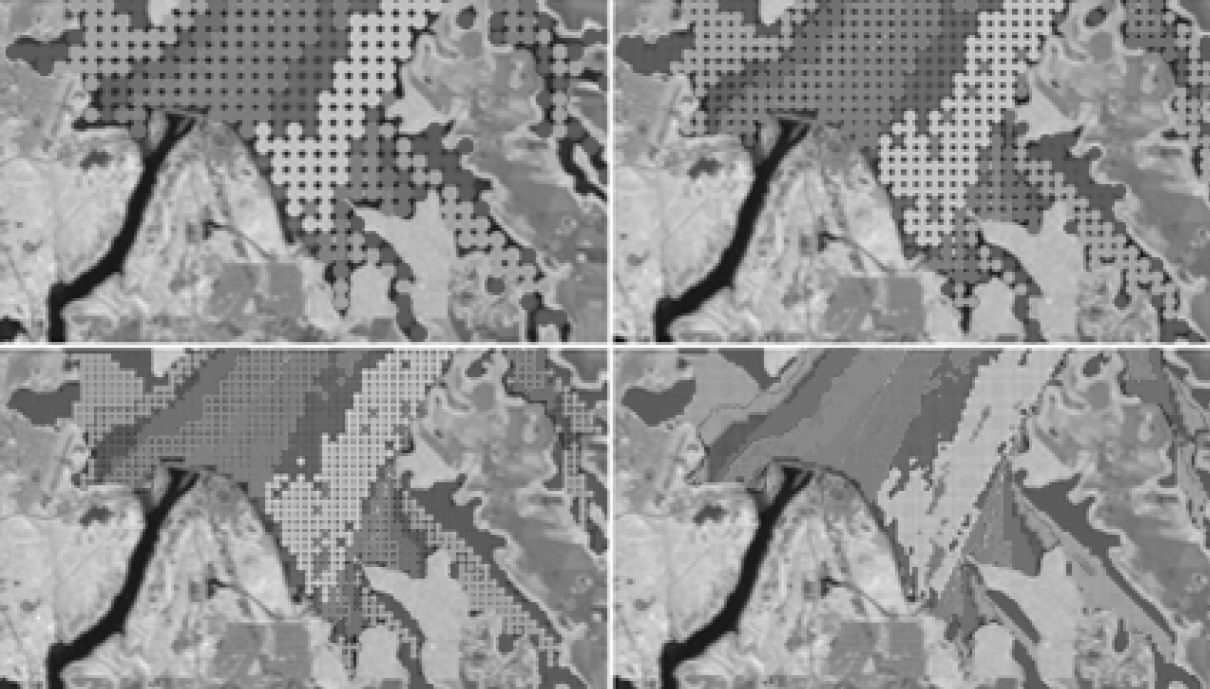


Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

Alejandro Victor Hidalgo Valdivia
Marcelo Marques
(Organizadores)



Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

Alejandro Victor Hidalgo Valdivia
Marcelo Marques
(Organizadores)

Editora Chefe

Marcia A. A. Marques

Coordenadora Editorial

Isabela Arantes Ferreira

Bibliotecária

Aline Grazielle Benitez

Diagramação

Marcos Antonio Ribeiro Pereira

Capa

Bookerfield

Capista

Matheus do P. Lacerra

Revisão

O autor

O conteúdo deste livro está licenciado sob uma licença de Atribuição Creative Commons. Atribuição-Não-Comercial Não Derivativos 4.0 Internacional (CC BY-NC-ND 4.0).



2021 by Bookerfield Editora

Copyright © Bookerfield Editora

Copyright do Texto © 2021 Os autores

Copyright da Edição © 2021 Bookerfield Editora

Os autores cedem à Bookerfield Editora os direitos para esta edição

Esta obra é de natureza digital (e-book). Versões impressas são permitidas, não tendo a Bookerfield Editora qualquer responsabilidade pela confecção e distribuição de exemplares físicos deste conteúdo.

Todos os manuscritos da obra passaram por rigorosa avaliação cega pelos pares, baseadas em critérios científicos e imparciais, recebendo a aprovação após atender os critérios técnicos estabelecidos pelo Conselho Editorial.

Todo o conteúdo do livro e de artigos individuais é de responsabilidade exclusiva de seus respectivos autores, não sendo a Bookerfield Editora responsável por quaisquer eventuais irregularidades.

Situações como plágio, má conduta ética/científica ou dados e resultados fraudulentos são de responsabilidade do autor, comprometendo-se a Bookerfield Editora em investigá-las rigorosamente e tomar as ações cabíveis.

O download, compartilhamento e referência da obra são permitidos mediante atribuição de crédito aos autores e à Editora. A comercialização desta obra é expressamente proibida.

CONSELHO EDITORIAL

Adailton Pereira de Melo	José Aderval Aragão
Afrânio Silva Madeiro	José Edson Barros Correia
Alberto Carlos de Souza	José Roberto Zaffalon Júnior
Aline De Souza Lima Barbaroto	Juliane Campos Inácio
Alirya Magda Santos do Vale Gomes	Jussara Gonçalves Fonseca
Ana Luiza Trovo Marques de Souza	Kilvia Paula Soares Macedo
Andrea Borges Gaia	Luciane Cristina Arantes Arantes
Andrea Sartori Jabur	Luiz Eduardo da Silva Gomes
Andréia Monique Lermen	Marcelo de Oliveira Pinto
Breno Henrique Ferreira Cypriano	Marcelo Henrique da Silva
Bruno Cezar Silva	Márcia Donizete Leite-Oliveira
Camila de Vasconcelos Tabares	Marco Aurelio de Jesus Mendes
Camila Gemin R. Locatelli	Marcos Pereira dos Santos
Camila Nathalia Padula de Godoy	Marcus Vinicius Zamorim da Costa
Cláudia Hitomi Watanabe Rezende	Marden Manuel Rodrigues Marques
Dalvani Fernandes	Miguel Rodrigues Netto
Daniela Kunkel	Monyck Jeane dos Santos Lopes
Dayane Cristina Guarnieri	Morgana do Nascimento Xavier
Edfram Rodrigues Pereira	Nara Michelle Moura Soares
Elaine Patricia Arantes	Nathália Sayuri Yamamoto
Elisângela Rodrigues Carrijo	Oscar Yecid Bello Bello
Elson Barbosa da Silva Junior	Patricia Köster e Silva
Érika Alves Tavares Marques	Rafael Gonçalves Mafra
Evandro Preuss	Rafael Mesquita Stoque
Fabio José Antonio da Silva	Rebecca Bianca de Melo Magalhães
Fabíola Aliaga de Lima	Renato Luís Veiga Oliveira Júnior
Fernanda Imada de Lima	Renato Obikawa Kyosen
Fernando Cesar Mendes Barbosa	Rodolfo Lucas Bortoluzzi
Fernando Oliveira de Andrade	Silvio Santiago-Vieira
Greicielle Pereira Arruda	Solange Kileber
Guilherme Camara Meireles	Suzana Silva Lira
Guilherme Emanuel de Queiros Souza	Taíza Fernanda Ramalhais
Heiriane Martins Sousa	Thiago Averaldo Bimestre
Hermam Vargas Silva	Thiago Luciano Rodrigues da Silva
Horácio Monteschio	Vagner Marques de Moura
Isabel das Mercês Costa	Valdecir Alves dos Santos Júnior
Isidro Ihadua	Vanessa Paiva Costa Vale
Israel Henrique Ribeiro Rios	Vânia Maria Carvalho de Sousa
Ivonete Alves Sampaio	Veronica Gabriela Ribeiro da Silva
Jaime Andres Castaneda Barbosa	Vinícius Dantas Silveira
João César Abreu de Oliveira Filho	Vivian Victoria Vivanco Valenzuela
Joelma Leão Buchir	

Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

Editora Chefe Marcia A. A. Marques
Coordenadora Editorial Isabela Arantes Ferreira
Bibliotecária Aline Grazielle Benitez
Diagramação Marcos Antonio Ribeiro Pereira
Revisão Os autores
Organizadores Alejandro Victor Hidalgo Valdivia
Marcelo Marques

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP) (Câmara Brasileira do Livro, SP, Brasil)

Aplicações avançadas de simulação computacional
[livro eletrônico] / organização Alejandro
Victor Hidalgo Valdivia , Marcelo Marques ;
coordenação Isabela Arantes Ferreira. -- 1. ed.
-- São Paulo : Bookerfield, 2021.
PDF

ISBN 978-65-89929-08-6

1. Simulação computacional 2. Simulação - Métodos
I. Valdivia, Alejandro Victor Hidalgo. II. Marques,
Marcelo. III. Ferreira, Isabela Arantes.

21-68616

CDD-530.15

Índices para catálogo sistemático:

1. Simulação computacional : Física 530.15

Aline Grazielle Benitez - Bibliotecária - CRB-1/3129

DOI 10.53268/BKF21060400

Bookerfield Editora
São Paulo – Brasil
Telefone: +55 (11) 99841-4444
www.bookerfield.com
contato@bookerfield.com



DECLARAÇÃO DOS AUTORES

Os autores da presente obra declaram não haver qualquer interesse comercial ou irregularidade que comprometa a integridade dos artigos científicos nesta obra publicados; declaram que participaram da elaboração, revisão e/ou organização de seus respectivos artigos, os quais atestam estar completamente livres de dados e resultados fraudulentos, bem como de plágio acadêmico; declaram que a publicação de seu artigo científico nesta obra não fere qualquer outro contrato por eles firmado; declaram ter atendido às exigências de outras partes, como instituições financiadoras, para a publicação nesta obra.

APRESENTAÇÃO

Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

Nos últimos anos, a simulação computacional vem assumindo uma importância cada vez maior como ferramenta de aquisição de conhecimento. O método científico, o qual consiste em juntar evidências verificáveis e analisá-las com o uso da lógica, tem sido impulsionado pelas técnicas de simulação computacional, permitindo reunir evidências a partir de simulações da situação real. Pelo presente livro é apresentada uma diversidade de temas de relevância e importante contribuição de grupos de pesquisa de diferentes regiões do país. Este livro apresenta uma abordagem ampla, com 11 capítulos divididos em 3 temas: Saúde e Sociedade, Engenharia e Meio Ambiente, apresentando diferentes técnicas de aplicação de simulação computacional. O leitor tem em suas mãos uma rica coletânea de estudos realizados no âmbito da pós-graduação, servindo como instrumento de divulgação do conhecimento gerado no âmbito científico. Com a publicação deste livro, temos mais uma prova da contribuição dada pela Bookerfield Editora, assim como pelos autores dos capítulos que oferecem conhecimento valioso e de acesso livre à sociedade.

Alejandro Victor Hidalgo Valdivia
Marcelo Marques

SUMÁRIO

SEÇÃO 1

SAÚDE E SOCIEDADE

CAPÍTULO 1	11
AValiação de técnicas dosimétricas em tomografia por emissão de pósitrons e tomografia computadorizada (PET/CT)	
Gabriella Montezano Pinto	
Cláudia Lúcia de Pinho Maurício	
Lidia Vasconcellos de Sá	
DOI 10.53268/BKF21060401	
CAPÍTULO 2	27
INCONSISTÊNCIAS EM REGRAS DE NEGÓCIO: UM MÉTODO PARA IDENTIFICAÇÃO AUTOMATIZADA USANDO ALLOY	
Denilson dos Santos Guimaraes	
Eber Assis Schmitz	
Antônio Juarez Sylvio Menezes de Alencar	
DOI 10.53268/BKF21060402	

SEÇÃO 2

ENGENHARIA

CAPÍTULO 3	42
ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO AERODINÂMICO DA CARROCERIA DE UM ÔNIBUS RODOVIÁRIO	
Giovanni Matheus Rech	
DOI 10.53268/BKF21060403	
CAPÍTULO 4	57
ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO TÉRMICO DE TRANSFORMADOR À SECO SUPRINDO CARGAS NÃO-LINEARES	
Rafael Gonçalves Mafra	
Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva	
Fernando Nunes Belchior	
DOI 10.53268/BKF21060404	
CAPÍTULO 5	71
CALIBRAÇÃO ESPAÇO-TEMPORAL DE PREVISÕES NUMÉRICAS DO MODELO DE MESOESCALA ETA PARA A VELOCIDADE DO VENTO EM MINAS GERAIS	
Luiz Eduardo da Silva Gomes	
Thais Cristina Oliveira da Fonseca	
Kelly Cristina Mota Gonçalves	
DOI 10.53268/BKF21060405	
CAPÍTULO 6	84
PREDIÇÃO DE RUÍDO DE FREIO DO TIPO SQUEAL BASEADO EM ANÁLISE DE AUTOVALORES COMPLEXOS	
Diego Severo Antunes	
Letícia Fleck Fadel Miguel	
Juliana Favero	
Ney Francisco Ferreira	
Patric Daniel Neis	
DOI 10.53268/BKF21060406	

CAPÍTULO 7.....100
SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DOS CAMPOS DE ENERGIA DE ONDAS EM
RESERVATÓRIO DE USINA HIDRELÉTRICA

Marcelo Marques

Elaine Patrícia Arantes

Fernando Oliveira de Andrade

Isabela Arantes Ferreira

DOI 10.53268/BKF21060407

SEÇÃO 3

MEIO AMBIENTE

CAPÍTULO 8.....108
SIMULAÇÃO DE GRANDES ESCALAS DO ESCOAMENTO TURBULENTO EM UMA
ESTRUTURA DE PASSAGEM DE PEIXES DO TIPO RANHURA VERTICAL

Fernando Oliveira de Andrade

DOI 10.53268/BKF21060408

CAPÍTULO 9.....126
SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE MÉTODOS DE FETCH

Marcelo Marques

Alexandre Kolodynskie Guetter

Alejandro Víctor Hidalgo Valdivia

Elaine Patrícia Arantes

Isabela Arantes Ferreira

DOI 10.53268/BKF21060409

CAPÍTULO 10.....139
SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: CAMPOS DE FETCH

Marcelo Marques

Alexandre Kolodynskie Guetter

Alejandro Víctor Hidalgo Valdivia

Elaine Patrícia Arantes

Isabela Arantes Ferreira

DOI 10.53268/BKF21060410

CAPÍTULO 11.....154
SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: ALTURA DE ONDAS

Marcelo Marques

Alexandre Kolodynskie Guetter

Alejandro Víctor Hidalgo Valdivia

Elaine Patrícia Arantes

Isabela Arantes Ferreira

DOI 10.53268/BKF21060411



SAÚDE E SOCIEDADE

SEÇÃO 1

CAPÍTULO 1

AVALIAÇÃO DE TÉCNICAS DOSIMÉTRICAS EM TOMOGRAFIA POR EMISSÃO DE PÓSITRONS E TOMOGRAFIA COMPUTADORIZADA (PET/CT)

Gabriella Montezano Pinto

lattes.cnpq.br/9493473400708743

Instituto de Radioproteção e
Dosimetria (IRD/CNEN), Rio de
Janeiro-RJ

Cláudia Lúcia de Pinho Maurício

lattes.cnpq.br/1193792366013706

Instituto de Radioproteção e
Dosimetria (IRD/CNEN), Rio de
Janeiro-RJ

Lidia Vasconcellos de Sá

lattes.cnpq.br/4531914672489076

Instituto de Radioproteção e
Dosimetria (IRD/CNEN), Rio de
Janeiro-RJ

RESUMO - O uso de equipamentos híbridos tem trazido aumento das doses recebidas por pacientes de diagnóstico em PET/CT. Existem atualmente várias metodologias dosimétricas, dificultando o estabelecimento de níveis de referências. Esse trabalho visa estimar as doses absorvidas e efetivas em exames oncológicos de PET/CT, comparando diferentes metodologias. Utilizou-se os fatores de dose publicados pela ICRP 106 para exames de ^{18}F -FDG para a dosimetria PET; e para dosimetria do exame de CT foram comparadas

três metodologias: *software ImPACT*, dosimetria termoluminescente (TLD) com simulador Alderson e metodologia recomendada pela AAPM nº96. As doses dos exames PET e CT foram somadas para obter a dose total do exame de PET/CT. Para dosimetria do PET os órgãos com maior dose absorvida foram a bexiga, o cérebro e coração. Para dose absorvida no CT as maiores diferenças foram para a pele, cérebro, tireoide e bexiga, sendo os órgãos críticos a tireoide e a pele. Apenas a metodologia da AAPM nº96 subestima a dose efetiva do CT quando comparada com a medida por TLD. Para o PET/CT, verificou-se que os órgãos críticos apresentam valores consideráveis de dose equivalente, recomendando a otimização dos protocolos e avaliação de risco. O presente estudo demonstrou que a simulação pelo *ImPACT* é o método dosimétrico que mais se aproxima da medida experimental realizada com TLD. Observa-se, ainda, a importância de investigar as doses equivalentes em órgãos ao invés de apenas as doses efetivas, como muitas vezes tem sido reportado na literatura.

PALAVRAS-CHAVE: Tomografia por emissão de pósitrons/tomografia

computadorizada (PET/CT); Metodologias dosimétricas; Dosimetria termoluminescente (TLD).

1. INTRODUÇÃO

O aumento e difusão de técnicas de diagnóstico que utilizam equipamentos híbridos, que associam técnicas de imagem por raios X e técnicas de imagem por radiofármacos tem trazido o aumento de doses recebidas por pacientes. Dessa forma, a dosimetria para estes equipamentos *Pósitron Emission Tomography/Computed Tomography* (PET/CT) torna-se importante de forma a justificar e otimizar seu uso. Com o desenvolvimento dos equipamentos médicos, as técnicas dosimétricas também devem ser continuamente revistas quanto aos conceitos de medição e parâmetros adequados às estimativas de dose para o paciente. A literatura apresenta diversas metodologias (BOONE; STRAUSS; CODY, 2011; DIXON et al., 2010; IAEA, 2011; MCCOLLOUGH et al., 2008; PEIXOTO et al., 2008), não havendo ainda consenso na melhor a ser aplicada. Essa variedade tem consequências negativas quando se busca o estabelecimento ou padronização de níveis de referência em diagnóstico através da estimativa de dose efetiva, pois é necessário que as medidas sejam feitas sob as mesmas condições de forma a promover intercomparações, tornando essencial a utilização de uma metodologia única.

A maioria dos equipamentos de tomografia computadorizada (CT) apresenta no console parâmetros de técnica e indicadores de dose que permitem estimar as doses efetivas e absorvidas em órgãos de interesse, e essa forma de análise tem sido adotado por vários pesquisadores (LEE et al., 2004; MUHOGORA et al., 2009). Os indicadores necessários para a estimativa de dose são o Dose em Tomografia Computadorizada Volume (CTDIvol) que representa a dose para um protocolo específico levando em consideração lacunas e sobreposições entre o perfil de dose da radiação em rotações consecutivas da fonte de raios-X sendo independente do comprimento da varredura, e o Produto Dose x Comprimento (DLP) que mede a exposição à radiação durante toda a aquisição das imagens, sendo portanto proporcional ao comprimento de varredura.

A ANVISA (*Agência Nacional de Vigilância Sanitária*), órgão regulador para equipamentos médicos no Brasil, estabeleceu através da Instrução Normativa Nº55 de 20 de dezembro de 2019 (ANVISA, 2019) que todos os equipamentos de CT comercializados posteriormente a essa publicação, devem indicar no console os indicadores de Índice e Dose em Tomografia Computadorizada Médio (CTDIw) ou CTDIvol e do DLP.

A ANVISA (ANVISA, 2019) estabeleceu níveis de referência máximo para alguns protocolos de CT como teste de controle de qualidade, denominado *Valores Representativos de Dose*. Para as doses provenientes da administração de radionuclídeos no PET, a Comissão Nacional de Energia

Nuclear-CNEN, órgão regulador da técnica, recomenda que seja estabelecido níveis de referência, mas não orienta em como estabelecê-los (CNEN, 2013).

Atualmente, existem cerca de 160 equipamentos PET/CT já instalados no país (CNEN, 2020), representando um aumento contínuo no número de exames, com pouca informação quanto às doses envolvidas no uso das duas técnicas, PET e CT. Portanto, torna-se necessária a introdução da prática de dosimetria nas clínicas que utilizam a técnica híbrida PET/CT, verificando tanto as doses efetivas quanto as doses absorvidas em órgãos críticos para os pacientes, possibilitando o estabelecimento de níveis de referência de diagnóstico em âmbito nacional.

O presente estudo tem como objetivo estimar as doses absorvidas e efetivas do exame PET/CT e comparar as diversas metodologias de dosimetria para o CT apresentadas na literatura.

2. METODOLOGIA

O presente trabalho foi realizado em um equipamento PET/CT da marca Philips, modelo *GEMINI TF*, pertencente ao Instituto Nacional de Câncer (INCa), localizado na cidade do Rio de Janeiro, Brasil.

O protocolo estudado foi o oncológico, uma vez que é previsto a maior entrega de dose neste procedimento, devido a varredura do CT ser de corpo inteiro (inicia na parte superior da cabeça até a metade da coxa) e o ^{18}F possuir a maior meia-vida entre os emissores de pósitrons.

