboa, Portugal, Outubro.

Poseiro, P., Fortes, C., Reis, M.T., Santos, J.A. (2014). Aplicações do sistema de previsão e alerta do risco de galgamentos em zonas costeiras e portuárias: Costa da Caparica e Praia da Vitória. In Atas do VI SEMENGO – Seminário e Workshop em Engenharia Oceânica. Rio Grande, Brasil.

Sabino, A., Rodrigues, A., Araújo, J., Poseiro, P., Reis, M.T., Fortes, C.J.E.M. (2014). Wave Overtopping Analysis and Early Warning Forecast System. In Proc. ICCSA 2014, Guimarães, Part I, LNCS 8579, 267-282.

Sabino, A., Rodrigues, A., Poseiro, P., Reis, M.T., Fortes, C.J.E.M., Reis, R. (2015). Coastal risk forecast system. In Proc. GISTAM 2015, 1st International Conference on Geographical Information Systems Theory, Applications and Management, C. Grueau & J.G. Rocha (Eds.), SCITEPRESS, 201-209. ISBN: 978-989-758-099-4

Santos, J.A. (1994). MOORNAV – Numerical model for the behaviour of moored ships. Final report. Lisbon: Report 3/94-B, Projecto NATO PO-Waves.

Tolman, H. (1999). User Manual and System Documentation of WAVEWATCH-III. Version 1.18, NOA/NWS/NCEP/OMB. Technical Note 166, Washington, E.U.A.

Whitcomb, T. (2012). Navy global forecast system, NAVGEM: Distribution and user support. In: Proceedings of the 2nd Scientific Workshop on ONR DRI: Unified Parameterization for Extended Range Prediction.

8. RESPONSIBILITY NOTICE

The content of the text is the entire responsibility of the author(s), and does not necessarily reflect the opinion of the Editor, or the members of the Editorial Board.