2.1 Metodologia Dosimetria PET

A dosimetria em medicina nuclear atualmente tem sido uma grande área de estudo, porém para aplicações em diagnóstico, como para o caso de imagens PET tem utilizado fatores de dose publicados pela Comissão Internacional de Proteção Radiológica (*International Commission on Radiological Protection – ICRP*). No presente estudo, a dosimetria foi realizada utilizando-se os fatores de dose para o ^{18}F -FDG, tabelados na ICRP 106 para adultos (ICRP, 2008). Como critério para o cálculo da atividade administrada tem-se como consenso o peso corporal do paciente, sendo de 4,44 MBq/Kg a padronização do protocolo no serviço estudado, inclusive para pacientes pediátricos, sendo 444 MBq a atividade máxima injetada em pacientes adultos.

2.2 Metodologia Dosimetria CT

Os protocolos de CT incluem parâmetros fixos (Tabela 1), com exceção da corrente, que é escolhida de acordo com o peso do paciente (Tabela 2), conforme utilizado pelo serviço participante do estudo.

Tabela 1 - Protocolo fixo de rotina do CT para exame oncológico

Parâmetros de aquisição	CT	
Tipo de varredura	<i>scout</i>	Helicoidal
Tempo de rotação (s)	-	0,5
Colimação (mm)	-	64 x 0,625
Pitch		0,829
kV	120	120
Filtro		Standard B

Tabela 2 - Variação do valor de corrente com o peso do paciente

Protocolo	Peso (Kg)	CT
		Corrente (mAs/corte)
1	21 – 65	75
2	66 - 89	90
3	90	120

A dosimetria para o exame de CT foi realizada através de três metodologias distintas, descritas a seguir. O método experimental - dosimetria termoluminescente TLD - foi utilizado como referência aos outros dois por ser o mais preciso disponível no laboratório onde este estudo foi realizado, considerando seu gerenciamento, calibração e controle total dos parâmetros de medição. Assim, cada método foi analisado individualmente e todos foram comparados entre si.

2.2.1 Software *ImpaCT*

O *ImpACT* é uma planilha Excel livre (*ImpACT CT Dosimetry spread sheet - version 1.0.3*) (IMPACTCT, 2010) desenvolvida para estimar a dose absorvida e a dose efetiva em exames de CT. Para tanto se deve alimentar o programa com os dados do protocolo utilizado e informar a marca e modelo do equipamento de CT em que se deseja realizar a dosimetria. Este *software* utiliza os coeficientes de dose do *National Radiological Protection Board (NRPB)* para estimar as doses absorvidas em regiões do corpo do paciente utilizando métodos de simulação por Monte Carlo. Dessa forma, foram utilizados os parâmetros dos protocolos e varreduras de comprimento do simulador para as estimativas.

2.2.2 Metodologia com simulador antropomórfico e técnica TLD

Para as medidas de dose pela técnica de dosimetria termoluminescente (TLD) foi utilizado um simulador antropomórfico de corpo inteiro *Alderson RANDO phantom* (*Alderson Research Laboratories, Inc., LongIsland City, NY*) feminino - por ser mais radiosensível - com mamas de tamanho médio. O dosímetro termoluminescente utilizado foi o LiF:Mg,Ti (TLD100) tipo *rod* com 1 mm de diâmetro e 6 mm de comprimento. Em cada orifício de interesse do simulador foram introduzidos 3 (três) dosímetros TL, conforme apresentado na Tabela 3. Para a localização dos orifícios correspondentes aos órgãos de interesse, imagens tomográficas do simulador foram analisadas por um médico radiologista (Figura 1). A Figura 2 apresenta o aparato experimental e os materiais utilizados para garantir a mesma geometria de irradiação em todas as aquisições.

Os dosímetros TL foram selecionados de forma a constituir um lote homogêneo, com desvio padrão de suas respostas menor do que 4%.

A dose equivalente em cada órgão/tecido foi calculada e, a seguir a dose efetiva foi estimada utilizando os fatores de peso w_T da ICRP 103 (ICRP, 2007).

Tabela 3 - Distribuição dos TLD no simulador

Órgão	Número de capilares	Número de TLD
Cérebro	6	18
Cristalino	2	6
Tireoide	2	6
Esôfago	3	9
Pulmão	24	72
Coração	4	12
Fígado	8	24
Rins	4	12
Osso	4	12
Útero	4	12
Bexiga	2	6
Mama	4	12
Pele	2	6

Figura 1 - Imagem tomográfica de uma fatia cerebral do simulador.

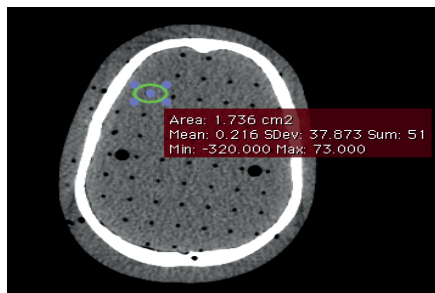


Figura 2 - Suportes usados no exame: (a) molde de isopor; (b) placa de acrílico.



2.2.3 Metodologia com simulador de CTDI (AAPM Relatório N° 96)

Para as medidas de *CTDI* (*Computed Tomography Dose Index*) foram utilizados um simulador de corpo (32 cm de diâmetro) e um conjunto eletrômetro modelo 9095 associado a uma câmara de ionização tipo lápis, modelo 10X9-3CT, marca Radcal™.

O simulador foi colocado no centro do campo de visão (FOV) do equipamento CT e as medidas foram realizadas conforme recomendações da Associação Americana de Física Médica (*American Association of Physicists in Medicine - AAPM*) no Relatório n° 96 (MCCOLLOUGH et al., 2008). Dessa forma, foi obtida a média ponderada para a medida de *CTDI_w* (*Weighted Computed Tomography Dose Index*) e calculado o *CTDI_{vol}* (*Volume Computed Tomography Dose Index*) para cada protocolo. Com as medidas de *CTDI_{vol}*, a dose efetiva foi estimada segundo a metodologia da AAPM Relatório n° 96 (MCCOLLOUGH et al., 2008).

Segundo este Relatório, os *fatores k* foram desenvolvidos para serem dependentes da região do corpo examinada. Sendo os protocolos de CT de cabeça, pescoço, tórax, abdômen e pélvis os mais requeridos em radiologia, os *fatores k* existentes são para essas regiões. Contudo, esses fatores não atendem a necessidade da varredura do CT usado para o exame oncológico de PET/CT (cabeça até o meio da coxa).

Na clínica em estudo, para o exame de PET/CT de corpo inteiro é utilizado um protocolo de CT de abdômen. Dessa forma, como a AAPM Relatório n° 96 (MCCOLLOUGH et al., 2008) não fornece um valor de *fator k* para o corpo inteiro, foram utilizados dois procedimentos para o cálculo da dose efetiva:

1) Cálculo a dose efetiva utilizando o *fator k* de abdômen. Assim, a dose efetiva *E1*, fazendo uso do *fator k* do abdômen é dada pela equação 1:

$$E1(mSv) = CTDI_{vol} \times 100 (\text{comp. varredura Alderson}) \times k(\text{abdômen}) \quad (1)$$

Cálculo da dose efetiva levando-se em conta o comprimento de varredura de cada região do corpo, e assim utilizar o fator k correspondente a cada região do Alderson. Assim, a dose efetiva E2, é calculada através da equação 2:

$$E(mSv) = CTD/rol \times [(L1 \times k1) + (L2 \times k2) + (L3 \times k3)] \quad (2)$$

Onde,

L_1 : comprimento de varredura da cabeça e pescoço;

k_1 : fator k da cabeça e pescoço;

L_2 : comprimento de varredura do tronco;

k_2 : fator k do tronco;

L_3 : comprimento de varredura do abdômen e pélvis;

k_3 : fator k do abdômen e pélvis.

2.3 Metodologia Dosimetria PET/CT

De forma a obter a dose equivalente total para esse tipo de procedimento diagnóstico, as doses equivalentes nos órgãos críticos da varredura PET e CT, resultante da metodologia com TLD, foram somadas. O mesmo foi feito para a dose efetiva. Este procedimento foi adotado neste trabalho de forma a se verificar a ordem de grandeza envolvida.

3. RESULTADOS

3.1 Dosimetria PET

A dose absorvida (mGy) e a dose efetiva (mSv) para os pesos limitantes (pesos mínimos e máximos) referentes aos Protocolos 1, 2 e 3 descritos na Tabela 2 são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4 - Doses absorvidas e efetivas para o exame PET, segundo protocolos em função do peso do paciente.

Órgão	Dose absorvida (mGy)					
	Peso (grupo 1)		Peso (grupo 2)		Peso (grupo 3)	
	21 kg	65 kg	66 kg	89 kg	90 kg	100 kg
Cérebro	3,5 ± 0,2	11,0 ± 0,6	11,1 ± 0,6	15,0 ± 0,8	15,2 ± 0,8	16,9 ± 0,8
Cristalino	1,1 ± 0,1	3,5 ± 0,2	3,5 ± 0,2	4,7 ± 0,2	4,8 ± 0,2	5,3 ± 0,3
Tireoide	0,9 ± 0,1	2,9 ± 0,1	2,9 ± 0,1	4,0 ± 0,2	4,0 ± 0,2	4,4 ± 0,2

Esôfago	1,1 ± 0,1	3,5 ± 0,2	3,5 ± 0,2	4,7 ± 0,2	4,8 ± 0,2	5,3 ± 0,3
Pulmão	1,9 ± 0,1	5,8 ± 0,3	5,9 ± 0,3	7,9 ± 0,4	8,0 ± 0,4	8,9 ± 0,4
Coração	6,2 ± 0,3	19,3 ± 1,0	19,6 ± 1,0	26,5 ± 1,3	26,8 ± 1,3	29,7 ± 1,5
Fígado	2,0 ± 0,1	6,1 ± 0,3	6,2 ± 0,3	8,3 ± 0,4	8,4 ± 0,4	9,3 ± 0,5
Rins	1,6 ± 0,1	4,9 ± 0,2	5,0 ± 0,3	6,7 ± 0,3	6,8 ± 0,3	7,5 ± 0,4
Osso	1,0 ± 0,1	3,2 ± 0,2	3,2 ± 0,2	4,3 ± 0,2	4,4 ± 0,2	4,9 ± 0,2
Útero	1,7 ± 0,1	5,2 ± 0,3	5,3 ± 0,3	7,1 ± 0,4	7,2 ± 0,4	8,0 ± 0,4
Bexiga	12,1 ± 0,6	37,5 ± 1,9	38,1 ± 1,9	51,4 ± 2,6	51,9 ± 2,6	57,7 ± 2,9
Mama	0,8 ± 0,1	2,5 ± 0,1	2,6 ± 0,1	3,5 ± 0,2	3,5 ± 0,2	3,9 ± 0,2
Pele	0,7 ± 0,1	2,3 ± 0,1	2,3 ± 0,1	3,1 ± 0,2	3,1 ± 0,2	3,5 ± 0,2
Dose Efetiva (mSv)	1,8 ± 0,1	5,5 ± 0,3	5,6 ± 0,3	7,5 ± 0,4	7,6 ± 0,4	8,4 ± 0,4

Observa-se na Tabela 4 que os órgãos que apresentaram maior dose absorvida são a bexiga, o cérebro e coração. Os resultados para a bexiga podem ser explicados por ser a via urinária a forma preferencial de excreção deste radiofármaco. O metabolismo da glicose no cérebro é conhecido, sendo inclusive recomendado que o paciente fique em ambiente calmo e silencioso como preparo para os exames PET com ^{18}F -FDG, de forma a diminuir a captação neste órgão.

3.2 Dosimetria CT

Por ser a metodologia experimental, considera-se a dosimetria por TLD no simulador antropomórfico Alderson feminino como a medida mais exata dentre os métodos propostos. Dessa forma, após a análise de cada método individualmente, os resultados são comparados com esta metodologia.

A média e desvio padrão das medidas de doses absorvidas com TLD são comparadas aos valores obtidos pelo *software ImPACT*, sendo os resultados apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 - Comparação das doses absorvidas obtidas por dosimetria TL e por simulação no *ImPACT*

Órgão	Dose (mGy)					
	Protocolo1		Protocolo2		Protocolo3	
	TLD	ImPACT	TLD	ImPACT	TLD	ImPACT
Cérebro	6,8 ± 1,1	9,0	9,2 ± 1,5	11,0	11,1 ± 2,2	14,0

Cristalino	7,3 ± 1,2	9,9	9,9 ± 2,0	12,0	11,8 ± 2,5	16,0
Tireoide	10,7 ± 2,6	13,0	12,2 ± 2,1	15,0	14,9 ± 2,8	20,0
Esôfago	8,5 ± 1,7	9,9	10,8 ± 1,8	12,0	13,3 ± 2,4	16,0
Pulmão	8,2 ± 1,4	9,1	11,0 ± 2,0	11,0	12,9 ± 2,4	15,0
Coração	7,8 ± 1,3	8,8	10,9 ± 1,9	11,0	13,4 ± 2,4	14,0
Fígado	8,4 ± 1,4	8,2	10,6 ± 1,8	9,8	12,9 ± 2,3	13,0
Rins	8,1 ± 1,2	8,7	11,0 ± 1,8	10,0	12,9 ± 2,2	14,0
Osso	5,7 ± 0,9	6,6	7,5 ± 1,5	7,9	8,7 ± 1,9	11,0
Útero	5,7 ± 0,9	7,9	8,0 ± 1,3	9,5	9,6 ± 2,0	13,0
Bexiga	5,7 ± 0,8	8,7	8,0 ± 1,3	10,0	9,3 ± 1,7	14,0
Mama E ^a	6,2 ± 0,9	7,2 ^c	8,7 ± 1,8	8,6 ^c	9,9 ± 2,1	12,0
Mama D ^b	6,1 ± 0,9		8,3 ± 1,3		9,5 ± 1,6	
Pele E ^a	8,8 ± 1,3	5,9 ^c	11,1 ± 1,9	7,0 ^c	15,8 ± 2,9	9,4
Pele D ^b	9,1 ± 1,6		12,2 ± 2,1		17,0 ± 3,4	

^aE: Esquerda; ^bD: Direita. ^cImPACT fornece um valor médio para mamas e pele

Pode-se notar pelos valores obtidos para as duas metodologias (Tabela 5) que as maiores diferenças encontradas foram para a pele, cérebro, tireoide e bexiga. Os maiores valores de dose absorvida foram obtidos para a tireoide e pele, órgãos críticos para essa prática.

Os valores de $CTDI_{100}$, $CTDI_w$, $CTDI_{vol}$ e DLP medidos com o simulador de PMMA foram estimados para cada protocolo. Os valores fornecidos pelo programa *ImPACT* são os resultantes do uso deste *software* para o equipamento CT em questão, considerando o mesmo comprimento de varredura. Os resultados entre as medições e os valores fornecidos pelo *software ImPACT* são comparados na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros de dose para cada protocolo testado

Parâmetros	Protocolo 1			Protocolo 2			Protocolo 3		
	M	ImP	D %	M	ImP	D %	M	ImP	D %
CTDI _w (mGy)	4,4	4,7	6,4	5,2	5,6	7,1	6,9	7,5	8,0
CTDI _{vol} (mGy)	5,3	5,6	5,4	6,3	6,8	7,4	8,4	9,0	6,8
DLP (mGy.cm)	534	587	9,0	627	705	11,1	837	940	11,0

M: Valor medido por câmara de ionização e simulador CTDI, onde a incerteza considerada é de 4% referente à calibração do instrumento;

ImP: Valores obtidos pela simulação no ImPACT;

D %: diferença percentual entre os valores obtidos por cada metodologia.

Pela Tabela 6 pode-se observar que os valores dos parâmetros de dose obtidos pelo *software ImPACT* e os medidos experimentalmente apresentam diferenças percentuais maiores do que a incerteza associada à câmara de ionização (4%). Dessa forma, não se pode afirmar que os valores sejam iguais, ou seja, que o programa reproduz uma medida experimental. Porém, como o *software* é fechado, não é possível determinar a origem dessas diferenças.

Os valores de *CTDIvol* apresentados no relatório de dose do equipamento é de 4,9, 5,9 e 7,9 mGy para os Protocolos 1, 2 e 3, respectivamente. Assim, as diferenças entre os valores exibidos no console e os medidos são de 7%, 6% e 6%, para cada protocolo respectivamente.

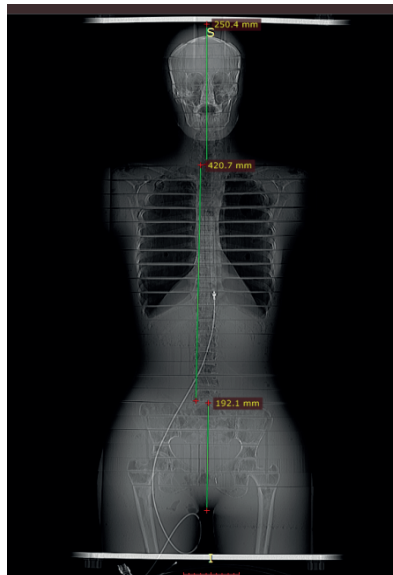
Seguindo a proposta da AAPM Relatório nº 96 (MCCOLLOUGH et al., 2008), ao aplicar-se o fator *k* para o abdômen, foi obtido para o simulador Alderson feminino a dose efetiva **E1** para cada protocolo. Utilizando-se o segundo método para o cálculo dos parâmetros de dose, ou seja, fatores *k* de cada região, obtém-se a dose efetiva **E2**.

O valor do comprimento de varredura adotado para o cálculo de **E1** foi de 100 cm, que representa o comprimento de varredura total do exame selecionado pelo operador. Os comprimentos de varreduras adotados para **E2** são apresentados na Tabela 7 e na Figura 3. Pode-se observar que a soma dos comprimentos de varredura da segunda metodologia não representa o comprimento total, assim foi feito para que o fator *k* correspondesse exatamente a região pela qual a AAPM Relatório nº 96 (MCCOLLOUGH et al., 2008) o definiu.

Tabela 7 - Comprimentos de varreduras para os protocolos em estudo

Região	Comprimento (mm)
Cabeça	250,4
Tronco	420,7
Abdômen e Pelve	192,0

Figura 3 - Topograma do simulador Alderson com as medidas de comprimento de varredura



Os valores das doses efetivas (mSv) encontrados pelas metodologias analisadas e as diferenças percentuais (D %) em relação às medidas realizadas por dosimetria TL são apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 - Comparação entre doses efetivas estimadas por cada metodologia e cada protocolo

Parâmetro	Protocolo 1		Protocolo 2		Protocolo 3	
	Dose Efetiva (mSv)	D % ^a	Dose Efetiva (mSv)	D % ^a	Dose Efetiva (mSv)	D % ^a
E1 (k)	8,0	16,2	9,4	4,2	12,6	26
AAPM nº 96						
E2 (Σk)	5,3	20,9	6,3	30,0	8,3	23,0
AAPM nº96						
E (TLD)	6,7	-	9,0	-	10,8	-
E (ImPACT)	8,3	19,3	9,9	10,0	13	16,9

^a D (%): diferença percentual entre a metodologia e a medida com TLD

Verifica-se na Tabela 8 que o *software* de cálculo de dose em CT *ImPACT* mostrou que superestima as doses calculadas neste estudo. A metodologia da AAPM Relatório nº 96, fatores *k*, quando utilizada da primeira

aplicação proposta (E1) se aproxima dos valores fornecidos pelo *ImPACT*, se calculada da segunda aplicação proposta (E2) observa-se o contrário, ou seja, subestima os valores de dose encontrados nas outras metodologias.

3.3 Dosimetria PET + CT

Além dos órgãos que apresentaram doses absorvidas mais elevadas, os órgãos mais radiosensíveis para o exame de CT também foram analisados para as doses relativas aos dois exames enquanto somadas.

As doses equivalentes nos órgãos e as doses efetivas do exame oncológico de PET/CT, assim como as contribuições separadas de cada exame são apresentadas na Tabela 9 sendo os resultados comparados com a literatura (HUANG; LAW; KHONG, 2009). Os valores estão reportados em termos de dose equivalente no órgão para permitir que sejam somadas as contribuições de cada exame corretamente, apesar do fator de peso da radiação para raios X e gama serem iguais a um, ou seja, terem o mesmo peso para qualquer energia de fóton.

Tabela 9 - Doses equivalentes nos órgãos (mSv) e doses efetivas (mSv) para cada exame, em cada protocolo.

		Órgão							Dose Efetiva
		Bexiga	Coração	Cérebro	Cristalino	Tireoide	Útero	Mama	
Protocolo 1	PET	24,8	12,8	7,3	2,3	1,9	3,4	1,7	3,7
	CT	5,7	7,8	6,8	7,3	10,7	5,7	6,2	6,7
	PET/CT	30,5	20,6	14,1	9,6	12,6	9,1	7,9	10,4
Protocolo 2	PET	44,8	23,1	13,1	4,1	3,5	6,2	3,1	7,6
	CT	8,0	10,9	9,2	9,9	12,2	8,0	8,5	9,0
	PET/CT	52,8	34,0	22,3	14,0	15,7	14,2	11,6	15,6
Protocolo 3	PET	54,8	28,2	16,0	5,0	4,2	7,6	3,7	8,0
	CT	9,3	13,4	11,1	11,8	14,9	9,6	9,7	10,8
	PET/CT	64,1	41,6	47,2	16,8	19,1	17,2	13,4	18,8
Protocolo (Huang et al) ^a	PET	59,2	4,1	4,1	--	3,7	7,8	2,5	6,2
	CT	6,4	7,0	7,7	8,1	10,6	7,3	5,7	7,2
	PET/CT	65,6	11,1	11,8	8,1	14,3	15,1	8,2	13,5

^a Huang et al Protocolo A para o sexo feminino (HUANG; LAW; KHONG, 2009).

Pode-se notar pela Tabela 9 que os órgãos críticos, consideram tanto as contribuições dos exames individuais nas técnicas PET e CT, e no exame total apresentam valores consideráveis de dose equivalente para o

órgão excretor (bexiga), o que mostra a importância de se verificar os valores de dose recebida por cada órgão individualmente, ao invés de uma análise apenas de dose efetiva.

Nas medidas efetuadas no presente trabalho, as contribuições do exame de CT para o protocolo oncológico são de 65% para o Protocolo 1 e de 58% para os Protocolos 2 e 3, o que sugere que o Protocolo 1 pode ser otimizado já que se trata das mesmas condições de exame e que as contribuições de doses para o exame de PET e CT devem ser proporcionais entre os protocolos.

Analisando os resultados da Tabela 9 com os do trabalho do Huang (HUANG; LAW; KHONG, 2009), verifica-se que considerar o peso do paciente ao se administrar a dose é uma escolha adequada ao invés de se adotar uma dose única, principalmente para pacientes de baixo peso, ou mesmo pacientes pediátricos.

3.4 Incertezas

As incertezas associadas às doses absorvidas calculadas para o exame PET são consideradas como 5%, levando-se em conta a incerteza de medida da atividade; as incertezas dos fatores de dose da *ICRP* são consideradas menores devido ao grande número de dados de simulação utilizados na determinação desses fatores.

O cálculo de incerteza das medidas de TLD foi estimado através da propagação de incertezas dos valores médios de seus parâmetros.

Para a metodologia da AAPM Relatório nº 96 a incerteza padrão é dada pela propagação da incerteza dos parâmetros de *CTDIvol* (10%), comprimento de varredura (14%) e fatores *k* (entre 10% e 15%).

4. CONCLUSÕES

O presente estudo demonstrou que a simulação pelo *ImPACT* (versão 1.0.3) é o método dosimétrico que mais se aproxima da medida experimental realizada. A metodologia da AAPM Relatório nº 96, quando utilizada levando em conta o protocolo de abdômen que é o selecionado no exame, apresenta a maior diferença percentual entre as metodologias em comparação com os valores experimentais. Ainda, quando utilizando valores adequados de fatores *k* para cada região, foi a única técnica que subestimou os valores experimentais.

Sendo assim, conclui-se que as metodologias de estimativa de dose em CT amplamente utilizadas em nível internacional, propostas pela AAPM e pela simulação *ImPACT*, não reproduzem a medida experimental realizada. Porém, considerando que essas metodologias não representam a dose individualizada do paciente, estas representam uma boa estimativa para a

rotina clínica.

Os valores de *CDT/voI* apresentados pelo fabricante no console são menores que os valores experimentais em aproximadamente 7%. Essa é uma diferença significativa, já que a metodologia para se estimar estes valores são realizadas segundo o mesmo procedimento padrão estabelecido na AAPM Relatório nº 96. Conclui-se que para utilizar os valores de *CDT/voI* do fabricante reportado no console é necessário compará-los com medidas experimentais, possibilitando a verificação de incompatibilidades ou alterações no rendimento do equipamento, obtendo-se um fator de correção e estimando melhor as doses envolvidas no procedimento.

Observa-se, ainda, a importância de investigar as doses equivalentes em órgãos ao invés de apenas as doses efetivas, como muitas vezes é reportado na literatura. O protocolo oncológico em exames PET/CT, por ser um procedimento muito utilizado para estadiamento de tumores e acompanhamento de terapias (radioterapia ou quimioterapia), podem ser realizados com uma frequência até mesmo mensal, levando a doses absorvidas em órgãos críticos de mais de 240 mGy, por exemplo, para o trato urinário.

O protocolo oncológico avaliado pode ser otimizado quando comparado com outros apresentados na literatura, porém deve ser levado em conta a avaliação em equipamentos iguais (fabricante e modelo), já que energias do feixe e tecnologias envolvidas representam grande influência nos resultados.

REFERÊNCIAS

ANVISA. **Instrução Normativa Nº 55 de 20 de dezembro de 2019.** Agência de Vigilância Sanitária. 2019. Disponível em: <<http://www.in.gov.br/web/dou/-/instrucao-normativa-n-55-de-20-de-dezembro-de-2019-235414684>>.

BOONE, J. M.; STRAUSS, K.; CODY, D. D. **Size-specific dose estimates (SSDE) in pediatric and adult body CT examinations.** College Park (MD): American Association of Physicists in Medicine (AAPM), [s.l.], 2011.

CNEN. **Requisitos de Segurança e Proteção Radiológica para Serviços de Medicina Nuclear.** NORMA CNEN NN 3.05. 2013. Disponível em: <<http://appasp.cnen.gov.br/seguranca/normas/pdf/Nrm305.pdf>>.

CNEN. **Instalações Autorizadas.** 2020. Disponível em: <<http://antigo.cnen.gov.br/index.php/instalacoes-autorizadas-2>>.

DIXON, R. et al. **Report No. 111 - Comprehensive Methodology for the Evaluation of Radiation Dose in X-Ray Computed Tomography.** [s.l.]: [s.n.], 2010. Disponível

em: <<https://www.aapm.org/pubs/reports/detail.asp?docid=109>>. DOI: 10.37206/109.

HUANG, B.; LAW, M. W.-M.; KHONG, P.-L. **Whole-body PET/CT scanning: estimation of radiation dose and cancer risk.** *Radiology*, United States, v. 251, nº 1, p. 166–174, 2009. ISSN: 1527-1315 (Electronic), DOI: 10.1148/radiol.2511081300.

IAEA. **Status of Computed Tomography Dosimetry for Wide Cone Beam Scanners.** Vienna: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, 2011. 1–55 p. ISBN: 978-92-0-120610-7.

ICRP. **The 2007 Recommendations of the International Commission on Radiological Protection. ICRP publication 103.** *Annals of the ICRP*, England, v. 37, nº 2–4, p. 1–332, 2007. ISSN: 0146-6453 (Print), DOI: 10.1016/j.icrp.2007.10.003.

ICRP. **Radiation dose to patients from radiopharmaceuticals. Addendum 3 to ICRP Publication 53. ICRP Publication 106. Approved by the Commission in October 2007.** *Annals of the ICRP*, England, v. 38, nº 1–2, p. 1–197, 2008. ISSN: 1872-969X (Electronic), DOI: 10.1016/j.icrp.2008.08.003.

IMPACTCT. **ImPACTCTDosimetry spreadsheet (version 1.0.3).** 2010. Disponível em: <<http://www.impactscan.org/ctdosimetry.htm>>.

LEE, C. I. et al. **Diagnostic CT scans: assessment of patient, physician, and radiologist awareness of radiation dose and possible risks.** *Radiology*, United States, v. 231, nº 2, p. 393–398, 2004. ISSN: 0033-8419 (Print), DOI: 10.1148/radiol.2312030767.

MCCOLLOUGH, C. et al. **Report No. 096 - The Measurement, Reporting, and Management of Radiation Dose in CT.** [s.l.]: [s.n.], 2008. Disponível em: <<https://www.aapm.org/pubs/reports/detail.asp?docid=97>>. DOI: 10.37206/97.

MUHOGORA, W. E. et al. **Patient doses in CT examinations in 18 countries: initial results from International Atomic Energy Agency projects.** *Radiation protection dosimetry*, England, v. 136, nº 2, p. 118–126, 2009. ISSN: 1742-3406 (Electronic), DOI: 10.1093/rpd/ncp144.

PEIXOTO, P. H. R. et al. **Photon and electron absorbed fractions calculated from a new tomographic rat model.** *Physics in Medicine and Biology*, [s.l.], v. 53, nº 19, p. 5343–5355, 2008. DOI: 10.1088/0031-9155/53/19/005.

DOSIMETRIC ASSESSMENT IN DOSIMETRIC POSITRON EMISSION TOMOGRAPHY AND COMPUTED TOMOGRAPHY (PET/CT)

ABSTRACT - The use of hybrid equipment has brought an increase in doses received by patients in PET/CT. There are currently several dosimetric methodologies, making it difficult to establish reference levels. This work aims to estimate the absorbed and effective doses in PET/CT oncological exams, comparing different methodologies to estimate exposures. The dose factors published by ICRP106 were adopted for 18F-FDG exams in PET dosimetry; for CT examination dosimetry, three methodologies were compared: ImPACT software, thermoluminescent dosimetry (TLD) in a female Alderson anthropomorphic phantom and guidelines recommended by AAPM Report n°96. The doses from PET and CT portions were added to obtain the total dose of the exam. For PET dosimetry, the organs with the highest absorbed dose were the bladder, the brain and the heart. For the absorbed dose absorbed for several organs and tissues from CT, the biggest differences were for the skin, brain, thyroid and bladder, with the critical organs being the thyroid and skin. Only the AAPM n°96 methodology underestimates the CT effective dose when compared with doses obtained by TLD. For The total PET/CT procedure the critical organs present considerable high equivalent doses recommending the optimization and risk assessment of the protocols used. The present study demonstrated that the ImPACT simulation is the dosimetric method that most closely matches the experimental measurement performed with TLD. It is also observed the importance of investigating the equivalent doses in organs and tissues instead of just the calculate and compare effective doses, as has often been reported in the literature.

KEYWORDS: Positron emission tomography/computed tomography (PET/CT); Dosimetric methodologies; Thermoluminescent dosimetry (TLD).

CAPÍTULO 2

INCONSISTÊNCIAS EM REGRAS DE NEGÓCIO: UM MÉTODO PARA IDENTIFICAÇÃO AUTOMATIZADA USANDO ALLOY

Denilson dos Santos Guimaraes

lattes.cnpq.br/2613038622120914

PPGI/DCC/IM-UFRJ, Rio de Janeiro
(RJ)

Eber Assis Schmitz

lattes.cnpq.br/0369165171803086

PPGI/DCC/IM-UFRJ, Rio de Janeiro
(RJ)

**Antônio Juarez Sylvio Menezes de
Alencar**

lattes.cnpq.br/6668794573213317

PPGI/DCC/IM-UFRJ, Rio de Janeiro
(RJ)

RESUMO – Regras de negócio representam uma das formas mais efetivas de expressar conhecimento de negócio e, hoje em dia, empresas ágeis estão procurando identificar, representar e documentar essas regras, de forma que sejam claramente compreendidas e corretamente usadas por toda a empresa. Além disso, as regras de negócio são parte primordial de todos os sistemas de informação (SI) e neles estão sempre presentes. Assim, a identificação de erros em regras de negócio assume importância cada vez maior no desenvolvimento de SI, pois esses erros impactam em seus custos

finais. Em particular, quanto mais tarde essa identificação ocorre, mais os custos de correção aumentam, podendo chegar a centenas de milhões de dólares por ano. Este artigo apresenta o método MIIRNA para a verificação da consistência de um conjunto de regras de negócio aplicadas em um domínio específico de negócio, usando a ferramenta *Alloy* e os paradigmas *instance finding* e *small scope hypothesis*, propostos na literatura acadêmica.

Verificou-se que o método é aplicável e eficiente para conjuntos de regras de negócio de tamanho e complexidade médios. Para conjuntos de porte e complexidade maiores, a *small scope hypothesis* traz grandes possibilidades de escalabilidade do método MIIRNA.

A partir desses resultados, podemos concluir que o método é viável, podendo ser usado tanto por analistas de sistemas quanto por analistas de negócio, de forma desacoplada da implementação dos SI.

PALAVRAS-CHAVE: Regras de Negócio; *Alloy*; Inconsistências.

1. INTRODUÇÃO

1.1. Motivação

Regras de negócio são declarações que definem ou restringem algum aspecto do negócio e têm por fim afirmar a estrutura do negócio ou controlar ou influenciar o comportamento do negócio (BUSINESS RULES GROUP, 2015). De um modo genérico, são restrições que definem condições que devem ser satisfeitas em situações específicas. Não são a descrição de um processo ou de um procedimento, mas, na verdade, definem as condições sob as quais um processo é executado ou as novas condições que existirão após um processo ser completado (MORGAN, 2002).

Um conjunto de expressões de regras de negócio definem a lógica desejada do negócio e, assim, representa uma das formas mais efetivas de expressar conhecimento de negócio. Por conta disso, hoje em dia, empresas ágeis e dinâmicas estão procurando identificar, representar e documentar essas regras, de forma que sejam compreendidas e claramente usadas por toda a empresa (SOUZA, 2002). Além disso, as regras de negócio são parte primordial de todos os sistemas de informação e neles estão sempre presentes, o que impacta diretamente nos prazos e custos envolvidos nos projetos de desenvolvimento/manutenção desses sistemas.

Um exemplo simples de regra de negócio que ilustra o exposto acima seria: Um novo empréstimo não pode ser ofertado para um cliente com saldo devedor.

Segundo DENNE e CLELAND-HUANG (2004), os inúmeros relatos de projetos cancelados ou não terminados indicam claramente que o desenvolvimento de software pode ser um empreendimento caro e arriscado. Ainda segundo esses autores, institutos de pesquisa dimensionaram o custo de projetos de software fracassados em impressionantes bilhões de dólares por ano, apenas nos Estados Unidos.

A forma mais efetiva de reduzir os custos e os riscos de um projeto de desenvolvimento de software se daria antes da própria escrita do software, sendo necessário buscar mais do que nunca aproximar as equipes de desenvolvimento (analistas e desenvolvedores) das pessoas que definem os requisitos e articulam as necessidades para aquele software (*stakeholders*). Lamentavelmente, a falta de envolvimento dos *stakeholders* é uma fraqueza da maioria dos processos de desenvolvimento de software, em que o produto criado só se torna visível quando um release é disponibilizado (DENNE; CLELAND-HUANG, 2004).

As regras de negócio estão espalhadas pelas organizações como um todo, sejam embutidas nos processos de negócio, nos manuais e políticas da empresa, nas linhas de codificação dos sistemas de informação ou ainda na cabeça de seus *stakeholders*. As regras “*corretas*” trazem sucesso

para a empresa e satisfação para seus clientes. As regras “erradas” trazem problemas e incertezas. Nunca se pode prever ao certo quando uma regra “errada” pode ocorrer, nem mesmo saber se ela existe, nem qual o impacto dessa falha (VON HALLE; GOLDBERG, 2006).

Dessa forma, a identificação de erros em regras de negócio assume uma importância cada vez maior no desenvolvimento de sistemas de informação, pois esses erros impactam nos custos finais desses sistemas. Em particular, quanto mais tarde essa identificação ocorre, maiores são os custos de correção. Neste trabalho, utilizaremos a terminologia “erros”, no lugar de “defeitos”, adotada na norma IEEE 1044 *Standard Classifications for Software Anomalies*, por considerarmos que defeito é um erro descoberto após o software ser entregue, o que não é o caso tratado nesta pesquisa.

BOEHM (1981) estimou o custo percentual relativo para a correção de erros encontrados em cada uma das atividades do desenvolvimento de sistemas de informação, que aumentaria significativamente ao longo do tempo, sendo que um erro detectado na fase inicial teria custos de correção muito pequenos, de acordo com esses estudos, como exibido na figura 1.

Figura 1: Evolução dos custos para correção de erros



Fonte: BOEHM, 1981 (figura adaptada pelo autor).

Dessa forma, pode-se perceber como é recomendável investir esforços para reduzir os custos de manutenção dos sistemas de informação, o que também pode ser alcançado com a identificação rápida e antecipada de erros nas especificações das regras de negócio, quando esses sistemas passarem por manutenções. Como citam ROSS e LAM (2011), é preciso deixar bem claro que regras de negócio e requisitos de software não são a mesma coisa. A principal diferença está no fato de que os requisitos evoluem antes e durante o desenvolvimento de um sistema, enquanto as regras de negócio evoluem mesmo após a entrega desse sistema, o que faz toda a diferença,

em relação principalmente aos custos envolvidos nas manutenções que o sistema irá sofrer. O release oficial de um sistema é apenas o começo da sua vida. E as principais mudanças a que ele se submete estão relacionadas com as regras de negócio, tendo em vista que o negócio constantemente necessita ajustar seus parâmetros e decisões. Ou seja, os ciclos de vida dos requisitos e das regras de negócio são diferentes.

A outra vantagem de se tratar as regras de negócio separadamente dos requisitos, através de fluxos específicos, é que o tratamento das regras pode ser atribuído a equipes multidisciplinares especializadas no negócio (analistas de negócio, *stakeholders*, analistas de processos), enquanto o tratamento dos requisitos (funcionais e não funcionais) pode ser atribuído a equipes especializadas em *system design*. Desta forma, pode haver menor necessidade de entregáveis e provavelmente de codificação, de acordo com a tecnologia que for usada para a implementação (VON HALLE, 2002).

1.2. Arcabouço Conceitual

Regras de negócio começaram a receber um foco mais intenso na modelagem de sistemas de informação durante os anos 80, quando passaram a ser objeto de discussões pelos profissionais de gerenciamento de dados (VON HALLE; GOLDBERG, 2006). À medida que a tecnologia avançou e a demanda por maior agilidade na construção de sistemas de informação aumentou, as regras de negócio passaram a assumir um papel mais proeminente na arquitetura e no desenvolvimento desses sistemas.

O princípio básico dessa abordagem é que as regras de negócio devem ser especificadas e implementadas para que sejam rapidamente acessíveis e facilmente alteráveis, quando necessário, da forma mais amigável possível para o negócio (VON HALLE; GOLDBERG, 2006). O principal objetivo a ser atingido com essa abordagem é melhorar a clareza e a completude das especificações de negócio usadas para o desenvolvimento de aplicações, mas com o mínimo impacto no prazo e no custo envolvidos.

Para isso, as regras de negócio devem exprimir a lógica do negócio da forma o mais independente possível dos procedimentos de implementação. Dependendo da forma como o sistema foi desenhado, as várias decisões de negócio envolvidas precisam ser otimizadas e orquestradas, mas isso é na verdade um problema de design, não de análise de negócio.

Um modelo contendo apenas as regras de negócio essenciais, verdadeiras e fundamentais é mais maleável e ajustável a verificações e mudanças, do que um modelo orientado a questões de design e implementação. Esse princípio é chamado por ROSS (2009) de *Rule Independence*, em que as regras de negócio devem ser externalizadas dos processos de negócio e das implementações de sistemas, de forma a serem tratadas como um ativo separado.

O papel do analista de negócio é justamente especificar uma série de declarações claras sobre a lógica do negócio. A ênfase na clareza do entendimento é fundamental, porque as declarações de regras de negócio devem ser escritas de forma a não dar margem a dúvidas ou ambiguidades. Para isso, de um modo geral, recomenda-se que sejam expressas na forma de pequenas unidades gerenciáveis, como proposições lógicas (MORGAN, 2002).

O que nos leva a outra questão, que é a referente aos níveis de expressão possíveis para essa lógica de negócio. MORGAN (2002) propõe a existência de três níveis de detalhe para a expressão de regras de negócio, de acordo com os níveis de acessibilidade do conhecimento sobre o negócio e de possibilidade de automação dessa lógica:

- *Informal*: caracterizada por uso de expressões escritas em linguagem natural/ coloquial, com um conjunto limitado de padrões. Por exemplo:
Um cliente de conta-crédito deve ter no mínimo 18 anos de idade.
- *Técnico*: caracterizada por uso combinado de referência a dados estruturados, operadores e linguagem natural controlada (CNL). Por exemplo:
CreditAccount
sel.customer.age >= 18
- *Formal*: caracterizada por uso de declarações conforme uma sintaxe mais fortemente definida com propriedades matemáticas específicas. Por exemplo:

$(X, Y, (customerX) (creditAccount Y) (holder X Y)) ==> (ge (age X) 18)$

O analista de negócio geralmente cria as regras no nível informal, tratando-as como pedaços de texto, que têm a vantagem de serem mais fáceis de serem lidas. Mas, nesse caso, todo o controle a respeito da estrutura, consistência e outras propriedades das regras fica dependendo exclusivamente da disciplina e capacitação do analista. Ou seja, a transformação em estruturas formais, levando a uma ou mais possibilidades de automação da regra, é basicamente uma atividade humana, com consequentes possibilidades de introdução de erros (MORGAN, 2002).

Os erros mais comuns possíveis de ocorrer durante a especificação de regras de negócio podem ser classificados da seguinte maneira, de acordo com MORGAN (2002):

- **Regras que estão com erros de formação**, não estando conformes a padrões locais ou a modelos para escrita de regras;
- **Regras que usam termos inexistentes** nos modelos conceituais que suportam o negócio;
- **Regras que estão inconsistentes**, levando a resultados ambíguos quando associadas a outras regras.

Os dois primeiros tipos de erros podem ser verificados através de revisões manuais de qualidade, que foquem em garantir que as declarações de regras de negócio formam uma descrição acurada da lógica de negócio que se pretende usar no desenvolvimento de sistemas de informação.

Já o terceiro tipo de erro pode ser mais difícil de se verificar manualmente, porque envolve a possibilidade de erros acarretados pela combinação de várias regras simultaneamente.

De acordo com MORGAN (2002) e ZHANG e NGUYEN (1994), os tipos de inconsistências mais comuns que ocorrem durante a especificação de regras de negócio são: redundância, sobreposição, conflito e incompletude.

- **Redundância** ocorre quando duas regras têm o mesmo conjunto de condições (cuja condições podem ser organizadas em ordens diferentes) e a mesma conclusão. Então, uma delas é dita redundante (ZHANG; NGUYEN, 1994).
- **Sobreposição** ocorre quando uma regra está total ou parcialmente contida em outra regra (MORGAN, 2002) ou quando duas regras têm a mesma conclusão e uma delas tem a parte condicional mais restritiva, sendo que a regra mais restritiva pode ser absorvida pela regra menos restritiva, pelo fato de que sempre que a primeira ocorrer, a outra também ocorre (ZHANG; NGUYEN, 1994).
- **Conflito** ocorre quando duas ou mais regras produzem resultados contraditórios (MORGAN, 2002) ou suas partes condicionais consistem no mesmo conjunto de átomos (Fórmulas atômicas ou variáveis proposicionais), mas as conclusões são mutuamente exclusivas (ZHANG; NGUYEN, 1994).
- **Incompletude** ocorre quando nem toda a informação necessária para produzir uma conclusão existe. Isto pode ser causado por lacunas deixadas inadvertidamente, conhecimento incerto ou perda de controle do crescimento da base de conhecimento (ZHANG; NGUYEN, 1994).

Como definir inconsistência? De acordo com HODGES (2001), crenças podem ser expressas através de sentenças declarativas. A consistência, no que diz respeito à lógica, está relacionada com a compatibilidade entre as crenças de um conjunto. Assim, um conjunto de crenças é dito consistente se há alguma situação possível em que todas as sentenças sejam verdadeiras. E esse conjunto é dito inconsistente, no contexto da lógica, se não há nenhuma situação possível em que todas as sentenças sejam verdadeiras.

Assim, de forma a testar a consistência de um conjunto de regras de negócio, fazemos uma simples suposição: *todas as inconsistências ocorrerão envolvendo diretamente um simples par de regras*. Neste caso,

será necessário checar a consistência de pares de sentenças.

Por exemplo, vamos considerar o conjunto, a seguir, composto pelas regras $r1$ e $r2$:

($r1$) Gosto de beber café -> Bebo cafeína

($r2$) Gosto de beber chá -> Bebo cafeína

O número de ocorrências possíveis de n sentenças combinadas em pares será dado pela fórmula:

$$C\binom{n}{2} = \frac{n!}{2!(n-2)!} = \frac{n \cdot (n-1)}{2} = \frac{n^2 - n}{2}$$

A complexidade computacional de tempo deste cálculo é da ordem de grandeza do crescimento quadrático, *i.e.*, seus valores crescem proporcionalmente ao argumento da função elevado ao quadrado, representado por $O(n^2)$. Por exemplo, quando n representa mil sentenças, o número de operações será na ordem de um milhão (MOORE; MERTENS, 2011). Essa complexidade crescerá conforme a checagem de consistência envolver grupos de três ou mais sentenças, até tornar-se exponencial, quando todos os conjuntos puderem vir a ter tamanho 2^n .

O número de ocorrências possíveis de n sentenças combinadas em grupos de três ou mais sentenças será dado pela fórmula:

$$C\binom{n}{2} + C\binom{n}{3} + C\binom{n}{4} + \dots + C\binom{n}{n} = 2^n$$

De modo a reduzir esse grande número de operações necessárias, é recomendado usar uma abordagem diferente, como a *instance finding*, proposta por JACKSON (2006). Mais do que tentar construir uma prova de que uma afirmativa acontece, a *instance finding* procura por uma refutação, checando a afirmativa e procurando por um caso particular em que se descobre que a afirmativa não acontece. Este caso é chamado de “contraexemplo”.

A *instance finding* tem um alcance muito maior do que os testes tradicionais e tende a ser muito mais efetiva em achar erros, porque a maioria dos erros tem pequenos contraexemplos. Em outras palavras, basta um único pequeno contraexemplo para provar que uma afirmativa é inválida. Para tornar a *instance finding* possível, é necessário definir um escopo que limite o tamanho das instâncias consideradas. Mesmo um pequeno escopo, geralmente define um enorme espaço de instâncias. Sistemas que falham em grandes instâncias quase sempre iriam falhar em pequenas instâncias com propriedades similares, mesmo se tais pequenas instâncias não ocorrerem na prática. Assim, checando todas as pequenas instâncias, as grandes

também serão efetivamente checadas. Isso é chamado por JACKSON (2006) de *small scope hypothesis*.

2. REFERENCIAL TEÓRICO

2.1. Alloy

Alloy é uma linguagem de modelagem estrutural baseada em lógica de primeira ordem, usada para expressar restrições e comportamentos de estruturas complexas e para descrever estruturas. Um modelo *Alloy* é uma coleção de restrições que descrevem implicitamente um conjunto de estruturas (JACKSON, 2015).

A linguagem *Alloy* é suportada por uma ferramenta interna embutida chamada *Alloy Analyzer*, que é um solucionador o qual, através das restrições de um modelo, encontra estruturas que as satisfaçam. Tecnicamente falando, é um “*model finder*”. Dada uma fórmula lógica (escrita em linguagem *Alloy*), tenta achar um modelo, ou seja, uma atribuição de valores a variáveis, que torne a fórmula verdadeira. Pode ser usada tanto para explorar o modelo, gerando amostras de estruturas (aqui chamadas de exemplos), quanto para avaliar as propriedades do modelo, gerando contraexemplos (JACKSON, 2015).

A estrutura básica de um modelo *Alloy* consiste de (JACKSON, 2006):

- Declarações de assinaturas, identificadas pela palavra reservada *sig*, cada uma representando um conjunto de átomos e podendo também introduzir alguns campos, cada um representando uma relação;
- Parágrafos de restrições, identificados pelas palavras reservadas *fact*, *fun* e *pred*, que registram várias formas de restrições e expressões;
- Parágrafos de assertivas, identificados pela palavra reservada *assert*, que registram propriedades que se espera que ocorram;
- Parágrafos de comandos, identificados pelas palavras reservadas *run* e *check*, com as instruções para o *Alloy Analyzer* executar análises.

Maiores informações sobre o *Alloy* podem ser encontradas em JACKSON (2015) e SEATER (2015)

2.2. Verificação das Regras de Negócio

A busca pela qualidade das regras de negócio exige duas atividades genéricas e complementares: validação e verificação (ROSS, 2009).

Validação significa garantir a correção das regras de negócio. No que diz respeito aos propósitos do negócio, possui o objetivo de certificar que, quando as regras forem aplicadas, os resultados serão apropriados nas circunstâncias relevantes. Consiste majoritariamente em uma questão

de inspeção humana e pode ser alcançada através do uso de diagramas, cenários de testes e análises individuais de cada regra de negócio. Validação de regras se refere a avaliar “se foram identificadas as regras de negócio certas” (ROSS, 2009).

Verificação, por outro lado, significa avaliar a adequação das regras de negócio, no que diz respeito à consistência lógica do conjunto (conforme descrito anteriormente neste artigo), e envolve descobrir regras de negócio (geralmente duas ou mais em combinação) que exibirão alguma anomalia. Verificação de regras se preocupa com “se as regras de negócio estão certas” (ROSS, 2009).

A atividade de verificação apoia a de validação, pois ajuda a garantir que, durante as simulações necessárias para a validação de um modelo, não sejam exibidos comportamentos irreais ou instáveis, assim como permite identificar limitações ou restrições para as simulações.

3. MÉTODO MIIRNA

3.1. Escopo do método

No método proposto neste trabalho, usaremos a ferramenta *Alloy* para suportar e automatizar a atividade de verificação, descrita anteriormente. Contudo, os exemplos de soluções possíveis exibidos pelo *Alloy* também podem ser usados como recursos de simulação do modelo e auxiliar a atividade de validação.

O método tratará basicamente as situações de conflito e de redundância de regras de negócio, conforme descrito anteriormente neste trabalho.

Para solucionar as situações de conflito identificadas pelo método proposto neste trabalho, é necessário buscar o envolvimento dos definidores do negócio, durante a atividade de validação descrita acima. Já para as situações de redundância, o próprio analista de negócio pode solucionar, bastando excluir a redundância indicada entre as regras.

3.2. Método MIIRNA (Método para Identificação de Inconsistências em Regras de Negócio usando o *Alloy*)

O método MIIRNA, proposto para a verificação da consistência de um conjunto de regras de negócio (RN), consiste nos seguintes passos:

1. Obter e especificar o vocabulário de negócio;
2. Identificar as RNs e especificá-las de forma estruturada, usando linguagem de negócio para representação.
3. Construir o modelo conceitual no *Alloy*, descrevendo os conceitos e

- fatos de negócio e as relações entre eles;
4. Introduzir cada nova RN no modelo *Alloy*, verificando e solucionando possíveis situações de inconsistência geradas;
 5. Repetir o passo 4, até que todas as regras de negócio tenham sido introduzidas e nenhuma inconsistência no modelo *Alloy* seja encontrada, de forma que se tenha construído o conjunto consistente de regras de negócio.

3.3. Especificação do Vocabulário de Negócio

Nessa etapa do método MIIRNA, o vocabulário de negócio deve ser especificado na forma de termos e fatos de negócio e as relações entre eles. Para tal, é recomendável usar um modelo conceitual que represente visualmente o entendimento (criando um novo, caso não exista).

Em seguida, as regras de negócio devem ser identificadas e especificadas de forma estruturada, usando linguagem de negócio para a sua representação.

3.4. Construção do Modelo Conceitual no Alloy

Nessa etapa do método MIIRNA, todos os conceitos e as relações do modelo conceitual de negócio devem ser transcritos para o *Alloy* na forma de conjuntos de estruturas, usando os parágrafos e as declarações de campos do *Alloy*, conforme descrito anteriormente neste trabalho.

3.5. Introdução das Regras de Negócio no Alloy

Nessa etapa do método MIIRNA, todas as regras de negócio especificadas em linguagem natural devem ser transcritas, uma de cada vez, para o *Alloy*.

A inconsistência pode ocorrer envolvendo mais de duas regras de negócio, pois o *Alloy Analyzer* analisa todas as restrições do modelo simultaneamente. Porém, a verificação do método MIIRNA e a subsequente solução da inconsistência ocorrerão usando um par de regras a cada vez, contendo a nova regra introduzida e uma regra já existente no modelo *Alloy*.

Para tal, devem ser seguidos os seguintes passos:

1. Converter cada regra a ser introduzida no modelo em um parágrafo *pred* do *Alloy*;
2. Definir um parágrafo *assert* do *Alloy* para a restrição *pred* usada no passo 1 e executar o comando *check* do *Alloy*, procurando por exemplos inválidos para o conjunto de RN modelado. A quantidade de instâncias a serem verificadas pelo comando *check* do *Alloy* deve seguir os princípios da *small scope hypothesis*, conforme descrito

anteriormente neste trabalho.

- a. Se um exemplo inválido for encontrado, então a nova regra possivelmente criou um conflito. A possível regra conflitante deve ser encontrada e o modelo deve ser ajustado, como descrito abaixo:
 - i. **Regras conflitantes:** quando o *Alloy Analyzer* indica que o modelo está inconsistente. Neste caso, a nova regra deve ser verificada com toda outra regra possivelmente conflitante no modelo. Isto pode ser feito criando um parágrafo *pred* de teste, contendo a disjunção entre a nova regra e a possível regra conflitante. Um parágrafo *assert* para esse teste deve ser criado e o comando *check* deve ser executado de novo. Se nenhum contraexemplo for encontrado, então o conflito entre as regras está provado e deve ser solucionado;
- b. Se nenhum exemplo inválido for encontrado, então há possibilidade de a nova regra ter criado uma redundância. A possível regra redundante deve ser encontrada e o modelo deve ser ajustado, como descrito abaixo:
 - i. **Regras redundantes:** quando o *Alloy Analyzer* indica que o modelo está consistente. Neste caso, a nova regra deve ser verificada com toda outra regra possivelmente redundante no modelo. Isto pode ser feito criando um parágrafo *pred* de teste, contendo a nova regra e a negação da possível regra redundante. Um parágrafo *assert* para esse teste deve ser criado e o comando *check* deve ser executado de novo. Se um contraexemplo for encontrado, a redundância entre as regras está provada e deve ser solucionada;
3. Após a nova regra ter se tornado consistente e não redundante com o modelo de RN, deve ser convertida em um parágrafo *fact* do *Alloy*;
4. Repetir todo o procedimento desde o passo 1, até que todas as regras tenham sido introduzidas e verificadas no modelo.

3.6. Geração do conjunto consistente de regras de negócio

Nesta etapa do método MIIRNA, todas as regras de negócio foram transcritas para o *Alloy* e verificadas quanto à sua consistência, de acordo com o descrito anteriormente neste trabalho. Nesse momento, todas as regras de negócio introduzidas no modelo estão escritas na forma de parágrafos *fact* do *Alloy*.

Dessa forma, foi gerado o conjunto consistente de regras de negócio que poderão ser exibidas para os definidores do negócio, para dar suporte às atividades de validação.

A cada atualização das especificações do negócio, o método MIIRNA deve ser executado de novo, de forma que o conjunto consistente de regras de negócio seja sempre evolutivo.

4. CONCLUSÕES

A identificação antecipada de erros nas especificações de regras de negócio proporciona ganhos significativos para os projetos de desenvolvimento/manutenção de sistemas de informação. A redução de custos desses projetos pode ser alcançada com a diminuição do tempo e do esforço necessários para a entrega dos seus produtos finais. Também se pode aferir na forma de ganhos intangíveis, alcançados com a efetiva satisfação dos clientes e usuários desses sistemas de informação.

Além disso, um conjunto consistente de regras de negócio pode ser gerado com mais facilidade, já que a atividade de verificação de regras de negócio, cuja automatização é proporcionada pelo método MIIRNA, pode viabilizar que a subsequente atividade de validação de regras de negócio, a ser executada de forma manual, venha a ocorrer com mais rapidez e menos probabilidade de ocorrência de erros intrínsecos à semântica ou à lógica das proposições.

O método MIIRNA também se mostrou um complemento bastante recomendável ao uso de casos de testes para se identificar erros nas especificações de negócio. Conforme explanado anteriormente neste trabalho, os casos de teste dependem da implementação do código para serem efetuados, o que geralmente só ocorre em etapas posteriores dos projetos de desenvolvimento/manutenção de sistemas de informação, quando a correção de possíveis erros é bem mais impactante. Além disso, centenas ou mesmo milhares de casos de teste podem ser necessários para que se chegue a um resultado, que, mesmo assim, pode não ser totalmente confiável.

Este trabalho mostrou que o método MIIRNA proposto é capaz de identificar as inconsistências mais típicas em regras de negócio (sobreposição, redundância e conflito). A exibição dos contraexemplos encontrados torna a detecção e a correção desses erros mais fáceis e rápidas. Isto implica em um modelo de especificação de regras de negócio mais consistente e confiável, cuja verificação se inicia antes da atividade de implementação, podendo ser realizada junto com a atividade de modelagem do sistema de informação.

Maiores esclarecimentos sobre o método MIIRNA podem ser obtidos no artigo *“A Method for Verifying the Consistency of Business Rules Using Alloy”* (GUIMARAES et al., 2014) e na dissertação de mestrado *“Inconsistências em Regras de Negócio: um método para identificação automatizada usando Alloy”* (GUIMARAES et al., 2015).

5. AGRADECIMENTOS

Agradecemos à professora Priscila Machado Vieira Lima, do PPGI/DCC/IM-UFRJ (RJ), pelos ensinamentos em sala de aula, que foram muito utilizados neste trabalho.

REFERÊNCIAS

BUSINESS RULES GROUP. **Defining business rules... What is a business rule?** Disponível em: <http://www.businessrulesgroup.org/defnbrg.shtml>. Acesso em: 29 jul. 2015.

DENNE M.; CLELAND-HUANG, J. **Software by numbers: low risk, high return development**. Upper Saddle River, N.J.: Prentice Hall, 2004.

GUIMARAES, D. et al. **A method for verifying the consistency of business rules using alloy**. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOFTWARE ENGINEERING AND KNOWLEDGE ENGINEERING, 26., 2014, Vancouver. Proceedings... 2014. p. 381-386.

GUIMARAES, D. et al. **Inconsistências em regras de negócio: um método para identificação automatizada usando Alloy**. 2015. Dissertação (Mestrado em Sistemas de Informação) - Instituto de Matemática, Núcleo de Computação Eletrônica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.

HODGES, W. **Logic**. New York: Penguin Books, 2001.

JACKSON, D. **Software abstractions: logic, language and analysis**. Cambridge: MIT Press, 2006.

JACKSON, D. **Alloy: a language and tool for relational models**. Disponível em: <https://alloytools.org/about.html>. Acesso em: 29 jul. 2015.

MORGAN, T. **Business rules and information systems: aligning IT with business goals**. Boston: Addison-Wesley, 2002.

MOORE, C.; MERTENS, S. **The nature of computation**. Oxford; New York: Oxford University Press, 2011.

ROSS, R. G. **Business rule concepts: getting to the point of knowledge**. Houston: Business Rules Solution, 2009.

ROSS R. G.; LAM, G. S. W. **Building business solutions: business analysis with business rules**. Houston: Business Rules Solutions, 2011.

SEATER, R. et al. **Tutorial for alloy analyzer 4.0**. Disponível em: <http://alloytools.org/tutorials/online/>. Acesso em: 9 out. 2015.

SOUZA, M. G. de. **Uma abordagem de regras de negócio baseada em linguagem natural estruturada**. 2002. Dissertação (Mestrado em Ciência da Computação) - Instituto de Matemática, Núcleo de Computação Eletrônica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.

VON HALLE, B. **Business rules applied: business better systems using the business rules approach**. New York: Wiley, 2002.

VON HALLE, B.; GOLDBERG, L. **The business rule revolution: running business the right way**. Cupertino, CA: Happy About, 2006.

ZHANG, D.; NGUYEN, D. **PREPARE: a tool for knowledge base verification**. IEEE Transactions on Knowledge and Data Engineering, v. 6, n. 6, p. 983-989, dez. 1994.

INCONSISTENCIES ON BUSINESS RULES: A METHOD FOR AUTOMATIZED IDENTIFICATION USING ALLOY

ABSTRACT – Business rules represent one of the most effective way of express business knowledge. Agile enterprises are investing in identify, represent and document them, so that they are easily understood and correctly used. In addition, business rules are primordial part of every Information System (IS) and are always present in them. This way, identifying mistakes in business rules is increasingly becoming a question of great concern for IS development, as they may have great impact on final costs. In particular, the later an error identification happens, the higher the correction cost, increasing these figures to hundreds of millions of dollars per year. This article presents the method MIIRNA for verifying the consistency of a business rules set applied to a particular business domain, using the *Alloy* tool and the *instance finding* and *small scope hypothesis* paradigms, proposed in academic literature. It was verified the applicability and efficiency of the method for business rules set with medium size and complexity. For sets with bigger size and complexity, the *small scope hypothesis* provides great possibility of scalability of method MIIRNA. With these results, it can be concluded that the method is viable, and it can be used either by system analysts or by business analysts, dissociated from the IS implementation.

KEYWORDS: Business Rules; Alloy; Inconsistencies.



ENGENHARIA

SEÇÃO 2

CAPÍTULO 3

ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO AERODINÂMICO DA CARROCERIA DE UM ÔNIBUS RODOVIÁRIO

Giovanni Matheus Rech

lattes.cnpq.br/3077081419985976

Universidade de Caxias do Sul,
Caxias do Sul, Rio Grande do Sul

RESUMO - Esse trabalho tem como objetivo avaliar os parâmetros aerodinâmicos de um modelo de ônibus rodoviário, comparando os resultados obtidos de simulação computacional via CFD (*Computational Fluid Dynamics*), utilizando o *software* ANSYS FLUENT®, com aqueles obtidos de experimentação em túnel de vento. O veículo foi modelado em duas escalas diferentes, 1/42 e 1/24, juntamente com dois modelos de dimensões diferentes do corpo de *Ahmed*, utilizado nesse trabalho como uma comparação com a literatura. Para as análises do corpo de *Ahmed* foram utilizados seis modelos de turbulência, enquanto para o modelo do ônibus foi utilizado apenas o modelo $\kappa - \epsilon$ *Standard*. Na análise experimental foram realizados ensaios de distribuição de pressão e arrasto aerodinâmico (C_d), variando a altura do vão livre entre a mesa automobilística e a superfície inferior dos modelos e variando também a velocidade do ar. Nos ensaios de pressão o coeficiente

de pressão (C_p) não houve uma variação significativa entre o ensaio experimental e o da análise via CFD para ambos os modelos.

PALAVRAS-CHAVE: Coeficiente de arrasto; Simulações CFD; Túnel de vento.

1. INTRODUÇÃO

O estudo da aerodinâmica está se tornando cada dia mais fundamental em veículos, sejam eles de passeio ou de carga. É através desse estudo que se torna possível a melhora do rendimento de um determinado veículo, evitando assim perdas significativas no consumo de combustível, emissões de gases nocivos na atmosfera, entre outros. A busca por um design mais inovador vem se tornando um diferencial na compra desses produtos, pois reduzir o arrasto aerodinâmico sem afetar o conforto dos ocupantes do veículo é primordial para diferenciar seu produto da concorrência.

De acordo com TUNAY et al. (2016) o escoamento ao redor de veículos é extremamente complicado, pois devido ao fluxo em torno deles ser muito turbulento dificulta as análises experimentais e numéricas.

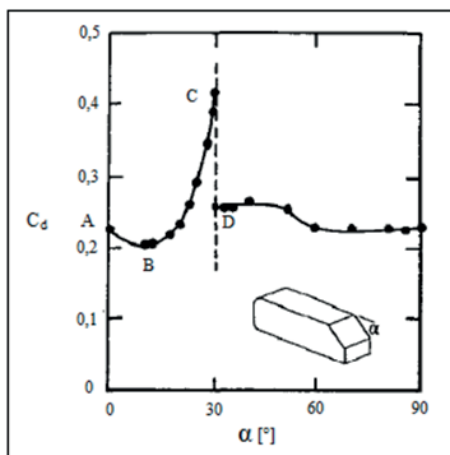
Segundo KATZ (1995), a força de arrasto tem sua direção paralela ao escoamento e em sentido contrário, aponta para a parte traseira do veículo. Como o coeficiente de arrasto (C_d) é adimensional, não depende da velocidade em que o veículo está, sendo assim, relacionada apenas a forma que o objeto apresenta. O coeficiente de arrasto pode ser definido através da equação 1.

$$C_d = \frac{F_d}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2 A_f} \quad (1)$$

onde C_d é o coeficiente de arrasto (unidimensional), F_d é a força de arrasto (N), ρ é a massa específica do ar (kg/m^3), U_∞^2 é a velocidade do escoamento livre (m/s) e A_f é a área frontal do corpo imerso no fluido (m^2).

Conforme HANFENG et al. (2016), o corpo de *Ahmed* é uma geometria muito simples de um veículo e devido ao seu escoamento na região traseira se tornou objeto de muitos estudos. Em uma análise realizada por Ahmed et. al., foram obtidos resultados para o coeficiente de arrasto (C_d) em função do ângulo de inclinação da superfície traseira do modelo conforme mostrado na Figura 1. Pode-se verificar que ocorre um aumento no C_d , à medida que o ângulo do chanfro cresce de aproximadamente 15° até 30° .

Figura 1 – Resultados experimentais no corpo de *Ahmed*.

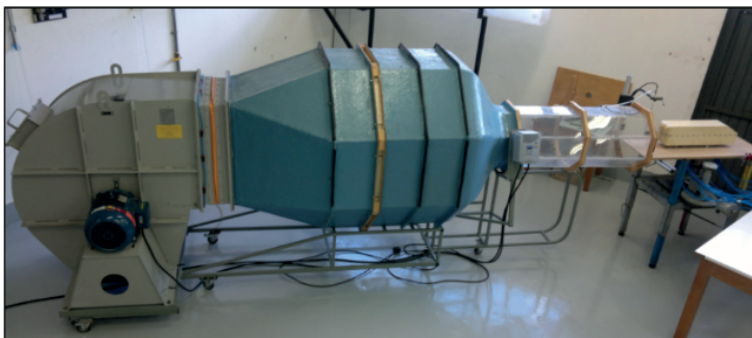


Fonte: Adaptado de Hucho et. al., 1998.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Para os ensaios experimentais foi utilizado um túnel de vento de circuito aberto. A Figura 2 ilustra o túnel de vento utilizado.

Figura 2 – Túnel de vento utilizado no estudo.



Para simular o efeito do solo foram construídas duas mesas automobilísticas em MDF (*Medium Density Fiberboard*). Em ambas as mesas a extremidade do chanfro foi apoiada nas paredes em ângulo da seção de testes octogonal, ficando em torno de 200 mm para dentro dessa seção. A outra extremidade ficou apoiada em uma travessa de uma mesa metálica externa.

O primeiro modelo do ônibus utilizado possui escala 1/42 com área frontal de $0,005453 \text{ m}^2$ e o segundo modelo em escala 1/24 com área frontal de $0,01653 \text{ m}^2$. As figuras 3 e 4 apresentam as dimensões para o modelo menor e maior do ônibus utilizado.

Figura 3 – Dimensões (mm) dos modelos do ônibus 1/42

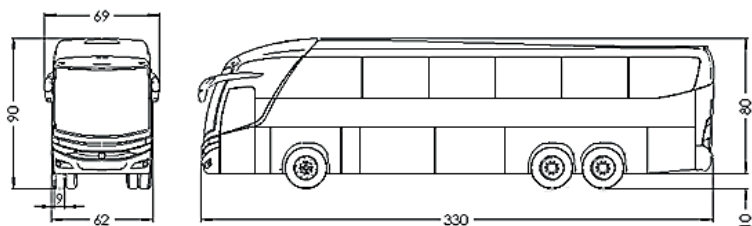
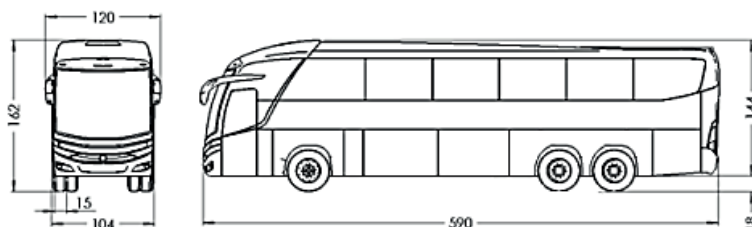


Figura 4 – Dimensões (mm) dos modelos do ônibus 1/24



Também foram utilizados dois modelos conhecidos como corpo de *Ahmed* e ambos com dimensões semelhantes àsquelas dos modelos do ônibus. O primeiro apresenta uma área frontal de $0,00614 \text{ m}^2$ e o segundo $0,01809 \text{ m}^2$. As figuras 5 e 6 representam as dimensões dos modelos.

Figura 5 – Dimensões (mm) para o corpo de *Ahmed* menor.

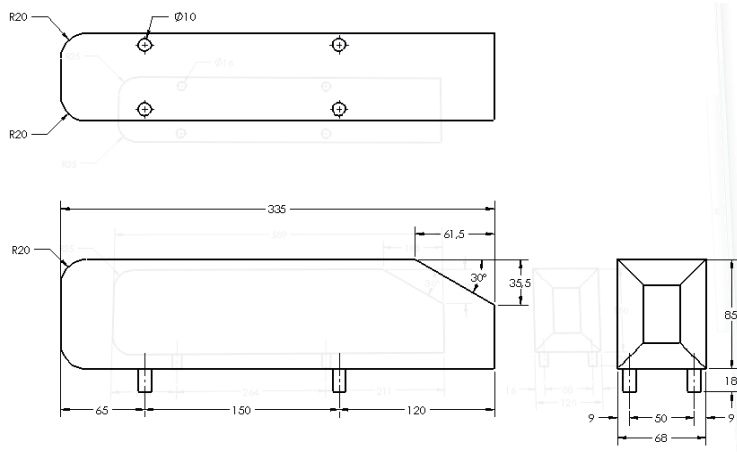
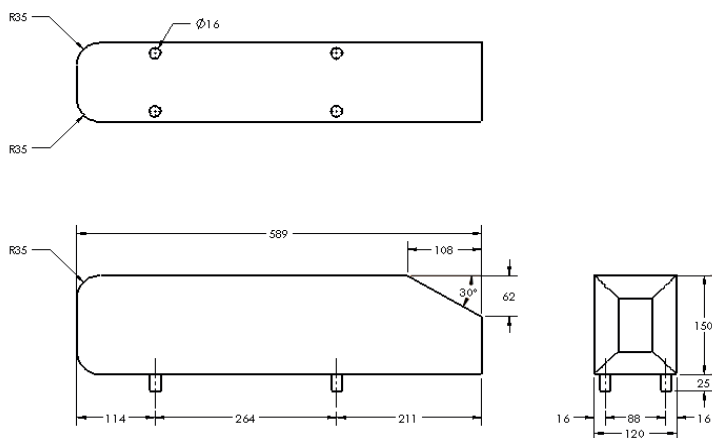


Figura 6 – Dimensões (mm) para o corpo de *Ahmed* maior.



Para realizar as medições da velocidade do escoamento do ar e de pressão foi utilizado um micromanômetro digital de pressão diferencial. A medida da velocidade foi realizada indiretamente através de um tubo de pitot de diâmetro externo de 3 mm. A medição da força de arrasto foi realizada

utilizando uma célula de carga com capacidade de 2 kg (19,62 N).

Para realizar a medição da força de arrasto a célula de carga foi posicionada no sentido vertical acoplada a uma haste. A haste por sua vez se estende para cima, passando pelo furo central da mesa automobilística e na sua extremidade é montado o modelo. A montagem da célula de carga é ilustrada na Figura 7.

Figura 7 – Montagem da célula de carga



Após a calibração do sistema foi definido que seriam realizados três testes utilizando o corpo de *Ahmed*, sendo dois variando a altura e um com o modelo maior. Além disso, seriam realizados três ensaios com o modelo do ônibus: dois com alterações das distancias em relação a mesa e um com alteração na escala do ônibus. Para esses testes, a velocidade máxima foi de 32 m/s. Para a aquisição dos dados foi utilizado o *Software System 5000*, modelo 5100 *Scanner* da *Vishay Measurements Group*.

Foram realizados dois ensaios de pressão, um para o modelo do ônibus em escala 1/42 e outro para o corpo de *Ahmed* maior. Para o modelo do ônibus foram realizadas 18 tomadas de pressão ao longo da superfície externa, enquanto no modelo de *Ahmed* foram 45 pontos de pressão. As mangueiras utilizadas têm um diâmetro externo de 3,2 mm com 0,8 mm de espessura de parede.

No modelo do ônibus foram realizados quatro ensaios para velocidades diferentes, sendo elas: 16, 19, 21 e 23 m/s. Já para o modelo de *Ahmed* maior as velocidades foram de 20, 24, 28 e 32 m/s. As Figuras 8a, 8b e 8c representam os pontos de tomada de pressão na superfície dianteira, traseira e superior do ônibus em escala 1/42, respectivamente. Enquanto as Figuras 9a, 9b, 9c e 9d representam as tomadas de pressão na superfície frontal, traseira, lateral esquerda e superior, respectivamente para o corpo de *Ahmed*.

Figura 8 – Tomadas de pressão para o modelo do ônibus.

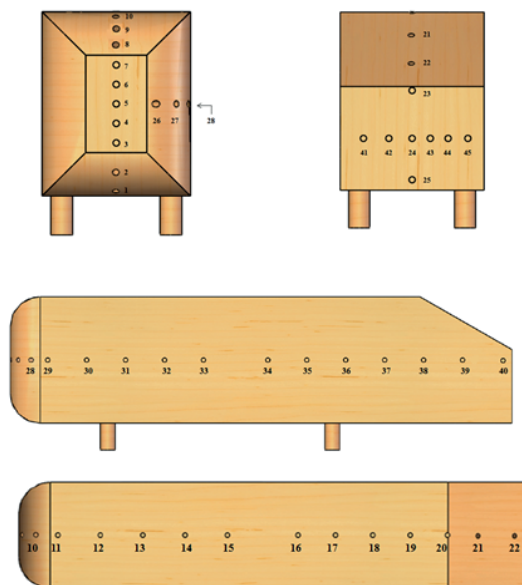


Com as medidas de pressão ao longo da superfície do modelo, foram determinados os coeficientes de pressão nos pontos identificados nas figuras 8 e 9 através da Equação 2.

$$C_p = \frac{p_i - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2} \quad (2)$$

onde p_i é a pressão em cada tomada de pressão no modelo, p_∞ é a pressão estática medida na tomada de pressão estática do tubo de Pitot.

Figura 9 – Tomadas de pressão para o corpo de *Ahmed*.



O programa computacional utilizado nesse estudo foi o Software ANSYS FLUENT®. Para a análise numérica foi considerado como domínio computacional um meio cilindro, pois é o formato que mais se aproxima da secção ortogonal do túnel de vento utilizado nesse trabalho. As dimensões utilizadas são equivalentes às dimensões do túnel de vento, ou seja, diâmetro de 400 mm, comprimento até a superfície frontal do modelo de 1000 mm e comprimento da superfície traseira do modelo até o final do domínio de 1500 mm.

As condições de contorno utilizadas no domínio computacional para todos os modelos são: na face frontal foi definida como velocidade de entrada (*velocity-inlet*) com a magnitude de 32 m/s, a face do lado direito foi definida como face de simetria (*symmetry*), a face de saída foi definida como pressão manométrica de saída (*pressure-outlet*) o valor de zero Pa, o piso e a lateral foram definidos como parede (*wall*) sem a condição de deslizamento (*no slip wall*).

Foram utilizados cinco modelos de turbulência nos ensaios computacionais para o corpo de *Ahmed* são eles: Spalart – Allmaras, $\kappa - \epsilon$ *Standard*, $\kappa - \epsilon$ RNG, $\kappa - \omega$ *Standard*, $\kappa - \omega$ SST e SST. Para o modelo do ônibus foi utilizado apenas o modelo de turbulência $\kappa - \epsilon$ *Standard*.

Para os ensaios de visualização foram utilizados fios de lã, no ônibus em escala 1/24 e no corpo de *Ahmed* menor a velocidade de ensaio foi de 32 m/s.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O quadro 1 mostra a diferença no valor do C_d entre o corpo de *Ahmed* maior e menor para um mesmo modelo de turbulência, onde o modelo $\kappa - \varepsilon$ *Standard* não apresentou diferença quando a escala do modelo aumentou.

Quadro 1 – C_d para os corpos de *Ahmed* via CFD.

Modelo de Turbulência	<i>Ahmed</i> menor	<i>Ahmed</i> maior	\neq ref. mod. maior
<i>Spalart - Allmaras</i>	0,464	0,481	4%
$\kappa - \varepsilon$ <i>Standard</i>	0,460	0,460	0%
$\kappa - \varepsilon$ RNG	0,418	0,451	7%
$\kappa - \omega$ <i>Standard</i>	0,444	0,449	1%
$\kappa - \omega$ SST	0,448	0,472	5%
SST	0,449	0,474	5%

Comparando os C_d numéricos para os modelos do ônibus, verifica-se que existe diferença de 4,9%, utilizando como referência o modelo em escala 1/24. O quadro 2 representa o comparativo.

Quadro 2 – C_d para os modelos de ônibus 1/42 e 1/24.

Modelo de Turbulência	Ônibus 1/42	Ônibus 1/24	\neq ref. mod. maior
$\kappa - \varepsilon$ <i>Standard</i>	0,426	0,406	5%

Comparando as escalas dos corpos de *Ahmed* com os modelos dos ônibus e seus valores de C_d , verifica-se que para o ônibus em escala 1/42 o C_d foi maior que para o modelo do corpo de *Ahmed*. Quando comparado os tamanhos maiores dos modelos o corpo de *Ahmed* tem um C_d maior que o modelo do ônibus em escala 1/24. O quadro 3 apresenta um comparativo para os valores do C_d de acordo com cada modelo.

Quadro 3 – Comparativo entre o corpo de *Ahmed* com os modelos do ônibus.

Corpo de <i>Ahmed</i>	Modelo do ônibus	≠ ref. ônibus
Menor junto à mesa $C_d = 0,507$	Escala 1/42 junto à mesa $C_d = 0,557$	9%
Menor afastado da mesa $C_d = 0,530$	Escala 1/42 afastado da mesa $C_d = 0,591$	10%
Maior junto à mesa $C_d = 0,654$	Escala 1/24 junto à mesa $C_d = 0,530$	23%

O quadro 4 mostra os valores para o C_d entre os modelos quando comparado a análise numérica com a experimental.

Quadro 4 – Comparativo entre o método numérico e o experimental para os modelos.

Modelo	Numérico	Experimental	≠ ref. experimental
Ônibus 1/42	0,426	0,557	24%
Ônibus 1/24	0,406	0,530	23%
<i>Ahmed</i> menor	0,460	0,507	9%
<i>Ahmed</i> maior	0,460	0,654	30%

Outra análise que se pode fazer com esse estudo é estimar a força de arrasto para o modelo real a uma velocidade de 80 km/h (22,2 m/s), utilizando como referência o valor do C_d de 0,545. Utilizando a equação (1) é possível afirmar que a uma velocidade de 22,2 m/s demandará do motor cerca de 32,5 kW de potência. Desta forma, sabendo que a potência do motor que equipa o ônibus estudado é de 295 kW, a resistência aerodinâmica ao avanço do ônibus representa cerca de 11% dessa potência.

Nos ensaios de distribuição de pressão realizados no modelo do ônibus 1/42 foram encontrados os valores apresentados na figura 14, cujos pontos representam os valores de C_p em cada tomada de pressão.

Para os ensaios para o corpo de *Ahmed* maior foram medidas às pressões nas 45 tomadas de ar distribuídas ao longo do modelo (figura 9). A figura 10 representa as curvas do C_p , para cada velocidade, ao longo do plano de simetria do modelo.

Figura 10 – Variação do C_p para do modelo do ônibus em escala 1/42.

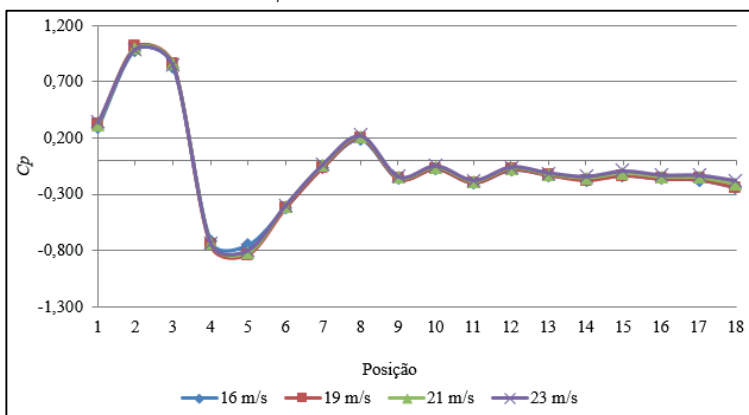
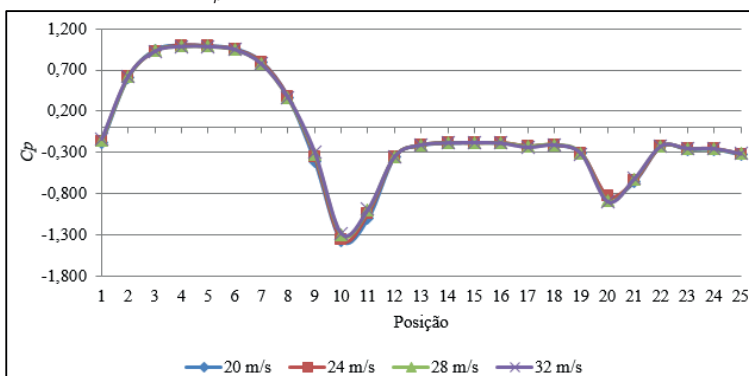
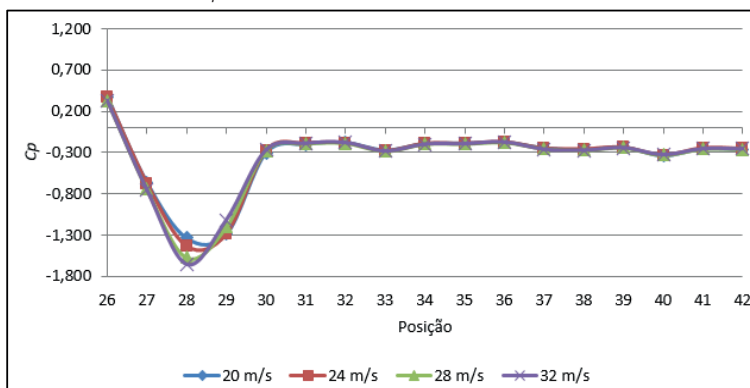


Figura 11 – Curvas do C_p para o corpo de *Ahmed* maior no plano de simetria.



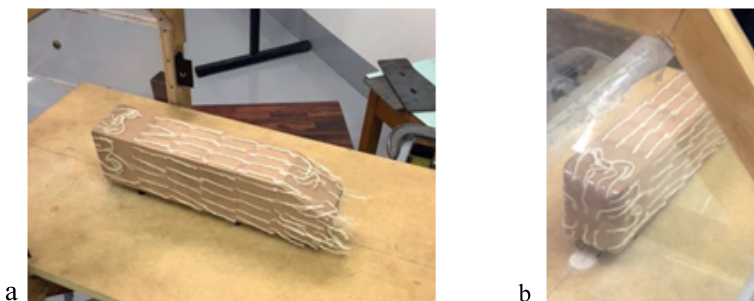
A figura 12 ilustra as curvas de C_p na região lateral do modelo nas respectivas velocidades.

Figura 12 – Curva do C_p para o corpo de *Ahmed* maior na superfície lateral.



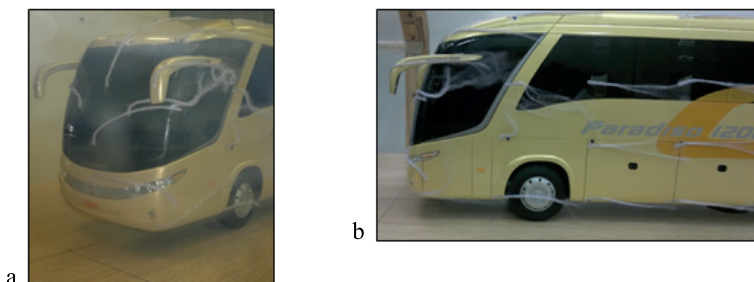
As Figuras 13a e 13b mostram o ensaio de visualização utilizando fios de lã no corpo de *Ahmed*.

Figura 13 – Ensaios com fios de lã para o corpo de Ahmed na superfície lateral e frontal.



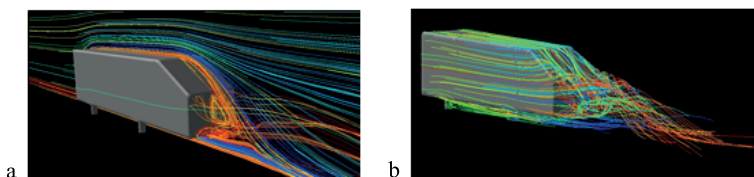
As Figuras 14a e 14b mostram o ensaio de visualização utilizando fios de lã para o modelo do ônibus em escala 1/24.

Figura 14 – Ensaio utilizando fios de lã na dianteira e lateral do ônibus em escala 1/24.



A Figura 15a mostra as linhas de corrente para o corpo de Ahmed menor e a 15b para o maior.

Figura 15 – Linhas de corrente do corpo de *Ahmed* menor.



A Figura 16a ilustra as linhas de corrente para a região frontal do modelo do ônibus em escala 1/42 e na Figura 16b as linhas de corrente para a região traseira. Pode-se verificar que a região com maior recirculação de ar ocorre na traseira do ônibus, a partir da qual ocorre a formação de cones de vórtices devido ao descolamento da camada limite, desprendendo-se das laterais, da superfície superior, inferior e da traseira do ônibus. Na Figura 16b é possível identificar que existem dois vórtices formados na traseira do modelo, ou seja, um na região superior e outro na região inferior.

Na Figura 17a e 17b, identifica-se a formação de vórtices no rebaixo criado para o ar condicionado e também na traseira do mesmo.

Figura 16 – Linhas de corrente para o modelo do ônibus em escala 1/42.

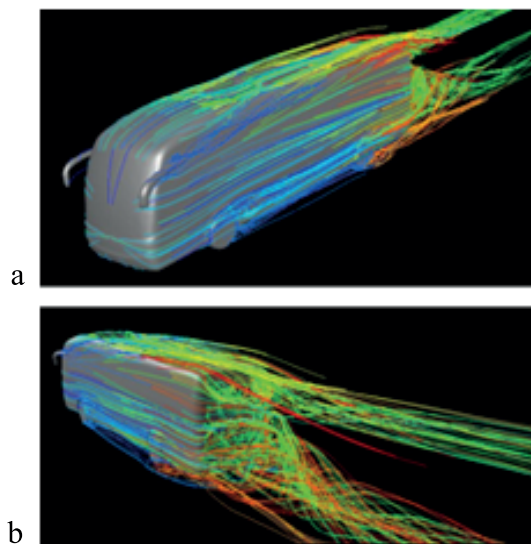
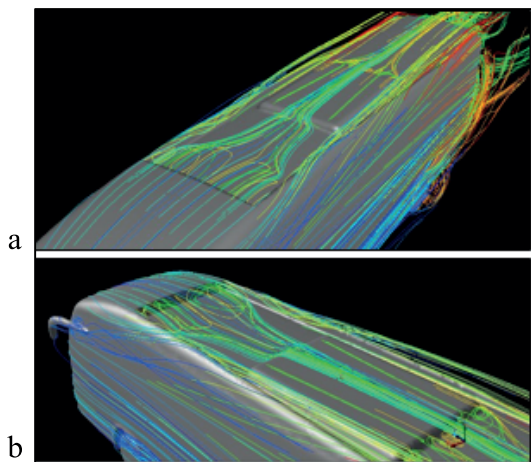
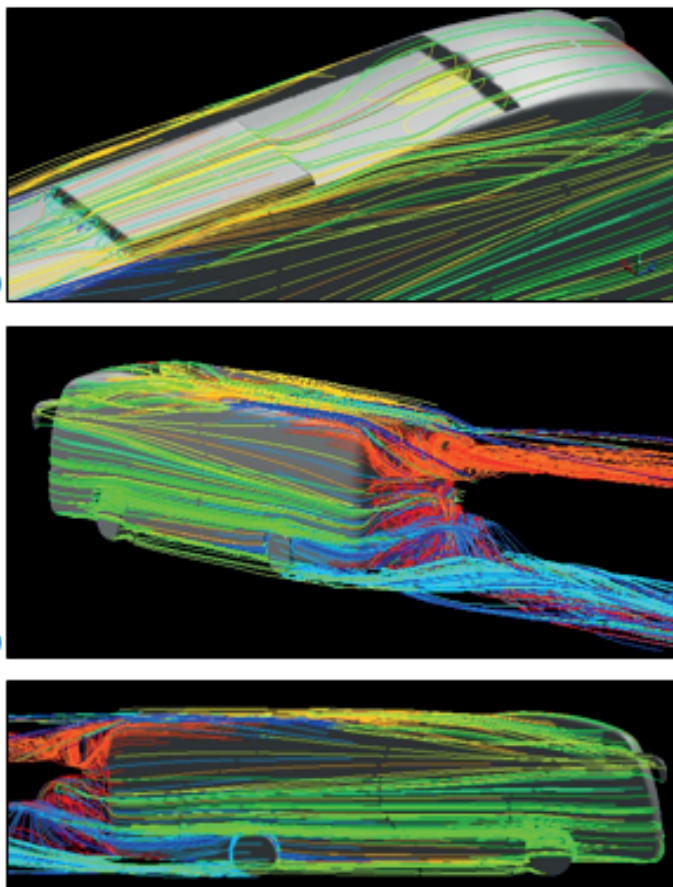


Figura 17 – Linhas de corrente para o modelo do ônibus em escala 1/42 – ar condicionado.



A figura 18 representa as linhas de corrente na superfície superior, traseira e lateral, respectivamente, para o modelo do ônibus em escala 1/24. Verifica-se que o escoamento do ar apresentou um comportamento muito aproximado do modelo em escala 1/42.

Figura 18 – Linhas de corrente para o modelo do ônibus em escala 1/24.



4. CONCLUSÃO

No presente trabalho verificou-se que para o modelo de ônibus estudado, aproximadamente, 11% da potência do motor é utilizada para vencer o arrasto a uma velocidade de 80 km/h. Qualquer redução dessa potência já representa uma economia de combustível no veículo.

Diante dos resultados obtidos nas análises experimentais e numéricas é possível concluir que existe uma relevante divergência entre os valores para o coeficiente de arrasto (C_d) que podem ser minimizados utilizando um modelo 3D do ônibus com menos imperfeições na superfície, discretizando melhor a malha geométrica utilizada para a análise numérica.

Nos ensaios de distribuição de pressão para os modelos, o *software* se mostrou eficaz quando comparado com a análise experimental, mostrando

boa concordância nos coeficientes de pressão (C_p) com aqueles medidos nos experimentos no túnel de vento.

REFERÊNCIAS

AHMED, S. R.; RAMM, G.; FALTIN, G. Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake. **SAE Technical Paper**, n. 840300, 1984.

HANFENG, W.; YU, Z.; CHAO, Z.; XUHUI, H. Aerodynamic drag reduction of an Ahmed body based on deflectors. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, [S. l.], v. 148, p. 34-44, 1 jan. 2016.

KATZ, J. **Race Car Aerodynamics-Designing for Speed**. Cambridge, MA: Robert Bentley Publishers, 1995.

TUNAY, T.; YANIKTEPE, B.; SAHIN, B. Computational and experimental investigations of the vortical flow structures in the near wake region downstream of the Ahmed vehicle model. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, [S. l.], v. 159, p. 48-64, dez. 2016.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE AERODYNAMIC BEHAVIOR OF A ROAD BUS IN A WIND TUNNEL

ABSTRACT - The objective of this work was to evaluate the aerodynamic parameters of a bus model, comparing the results obtained from computational simulation using CFD (*Computational Fluid Dynamics*), using the *software* ANSYS FLUENT®, with those obtained from wind tunnel experimentation. The vehicle was modeled at two different scales, 1/42 and 1/24, along with two models of different dimensions of *Ahmed's* body, used in this work as a comparison with the literature. For the analysis of *Ahmed's* body, six turbulence models were used, while for the bus model, only the $\kappa - \epsilon$ *Standard* model was used. In the experimental analysis, pressure distribution and aerodynamic drag (C_d) tests were carried out, varying the height of the gap between the car table and the bottom surface of the models and also varying the air speed. In the pressure tests, the pressure coefficient (C_p) did not show a significant variation between the experimental test and that of the analysis via CFD for both models.

KEYWORDS: Drag Coefficient; CFD Simulations; Wind tunnel.

CAPÍTULO 4

ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO TÉRMICO DE TRANSFORMADOR À SECO SUPRINDO CARGAS NÃO-LINEARES

Rafael Gonçalves Mafra

lattes.cnpq.br/2608022582541269

Universidade Federal de Itajubá -
UNIFEI, Itajubá, MG

**Sandro Metrevelle Marcondes de
Lima e Silva**

lattes.cnpq.br/9221494854759414

Universidade Federal de Itajubá -
UNIFEI, Itajubá, MG

Fernando Nunes Belchior

lattes.cnpq.br/5823317463324641

Faculdade de Ciência e Tecnologia -
FCT - Campus Aparecida de Goiânia
- UFG, Aparecida de Goiânia, GO

RESUMO – O comportamento térmico dos transformadores é afetado por cargas distorcidas causadas pela influência de equipamentos eletrônicos na corrente elétrica. O objetivo deste trabalho é analisar o comportamento térmico de um transformador do tipo seco de 5 kVA trabalhando com cargas lineares e não lineares. Termopares e PT100 foram utilizados para medir as temperaturas dentro dos núcleos. Além disso, ventiladores foram usados dentro dos transformadores para analisar a influência da convecção forçada nas temperaturas. Correlações empíricas da literatura foram utilizadas para

determinar o coeficiente médio de transferência de calor utilizado na análise numérica e para validar os resultados obtidos neste trabalho. A emissividade da superfície do núcleo foi medida com uma câmera térmica. O software comsol foi utilizado para a simulação numérica do aquecimento de transformadores sob o efeito das diversas condições de carregamento e resfriamento. Comparações entre as temperaturas experimentais e numéricas foram realizadas para validar a metodologia. As temperaturas dos pontos mais quentes (Hot Spots) e suas localizações também puderam ser estimadas com esta metodologia. A temperatura dos Hot Spots no núcleo atingiu 20 °C acima do limite de isolamento do transformador. Essas temperaturas e locais servirão no futuro para otimizar projetos de resfriamento de transformadores do tipo CORE.

PALAVRAS-CHAVE: Aquecimento; Transformadores; Carga Não Linear; Convecção Natural e Forçada; Hot Spots; COMSOL.

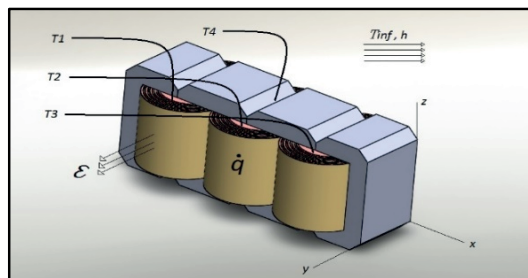
1. INTRODUÇÃO

Há algumas décadas, a qualidade da energia elétrica não

era o foco das atenções como hoje, pois os equipamentos robustos que se utilizavam naquela época eram bem tolerantes a distúrbios no fornecimento de energia. Hoje, com o avanço da eletrônica de potência, a natureza das cargas mudou e os equipamentos elétricos tornaram-se mais sensíveis às flutuações na qualidade da energia fornecida. Transformadores alimentados por tensões senoidais, ao alimentar cargas não lineares, têm seus enrolamentos carregados por correntes distorcidas e, assim, há um aumento das perdas elétricas relacionadas à condição não senoidal. À medida que as perdas internas aumentam, haverá um aumento na temperatura do transformador, implicando em uma redução significativa de sua vida útil. Nesse contexto, é possível analisar a redução da vida útil e as variações no comportamento térmico do transformador quando submetido a diferentes formas de carga. A partir da análise da distribuição de temperatura para cada tipo de carga (carga linear e não linear), e assumindo a temperatura ambiente como constante, é possível estimar as novas perdas elétricas para cada situação. Incluindo os pontos de temperatura mais altos (Hot Spots).

O problema térmico foi definido como uma equação de difusão de calor tridimensional transiente com geração interna e foi resolvido numericamente utilizando o software COMSOL para obter a distribuição de temperatura no núcleo (Figura 1).

Figura 1 - Modelo térmico do núcleo.

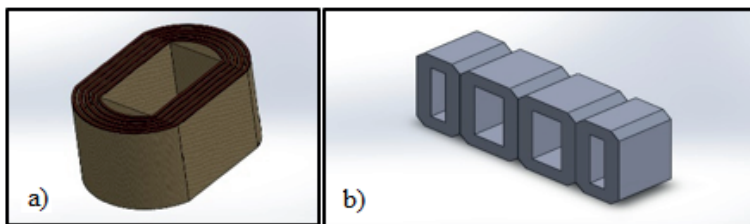


Fonte: O autor, 2017.

Inicialmente, o conjunto central está à temperatura ambiente. Quando o sistema de carga é ligado, ele inicia o aquecimento, o que leva em média 10 horas para atingir o regime permanente. Como já mencionado para a análise térmica, duas configurações de carga, linear ou não linear, e duas configurações de resfriamento são impostas por convecção natural e convecção forçada. A partir dessas configurações, um modelo numérico tridimensional do núcleo foi desenvolvido a fim de comparar os resultados das temperaturas calculadas numericamente com as temperaturas medidas nos pontos onde os sensores de temperatura foram colocados. Um dos

principais objetivos da modelagem numérica deste problema é a possibilidade de determinar os pontos de maior temperatura (Hot Spots) no núcleo e suas coordenadas. Ao determinar com precisão o valor da temperatura desses pontos quentes, é possível entender melhor os problemas que causam o mau funcionamento do transformador devido ao excesso de temperatura. A geometria do desenho foi baseada o mais próximo possível do modelo real para garantir a maior precisão da simulação (Figura 2). Os pontos T1 a T4, conforme Figura 1, foram definidos pelas temperaturas que apresentaram os maiores valores em outro teste experimental. Ressalta-se que essas regiões também foram definidas quanto ao acesso para inserção dos sensores de temperatura no núcleo.

Figura 2 - Desenho em CAD a) enrolamentos b) núcleo de ferro-silício.



Fonte: O autor, 2017.

2. CONDIÇÕES DE CONTORNO

O núcleo está sob convecção e radiação em sua superfície externa. Conforme já mencionado, a perda de calor por convecção ocorre de forma natural ou forçada dependendo da configuração da ventilação. Assim, para o cálculo numérico do campo de temperatura, é necessário conhecer os valores do coeficiente médio de transferência de calor por convecção (h). Para isso, foram utilizadas correlações empíricas retiradas da literatura para a lateral e a superfície do núcleo. O coeficiente de transferência de calor por convecção também depende do tipo de convecção, forçada ou natural. Assim, para cada tipo de convecção existe uma correlação empírica que permite calcular o valor deste coeficiente. A partir do valor do coeficiente de transferência de calor, também é possível determinar o fluxo de calor nas superfícies desejadas. O núcleo estudado é normalmente colocado dentro de um tanque fechado, de forma que na condição normal de operação apenas ocorra convecção natural.

Conforme mencionado anteriormente, para simplificação dos cálculos, o núcleo foi dividido em duas geometrias: o enrolamento foi analisado como um cilindro vertical (Figura 2a) e o núcleo de ferro silício foi analisado como superfície plana (Figura 2b). As condições de contorno são convecção e

radiação em todas as superfícies externas do núcleo do transformador.

$$-k \frac{\partial T}{\partial \eta} = h(T - T_{\infty}) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_{\infty}^4) \quad (1)$$

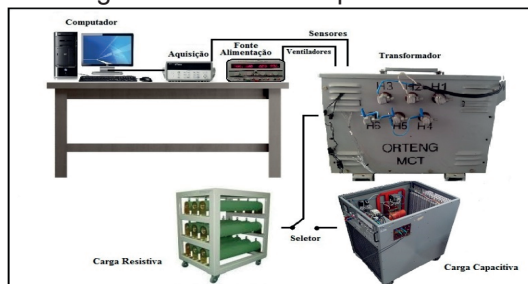
onde T é a temperatura a ser calculada numericamente, η a direção normal, σ constante de Stefan-Boltzmann e T_{∞} temperatura ambiente. A condição de temperatura inicial para o modelo térmico da Figura 1 é a condição de temperatura uniforme igual à temperatura ambiente em $t = 0$. Os valores de condutividade térmica e difusividade térmica variam de acordo com o tipo de material no núcleo: cobre, papel Kraft ou ferro-silício. Inicialmente, o conjunto central está em temperatura ambiente e, quando o sistema de carga é ligado, ele começa a aquecer. Isso leva em média 10 horas para atingir o regime permanente. Como já mencionado para a análise térmica, duas configurações de carga, linear ou não linear, são impostas com convecção natural. A partir dessas configurações, um modelo numérico tridimensional do núcleo foi desenvolvido a fim de comparar os resultados das temperaturas calculadas numericamente com as temperaturas medidas nos pontos onde os sensores de temperatura foram colocados.

3. CONVECÇÃO NATURAL E RADIAÇÃO

Considerando a peça de ferro-silício, que constitui o núcleo (Figura. 2b), a correlação empírica para a determinação de \bar{h} foi a mesma utilizada por Barroso. Para determinar \bar{h} , é necessário encontrar o número de Nusselt para as regiões horizontal e vertical da superfície externa do núcleo. Considerando agora os enrolamentos (Figura 2a), cujas geometrias foram aproximadas a de um cilindro, o coeficiente médio de transferência de calor pode ser encontrado a partir da correlação de Rahimpour e Azizian. Esta correlação foi usada para o número de Nusselt Nu_c que é necessário para encontrar o coeficiente de transferência de calor por convecção no lado do cilindro \bar{h}_c .

4. BANCADA EXPERIMENTAL

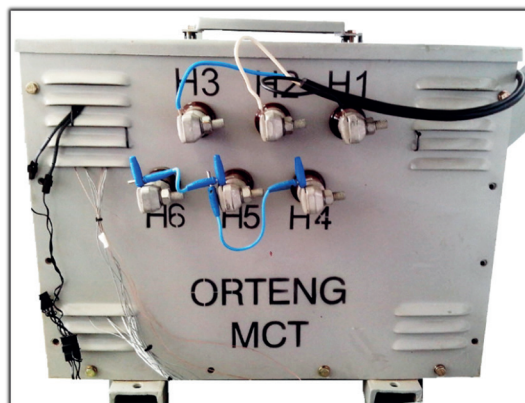
Figura 3 - Bancada experimental.



Fonte: O autor, 2017.

A Figura 3 mostra o aparato experimental desenvolvido para os testes de carga. O sistema de aquisição de dados Agilent, controlado por computador, é responsável por interpretar os sinais elétricos e convertê-los em temperatura com o auxílio de um software. A fonte de alimentação fornece a tensão em corrente contínua necessária para operar os ventiladores durante o teste com convecção forçada. O transformador é alimentado por uma tensão trifásica de 220 volts. As cargas são utilizadas individualmente, dependendo da configuração linear ou não linear necessária.

Figura 4 - Transformador utilizado nos testes.



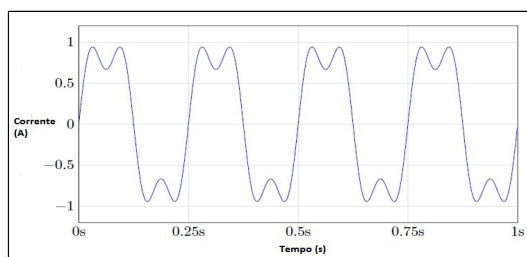
Fonte: O autor, 2017.

O transformador trifásico tipo seco (Figura 4) utilizado nos testes foi fabricado pela Orteng e possui potência nominal de 5 kVA, padrão NBR 10295. A tensão utilizada é de 220 volts.

O transformador possui classificação térmica B, o que significa que o enrolamento suporta temperaturas de até 130 °C sem danificar o isolamento. O núcleo é do tipo envolvido, tem relação de 1 para 1, ou seja, mesmo número de espiras nos enrolamentos primário e secundário, portanto as tensões de entrada e saída são iguais. O material da parte indutiva do núcleo é em liga de ferro e silício e a ligação elétrica do transformador é feita em (Y-Y). Na montagem também foram selecionados locais para inserção dos sensores de temperatura, que são: enrolamento 1; enrolamento 2; enrolamento 3; superfície do enrolamento 2; interior do tanque.

Na Figura 5 mostra-se a curva não senoidal obtida por um osciloscópio; esta curva é característica de uma carga não linear.

Figura 5 - Curva de carga não linear.



Fonte: O autor, 2017.

5. MODELO NUMÉRICO

A malha usada em todas as simulações possui aproximadamente 1,7 milhão de elementos tetraédricos. Esta malha foi escolhida após a realização de um teste de refinamento da malha, resumido na Tabela 1. Este teste foi realizado após o estado estacionário ter sido alcançado.

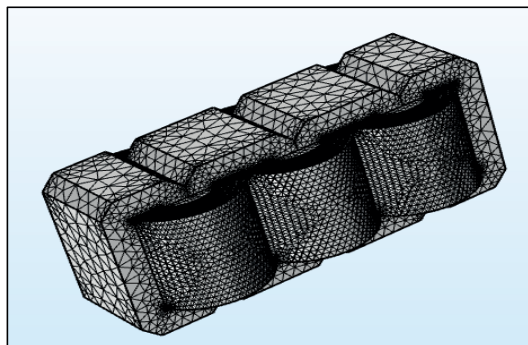
Tabela 1 - Refinamento de malha.

Número de Elementos da Malha Tetraédrica	Temperatura do Enrolamento 2 (°C)	Tempo (min)
258617	127,35	196
545271	129,6	371
875452	135,56	562
1364912	135,88	891
1745736	135,99	1274

Fonte: O autor, 2017.

O software COMSOL 5.2 foi usado para simular a distribuição de temperatura no transformador a partir de um modelo tridimensional baseado o mais próximo possível das dimensões e materiais reais do transformador e também nas equações de difusão para o regime transiente e permanente. A malha tetraédrica gerada pelo COMSOL para simulação numérica tem 1764912 elementos e é representada na Figura 6.

Figura 6 - Malha tetraédrica.



Fonte: O autor, 2017.

6. RESULTADOS

Para garantir a repetibilidade dos resultados experimentais de temperatura, foram realizados três testes para cada configuração de carga e ventilação, com 12 testes no total com aproximadamente 25 horas cada. Em cada experimento, aproximadamente 1500 pontos de temperatura foram adquiridos com um intervalo de medição de 1 minuto. Nos testes em que a temperatura ultrapassou 130°C , o equipamento exigiu uma atenção especial. Foi verificado nos experimentos que a partir de aproximadamente 700 minutos (11,6 horas) de teste, o transformador atingiu o regime permanente. As temperaturas medidas por 7 sensores foram obtidas em tempo real usando a aquisição de dados Agilent 34970A. A Figura 7 apresenta as quatro posições dos sensores no núcleo.

Figura 7 - Posição dos sensores de temperatura.



Fonte: O autor, 2017.

A Tabela 2 mostra a posição e o tipo de cada sensor utilizado nos testes.

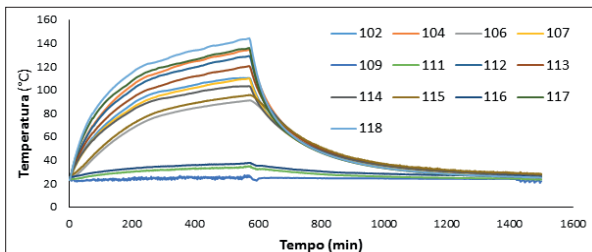
Tabela 2 - Tipo e posição dos sensores.

Canal	Tipo de Sensor	Local	Coordenadas (mm)
102	Termopar J	Enrolamento 1	(-100,-61,45)
104	Termopar J	Enrolamento 2	(0,-61,45)
106	Termopar J	Superfície do Enrolamento 2	(0,0,0)
107	Termopar J	Enrolamento 3	(100,-61,45)
109	Termopar J	Temperatura Ambiente	N/A
111	Termopar J	Temperatura Interior do Tanque	N/A
112	PT100	Enrolamento 3	(100,-61,45)
113	PT100	Enrolamento 2	(0,-61,45)
114	PT100	Enrolamento 1	(-100,-61,45)
115	PT100	Superfície do Enrolamento 2	(0,0,0)
116	PT100	Temperatura Interior do Tanque	N/A
117	Termopar K	Enrolamento 2	(0,-61,45)
118	Termopar K	Enrolamento 2	(0,-61,45)

Fonte: O autor, 2017.

Na Figura 8 observa-se a curva de temperatura experimental durante o período de aquecimento e resfriamento do transformador. Para este caso, a carga capacitiva utilizada foi utilizada fornecendo uma carga de caráter não linear. A temperatura mais alta ocorreu no Enrolamento 2 no sensor 118 (Termopar Tipo K) atingindo 144,02 °C. Esta temperatura excedeu em 14,02 °C o limite de temperatura do isolamento do transformador, sendo uma demonstração de que o uso de carga não linear realmente reduz a vida útil do transformador, pois o isolamento não foi projetado para atingir essas temperaturas.

Figura 8 - Evoluções temporais das temperaturas experimentais no transformador com carga não linear.

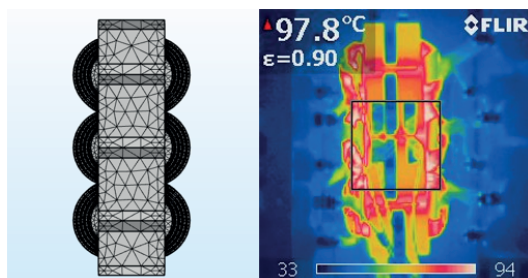


Fonte: O autor, 2017.

A geração interna usada na simulação foi calculada a partir da taxa de transferência de calor para cada tipo de carga. É necessário dividir este valor em Watts pelo volume do enrolamento (0.00126 m^3) para encontrar a geração volumétrica em W / m^3 . Para a carga linear, a geração interna é $91269 \text{ W} / \text{m}^3$ e para carga não linear é $94912 \text{ W} / \text{m}^3$. Os coeficientes médios de transferência de calor por convecção são $6.49 \text{ W} / \text{m}^2\text{K}$ para carga linear e $6.83 \text{ W} / \text{m}^2\text{K}$ para não linear. Para a radiação, a emissividade de 0,9 foi obtida experimentalmente com uma câmera térmica modelo FLIR InfraCam. Os valores iniciais de temperatura foram obtidos a partir dos testes experimentais realizados.

Na Figura 9 mostra-se uma imagem CAD do núcleo, juntamente com uma imagem térmica do núcleo aquecido utilizada para as correlações de emissividade e para melhor localização dos sensores de temperatura.

Figura 9 – Imagens em CAD e térmica da superfície do núcleo.

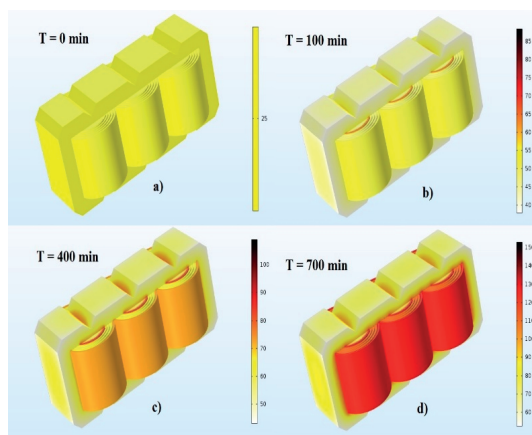


Fonte: O autor, 2017.

Na Figura 10 é mostrada a evolução temporal dos campos de temperatura no núcleo do transformador. As partes em vermelho representam as temperaturas mais altas perto do centro dos enrolamentos.

As temperaturas nas peças de ferro silício são mais baixas porque as maiores perdas concentram-se nos enrolamentos. Esta simulação foi feita com as gerações internas referentes ao uso de carga não linear com resfriamento por convecção natural. Esta condição representa a situação mais crítica de aquecimento do núcleo nos testes experimentais.

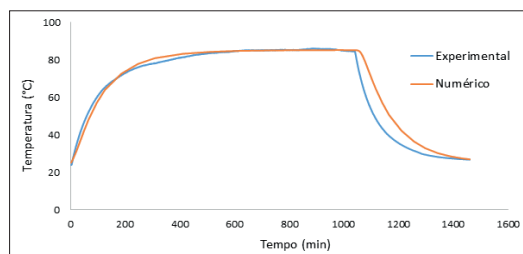
Figura 10 - Evolução temporal dos campos de temperatura da simulação para quatro condições de tempo.



Fonte: O autor, 2017.

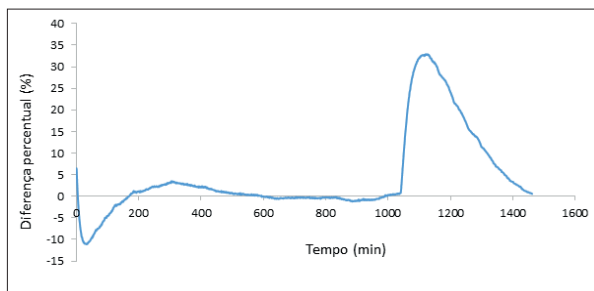
A partir dos dados obtidos com o COMSOL, uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais pode ser realizada. Na Figura 11, é apresentada uma comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas com as informações referentes ao termopar na posição 107. A Figura 12 mostra os valores residuais dados pela diferença percentual entre as temperaturas experimental e numérica.

Figura 11 - Comparação entre temperatura numérica e experimental para condição de carga não linear.



Fonte: O autor, 2017.

Figura 12 - Porcentagem dos resíduos obtidos da comparação dos valores numéricos e experimentais de temperatura.



Fonte: O autor, 2017.

7. HOT SPOTS

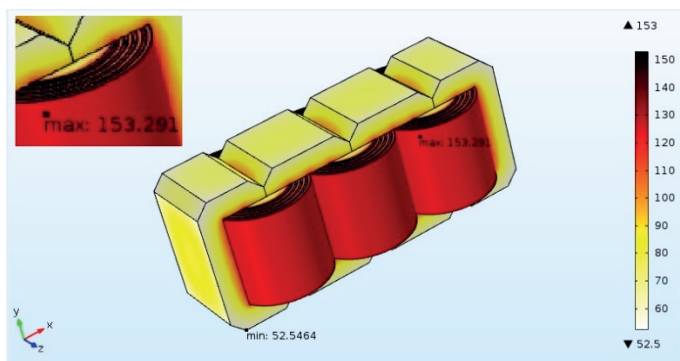
A partir dos resultados do campo de temperatura fornecido pelo COMSOL, foi possível determinar a temperatura dos pontos quentes para cada tipo de carga. A Tabela 3 mostra os pontos de Hot Spots para cada tipo de carga e suas coordenadas onde o centro geométrico do núcleo é o ponto de referência (0;0;0). É possível notar que o valor máximo de 153,29 ° C ocorre na simulação com carga não linear conforme o esperado. No entanto, o valor excede em muito o limite de 130 ° C, que é suportado pelo isolamento dos enrolamentos do transformador. Esse fato comprova que a carga não linear é prejudicial à vida do transformador. Os Hot Spots simulados por cargas lineares não atingiram o limite de temperatura do isolamento. A Figura 13 apresenta a imagem da simulação do núcleo aquecido com os pontos de máxima e mínima temperatura.

Tabela 3 - Temperatura e coordenadas dos Hot Spots de acordo com o tipo de carga.

Tipo de Carga e Resfriamento	Temperatura (°C)	Coordenadas (x,y,z)
Linear Natural	109,25	(102,5;-63,43;0,63)
Linear Forçada	88,65	(100;-60,53;-0,49)
Não Linear Natural	153,29	(103;-63,43;0,63)
Não Linear Forçada	113,38	(101,6;-60,53;0,49)

Fonte: O autor, 2017.

Figura 13 - Localização do Hot Spot para configuração de carga não linear.



Fonte: O autor, 2017.

8. CONCLUSÃO

Neste trabalho, foi apresentada uma metodologia para análise numérica e experimental do comportamento térmico do núcleo de um transformador tipo seco de 5 kVA submetido a cargas lineares e não lineares. Foi comprovado que os termopares apresentaram melhores resultados para a medição da temperatura, principalmente quando o tempo foi considerado no estudo, ou seja, a análise transiente. A simulação numérica utilizando o programa COMSOL comprovou sua eficácia pela proximidade entre os valores numéricos e experimentais de temperatura. Também foi possível verificar que a carga capacitiva aumenta consideravelmente a temperatura no núcleo, foi possível quantificar esse aumento, bem como determinar o local onde ocorrem as temperaturas mais elevadas. A análise numérica permitiu a determinação de Hot Spots no núcleo para cada tipo de carga utilizada. O uso das correlações empíricas da literatura possibilitou a obtenção do coeficiente médio de transferência de calor por convecção utilizado na simulação. Outro procedimento que melhorou os resultados foi o uso de uma câmera termográfica para medir a emissividade do núcleo do transformador e o conhecimento da perda de calor por radiação. Além disso, o projeto CAD da geometria do núcleo permitiu que a análise numérica fosse realizada usando o COMSOL.

REFERÊNCIAS

ASSEMBLEIA, A. J. B.; **Simulação do Escoamento e Transferência de Calor em Transformadores de Potência**, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Química, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2009, 95p.

BARROSO, R.; **Simulation and Experimental Validation of the Core Temperature**

Distribution of a Three- Phase Transformer, COMSOL Conference in Curitiba, 2014.

BECHARA, R.; **Análise de Falhas de Transformadores de Potência**, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétrica, 2010, 102p.

CAMARGO, J. M.; SOUTO, O. C. N.; PACHECO, C. R.; LIMA, A.; **Estudo do Desempenho Térmico de Transformadores a Seco Alimentando Cargas Não Lineares**, Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica, 2005.

DEL TORO, V.; MARTINS, O. A.; **Livro Fundamentos de Máquinas Elétricas**, LTC, 1999.

GOUDA, O. E.; AMER, G. M.; SALEM, W. A. A.; **Predicting Transformer Temperature Rise and Loss of Life in the Presence of Harmonic Load Currents**, Aim Shams Engineering Journal, Vol. 3, pp. 113-121, 2012.

GRADNIK, T.; KONCAN-GRADNIK, M.; PETRIC, N.; MUC, N.; **Experimental Evaluation of Water Content Determination in Transformer Oil Moisture Sensor**, Elektrotehniko Milan Vidmar, International Conference on Dielectric Liquids, Ljubljana, Slovenia, 2011.

GUIMARÃES, H.; **Mudança de tensão e hábitos (radiografia de transformadores)**. Revista O Setor Elétrico, São Paulo, ed. 38, 2009.

GUIMARÃES, M. B.; **Comparação entre Métodos de Cálculo de Perdas em Transformadores Alimentando Cargas Não Lineares**, Dissertação do Curso de Mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Goiás, 2006.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THERMAL BEHAVIOR OF A DRY-TYPE TRANSFORMER UNDER NON-LINEAR LOADS

ABSTRACT – Transformers are equipment used worldwide to maintain a stable and a safe supply of energy to the population. They are responsible for the reduction and for the increase in the voltage along the chain of the electric power distribution. It is important to study the thermal behavior of the transformers regarding the changes in the nature of the loads to which these transformers are subjected to. They are affected by these distorted loads and by the influence of electronic equipment in the electric current. The aim of this work is to analyze the thermal behavior of a 5 kVA dry-type three-phase transformer working with linear and non-linear loads. Thermocouples and PT100 were used to measure the temperatures inside the cores. Many experiment tests were performed to determine the ideal position for these temperature sensors. In addition, fans were used inside the transformers to

analyze the influence of forced convection in the temperatures. Empirical correlations from literature were used to determine the average heat transfer coefficient used in the numerical analysis and to validate the results obtained in this work. The emissivity of the core surface was measured with a thermal camera. *COMOSOL*® software was used for the numerical simulation of the heating of transformer core under the effect of certain loading and cooling conditions. Comparisons between experimental and numerical temperatures were carried out to validate the methodology. The good results showed that the temperature residuals presented average differences lower than 10%. Hot Spots temperatures and their locations were also possible to be estimated with this methodology. The Hot Spots temperature in the core reached 20 °C above the transformer insulation limit. These temperatures and locations will serve in the future to optimize cooling projects of dry-type transformers.

KEYWORDS: Transformers; Heat Transfer; Non-Linear Loads; Free and Forced Convection; Hot Spots; COMSOL.

CAPÍTULO 5

CALIBRAÇÃO ESPAÇO-TEMPORAL DE PREVISÕES NUMÉRICAS DO MODELO DE MESOESCALA ETA PARA A VELOCIDADE DO VENTO EM MINAS GERAIS

Luiz Eduardo da Silva Gomes

lattes.cnpq.br/1758411882798164

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ

Thais Cristina Oliveira da Fonseca

lattes.cnpq.br/9577872882074512

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ

Kelly Cristina Mota Gonçalves

lattes.cnpq.br/1715326722961736

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ

apropriadas para a calibração destas previsões, minimizando possíveis distorções.

PALAVRAS-CHAVE: Modelo de mesoescala Eta; Modelos lineares dinâmicos espaço-temporais; Previsão da velocidade do vento; Técnica de aumento de dados.

1. INTRODUÇÃO

As previsões numéricas do modelo de mesoescala Eta (MESINGER et al., 1988; BLACK, 1994) são utilizadas na predição de fenômenos climáticos na América do Sul. Esses sistemas são solucionados em uma grade discreta, isto é, apresentam previsões uniformes para toda região pertencente à mesma célula desta grade. Como cada previsão é obtida com base em dados médios da região (por exemplo, altitude média e vegetação predominante), a representatividade das previsões em locais com relevo acidentado e vegetação densa se torna deficiente devido às diferenças nas características reais da superfície com a homogeneização feita por este modelo. Dessa forma, previsões geradas pelo modelo Eta podem não ser representativas em um local específico (CHOU et al., 2007).

RESUMO - Previsões de variáveis meteorológicas provenientes de modelos numéricos estão, sistematicamente, sujeitas a erros. Tais erros devem-se à tentativa de simular deterministicamente processos termodinâmicos da atmosfera a partir de suas condições correntes por meio de sistemas de equações diferenciais. Além disto, estes sistemas são solucionados em uma grade discreta, apresentando previsões uniformes para toda região pertencente à mesma célula desta grade. Por consequência, previsões procedentes de modelos numéricos podem não ser representativas em locais específicos. Assim, técnicas de pós-processamento estatístico são

Para produzir previsões em pontos distintos, minimizando estas e outras limitações que este tipo de modelo está sistematicamente submetido, técnicas de pós-processamento estatístico são apropriadas e auxiliam na melhor acurácia das estimativas em um contexto probabilístico (GLAHN E LOWRY, 1972).

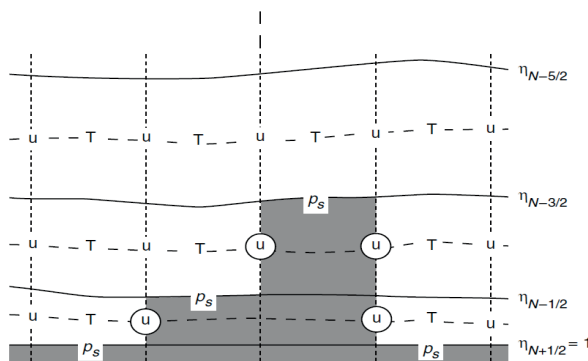
1.1. Previsão Numérica do Tempo

Previsões numéricas de variáveis climáticas são baseadas em modelos matemáticos que fazem previsões determinísticas com base nas condições atmosféricas correntes. Baseadas na teoria da dinâmica dos fluidos, estas variáveis podem ser vistas como um sistema de equações diferenciais que não possuem solução analítica e utilizam-se da integração numérica para simulação de processos físicos, dinâmicos e termodinâmicos da atmosfera dependendo de suas condições correntes. Há a possibilidade de solução do sistema para qualquer instante de tempo posterior (KRISHNAMURTI, 1995).

1.2. Modelo de Mesoescala Eta

Proposto por MESINGER et al. (1988), o modelo de mesoescala Eta é um modelo numérico de área limitada e sua principal característica é a introdução da coordenada vertical eta (η), homônima ao modelo, visando a redução dos erros nas derivadas horizontais sobre relevos montanhosos. Desta maneira, o terreno passa a ser representado sob a forma de degraus discretos, onde o topo coincide com a interface do relevo. A Figura 1 ilustra esta discretização onde T representa a variável meteorológica dentro de cada célula de grade, u simboliza as componentes horizontais do vento, p_s representa a pressão atmosférica naquele local e u indica pontos em que o vento é, por definição, nulo constantemente.

Figura 1 – Representação da topografia pela coordenada vertical eta.



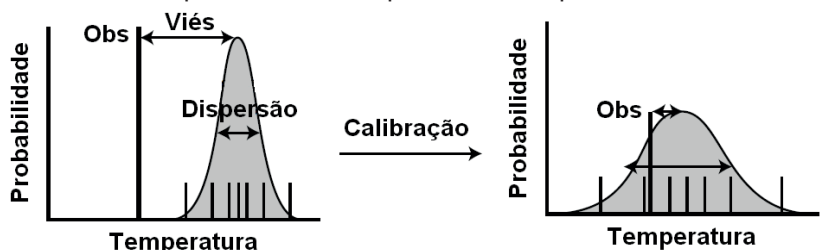
Fonte: Adaptado de MESINGER et al. (1988).

1.3. Pós-processamento Estatístico

O pós-processamento estatístico, ou calibração, das saídas operacionais de um modelo de previsão numérica é útil na remoção de erros sistemáticos e pode resultar em avanços equivalentes a melhorias elaboradas no modelo (GLAHN E LOWRY, 1972). Relativamente menos dispendioso do que outras abordagens tradicionais de melhoria (por exemplo, aumento da resolução do modelo), este refinamento deve ser implementado como parte integrante do sistema de modelagem para aplicações operacionais (WARNER, 2010).

Historicamente, os métodos de pós-processamento estatísticos foram utilizados para prever variáveis que não eram previstas explicitamente pelos modelos numéricos de baixa resolução (KLEIN et al., 1959). Atualmente, com os modelos bem desenvolvidos, o uso de algoritmos estatísticos faz inferência sobre informações em alta resolução a partir de dados provenientes de baixas resoluções, relacionando aspectos locais (por exemplo, relevo e vegetação) para redução de erros sistemáticos. A ilustração do processo de calibração de previsões para temperatura de superfície se encontra na Figura 2, sendo esquematizada a remoção do erro sistemático (remoção do viés na média) e o ajuste da dispersão (remoção do viés na variância), respectivamente.

Figura 2 – Diagrama do processo de calibração para um conjunto de previsões da temperatura de superfície.



Fonte: Adaptado de WARNER (2010).

2. MODELOS DE PÓS-PROCESSAMENTO ESTATÍSTICO

Os principais modelos de pós-processamento utilizados na calibração probabilística de previsões numéricas serão descritos a seguir.

2.1. Modelos de calibração estática

Precursor neste tipo de correção, o *model output statistics* (MOS, GLAHN E LOWRY, 1972) define uma relação entre um conjunto de m previsões F_1, \dots, F_m , individualmente distinguíveis, para uma quantidade de interesse univariada Y através de uma regressão linear múltipla assumindo

que o termo de erro ε tem as seguintes propriedades: $E(\varepsilon) = 0$ e $\text{Var}(\varepsilon) = \sigma^2$.

Uma de suas principais extensões é conhecida como *ensemble* MOS (EMOS, GNEITING et al., 2005), também conhecida como regressão não homogênea, permite que a variância do termo de erro dependa da dispersão do conjunto de previsões. Baseia-se na premissa de uma correlação positiva entre a dispersão do conjunto e o erro absoluto de previsão. Assim, o método EMOS assume que $E(\varepsilon) = 0$ e $\text{Var}(\varepsilon) = \sigma_*^2 = \beta_0 + \beta_1 S^2$ onde S^2 é a variância amostral do conjunto de previsões e $(\beta_0, \beta_1)'$ são coeficientes não negativos.

Outra extensão de destaque é a *geostatistical output perturbation* (GOP, GEL et al., 2004). Este modelo é pioneiro em considerar a correlação entre as medições de uma variável meteorológica em locais distintos. Esta técnica produz previsões calibradas para campos meteorológicos inteiros. Este método é uma extensão multivariada do modelo MOS. Assim, também não aloca a variabilidade do conjunto de previsões em sua estrutura.

Por fim, considerando simultaneamente a variabilidade do conjunto e a estrutura espacial das variáveis meteorológicas, o *spatial* EMOS (SEMOS, FELDMANN et al., 2015) combinada os métodos EMOS e GOP.

2.2. Modelos de calibração dinâmica

Os modelos apresentados anteriormente, em sua forma canônica, não são apropriados para calibração de variáveis assimétricas, como por exemplo, velocidade do vento e precipitação. Propostos por GOMES et al. (2019), modelos de pós-processamento espaço-temporais melhoram as abordagens clássicas, considerando tanto a dinâmica temporal, quanto as distribuições assimétricas com massa em um ponto por meio de uma abordagem de modelagem espaço-temporal com censura.

Seja $\{Y_t(s), s \in S \subset R^2, t = 1, \dots, T\}$ um campo meteorológico aleatório no tempo discreto t . O vetor de interesse observado em n localizações $Y_t = (Y_t(s_1), \dots, Y_t(s_n))'$ é composto por variáveis aleatórias censuradas $Y_t(s_i) \geq c, i = 1, \dots, n, t = 1, \dots, T$. Assume-se que Y_t segue uma distribuição Gaussiana truncada da seguinte forma:

$$Y_t(s) = \begin{cases} BC^{-1}(X_t(s), \lambda) & \text{se } BC^{-1}(X_t(s), \lambda) > c, \\ c, & \text{se } BC^{-1}(X_t(s), \lambda) \leq c, \end{cases} \quad (1)$$

onde c é uma constante conhecida, λ é o parâmetro de transformação desconhecido, $X_t(s)$ é um processo Gaussiano e $BC(., \lambda)$ representa a família de transformações Box-Cox (BOX E COX, 1964).

O modelo *dynamic* GOP (DGOP, GOMES et al., 2019) adiciona dinâmica temporal à formulação do GOP através de coeficientes variantes no tempo. Assuma a estrutura definida em (1) para a transformação do processo original $Y_t(s)$, a dinâmica é introduzida definindo as seguintes equações:

$$\begin{aligned} X_t &= F'_t \theta_t + \varepsilon_t, \quad \varepsilon_t \sim N(0_n, \Sigma_t), \quad \Sigma_t = \varphi_t^{-1} H, \\ \theta_t &= G_t \theta_{t-1} + \omega_t, \quad \omega_t \sim T_{n_{t-1}}(0_p, W_t), \\ \varphi_t &= \gamma_t \varphi_{t-1} / \delta_V, \quad \gamma_t \sim \text{Beta}(\kappa_t, \bar{\kappa}_t), \end{aligned}$$

onde $\varepsilon_t = (\varepsilon_t(s_1), \dots, \varepsilon_t(s_n))'$ segue uma distribuição Normal multivariada de média zero e matriz de covariância $\Sigma_t = \varphi_t^{-1} H$ tal que $\varphi_t = 1/\sigma_t^2$ é a precisão e H é a matriz de correlação com elementos dados por $H_{i,j} = C(s_i, s_j)$, $i, j = 1, \dots, n$. $C(\cdot, \cdot; \phi)$ é uma função de correlação válida dependendo de um parâmetro desconhecido ϕ . $X_t = (X_t(s_1), \dots, X_t(s_n))'$, F'_t é uma matriz de dimensão $n \times r$ ($r \geq m$) compostas por covariáveis (por exemplo, previsões numéricas, latitude, longitude e altura de cada localização) e θ_t representa o vetor de espaço de estados da covariáveis de dimensão r .

Para os componentes temporais, G_t é uma matriz de evolução com dimensão r , ω_t segue uma distribuição t de Student com n_{t-1} graus de liberdade, média zero e matriz de escala desconhecida W_t que pode ser estimada utilizando fatores de desconto. Os graus de liberdade n_{t-1} e os parâmetros de forma κ_t e $\bar{\kappa}_t$ são definidos através de uma evolução estocástica Beta-Gama (WEST E HARRISON, 1997). O parâmetro $\delta_V \in (0, 1]$ opera também como um fator de desconto. Quanto maior seu valor, menor será o choque aleatório na covariância observacional. Quando $\delta_V = 1$, a variância é estática ao longo do tempo, isto é, $\sigma_t^2 = \sigma^2, \forall t$. A informação inicial no tempo $t = 0$ assume $\theta_0 | D_0 \sim T_{n_0}(m_0, C_0)$ e $\varphi_0 | D_0 \sim G(n_0/2, d_0/2)$.

Análogo ao modelo DGOP, a abordagem *Spatiotemporal* EMOS (STEMOS, GOMES et al., 2019) combina o SEMOS com modelos lineares dinâmicos (MLD, WEST E HARRISON, 1997). Também assumindo a estrutura definida em (1), o modelo STEMOS para $X_t(s)$ é dado por:

$$\begin{aligned} X_t &= F'_t \theta_t + \varepsilon_t, \quad \varepsilon_t \sim N(0_n, \Sigma_t^*), \\ \theta_t &= G_t \theta_{t-1} + \omega_t, \quad \omega_t \sim N(0_p, W_t), \end{aligned}$$

onde $\varepsilon_t = (\varepsilon_t(s_1), \dots, \varepsilon_t(s_n))'$ segue uma distribuição Normal de média zero e matriz de covariância Σ_t^* com elementos $\Sigma_{t,i,j}^* = D_{t,i,j} H_{i,j} D_{t,i,j}$, $i, j = 1, \dots, n$, onde $D_t = \text{diag} \left(\sqrt{\beta_0 + \beta_1 S_{1,t}^2}, \dots, \sqrt{\beta_0 + \beta_1 S_{n,t}^2} \right)$ é uma matriz diagonal de

dimensão n tal que $S_{i,t}^2$ é a variância amostral do conjunto de previsões para a localização i no tempo t . Diferente da abordagem anterior, ω_t é normalmente distribuído com matriz de covariância desconhecida W_t , da qual também pode ser estimada utilizando fatores de desconto. A informação inicial no tempo $t = 0$ assume $\theta_0 | D_0 \sim N(m_0, C_0)$.

2.3. Procedimento de Inferência

O procedimento de inferência é realizado sob o paradigma bayesiano e a especificação do modelo é concluída após a atribuição de uma distribuição *a priori* aos vetores paramétricos de cada modelo. Uma vantagem desta abordagem é que o procedimento de inferência é realizado sob uma única estrutura. Assim, a incerteza a respeito da estimativa paramétrica é naturalmente contabilizada. Além disso, a incerteza sobre interpolações espaciais e previsões temporais é também naturalmente descrita por meio dos intervalos de credibilidade (IC) das respectivas distribuições preditivas *a posteriori*.

3. APLICAÇÃO

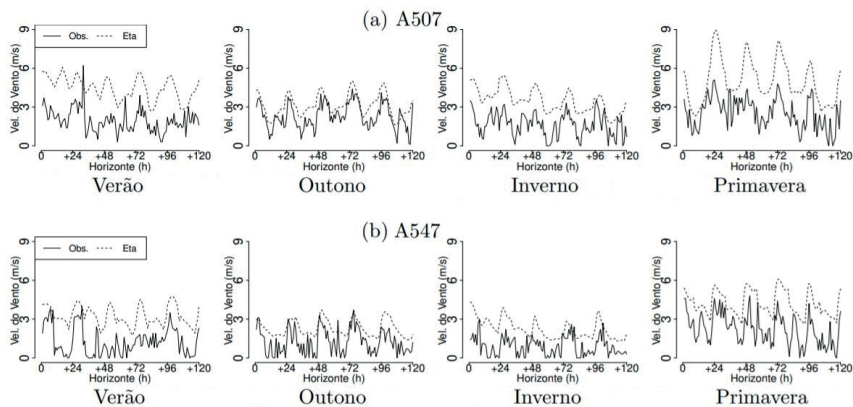
A metodologia apresentada anteriormente tem como principal objetivo corrigir potenciais diferenças verificadas entre valores medidos e previsões numéricas da velocidade do vento no Estado de Minas Gerais de dezembro de 2015 a novembro de 2016. Estes registros são feitos por 59 estações de monitoramento meteorológico, onde são recolhidas, de hora em hora, informações instantâneas.

Devido à irregularidade do espaçamento das estações meteorológicas e a grade discreta consideravelmente fina, as previsões numéricas para os locais de observação são obtidas, usualmente, por meio de interpolação bilinear (consulte PRESS et al., 2007). Métodos de interpolação mais complexos podem ser aplicados. Entretanto, é pouco provável que haja ganhos consideráveis (GEL et al., 2004).

Assim, há a possibilidade de analisar o erro pontual destas previsões, principalmente em locais que são afetados por aspectos de posicionamento geográfico (por exemplo, latitude, longitude e altitude), de proximidade com corpos d'água e de vegetação regional.

Para exemplificar, a Figura 3 ilustra a série temporal da velocidade do vento a 10 metros e de suas respectivas previsões numéricas ao longo das estações do ano para as estações meteorológicas A537 – Diamantina e A547 – São Romão, respectivamente.

Figura 3 – Série temporal da velocidade do vento a 10 metros de altura e de suas respectivas previsões numéricas ao longo das estações do ano iniciado às 12:00: (a) Estação meteorológica A537 – Diamantina e (b) A547 – São Romão.



Fonte: Autoria própria.

De forma geral, as previsões numéricas do modelo de mesoescala Eta superestimam a velocidade do vento a 10 metros. Uma grande limitação é a ausência de previsões com velocidades baixas ou iguais a zero, mesmo sendo observada uma grande proporção destes casos. A distribuição da velocidade do vento a 10 metros em Minas Gerais é assimétrica com grande variabilidade, possuindo ponto de massa em 0 e atingindo velocidade máxima de 12 m/s. Portanto, com a breve descrição dos erros sistemáticos e limitações das previsões numéricas, considera-se a calibração destas por meio de modelos estatísticos robustos.

3.1. Configurações dos modelos

Para cada modelo ajustado, é definida a mesma estrutura média dependendo da média (aritmética) do conjunto de previsões de velocidade do vento e uma coleção de variáveis auxiliares definidas em cada local: comprimento de rugosidade (HANSEN, 1993), latitude, longitude e altura. Assim, a matriz F'_t tem componentes de linha dados por:

$$(1, \bar{f}(s_i), \text{rugosidade}(s_i), \text{altura}(s_i), \text{latitude}(s_i), \text{longitude}(s_i), 1, 0)'$$

A média do conjunto \bar{f} é usada para evitar possíveis problemas de multicolinearidade. Este procedimento não acarreta uma grande perda de informação, visto que existe uma alta correlação linear entre os membros,

implicando estabilidade razoável das previsões numéricas do modelo Eta. De acordo com GRIMIT E MASS (2007), a média do conjunto pode capturar uma possível anomalia pontual (por exemplo, a passagem de uma frente fria). Portanto, seu uso também é indicado por aspectos teóricos. O padrão sazonal de forçamento solar é representado por um harmônico através da matriz de evolução G_t . Em particular, $Gt = \text{diag}(G_1, G_2)$, onde G_1 é uma matriz identidade de ordem 6 e

$$G_2 = \begin{pmatrix} \cos(2\pi/24) & \sin(2\pi/24) \\ -\sin(2\pi/24) & \cos(2\pi/24) \end{pmatrix}.$$

Para simplificar o procedimento de inferência, a matriz de covariância da equação de evolução W_t é estimada utilizando fatores de desconto (WEST E HARRISON, 1997). Definiu-se o fator de desconto δ_T para a tendência referente ao parâmetro de intercepto, às previsões numéricas e aos componentes de localização geográfica, e δ_S , para o componente de sazonalidade. O fator de desconto δ_V é exclusivo ao modelo DGOP e funciona como um instrumento artificial para inserir choques aleatórios na covariância observacional ao longo do tempo. Esta análise considera a função de correlação exponencial para modelar a dependência espacial (CRESSIE, 1993). Esta estrutura foi escolhida devido à sua simplicidade.

Para avaliar as melhorias na calibração das previsões de velocidade do vento para o Estado de Minas Gerais, foram ajustados seis modelos. Os modelos foram obtidos a partir de distintas configurações dos modelos propostos por GOMES et al. (2019), que são descritos na Tabela 1. Todas as configurações consideram censura à esquerda com a transformação Box-Cox. Estabelecendo certos parâmetros destes modelos em valores específicos, obtém-se modelos mais simples como casos particulares.

Tabela 1 – Resumo das características e configurações dos fatores de desconto para os modelos ajustados no processo de calibração da previsão de velocidade do vento a 10 metros de altura do modelo Eta.

Modelo	Características		Fatores de desconto		
	Parâmetros dinâmicos	Componente espacial	δ_T	δ_S	δ_V
MOS	Não	Não	1	1	-
GOP	Não	Sim	1	1	-
SEMOs	Não	Sim	1	1	-
DMOS	Sim	Não	0.99	0.95	-
DGOP	Sim	Sim	0.99	0.95	0.99
STEMOS	Sim	Sim	0.99	0.95	-

Fonte: Autoria própria.

3.2. Resultados

A comparação de modelos é realizada através do desempenho preditivo fora da amostra utilizando raiz quadrada do erro quadrático médio (REQM), erro absoluto médio (EAM), índice de concordância (d , WILLMOTT, 1981), e *interval score* (IS, GNEITING E RAFTERY, 2007). A qualidade do ajuste também é determinada através dos conhecidos critérios bayesianos: critério de informação de *deviance* (DIC, SPIEGELHALTER et al., 2002) e o logaritmo da pseudo-verossimilhança marginal (LPML, GELFAND, 1996).

A Tabela 2 exibe a média dos critérios EAM, REQM, d , IS, DIC e LPML para previsões 24 horas à frente da velocidade do vento a 10 metros de altura obtidas pelo modelo Eta e os seis modelos de calibração ajustados. Todos os modelos ajustados apresentam resultados melhores do que a média do conjunto para todos os critérios considerados em comum. Em particular, os modelos que consideram a dinâmica temporal tiveram um desempenho melhor do que os demais, de acordo com todos os critérios de desempenho preditivos. Considerando o critério EAM, foram melhores que a média do conjunto em 43%. Resultados semelhantes foram obtidos em termos do REQM. Em relação ao índice de concordância d , enquanto a média do conjunto apresentou desempenho melhor do que os modelos estáticos, os modelos dinâmicos superaram a média do conjunto em 20%, e os modelos estáticos em 32%, respectivamente. Considerando os intervalos de predição das previsões probabilísticas, os modelos estáticos obtiveram valores altos de IS. Além disso, este critério permitiu a destacar a classe dos modelos dinâmicos em comparação aos outros critérios considerados. Os modelos que consideram a componente espacial tiveram desempenho significativamente pior do que os demais em termos de DIC e LPML. Em contraste, a adição do componente temporal beneficiou o desempenho preditivo e a qualidade do ajuste. Notavelmente, o DMOS apresentou melhores resultados para todos os critérios.

Tabela 2 – EAM, REQM, d , IS, DIC e LPML de previsões determinísticas 24 horas a frente para a velocidade do vento a 10 metros de altura.

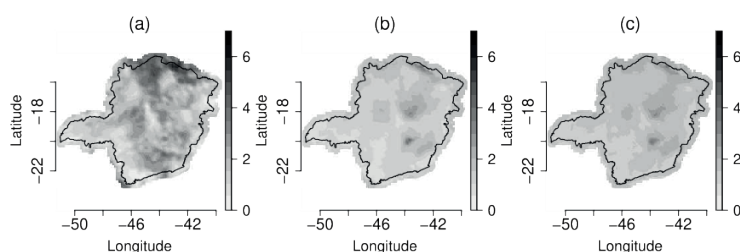
Fonte de previsão	EAM	REQM	d	IS	DIC	LPML
Média do conjunto	1.66	1.95	0.48	-	-	-
Pós-processamento estático						
MOS	1.07	1.32	0.44	21.90	22939	-11454
GOP	1.07	1.33	0.42	78.74	53120	-18699
SEMOS	1.08	1.33	0.42	46.23	52312	-18527
Pós-processamento dinâmico						
DMOS	0.94	1.17	0.57	4.10	21085	-10413

DGOP	0.94	1.19	0.58	4.38	32708	-12777
STEMOS	0.94	1.19	0.58	4.39	32519	-12736

Fonte: Autoria própria.

Os modelos com componente espacial (veja Tabela 1) permitem interpolação espacial direta por meio de *krigagem* (CRESSIE, 1993). Portanto, melhorias potenciais nas previsões locais podem ser obtidas para todo campo meteorológico. A Figura 4 mostra a previsão 24 horas à frente da velocidade do vento a 10 metros de altura para Minas Gerais em 21 de julho de 2016, 12:00. A Figura 4(a) mostra a previsão numérica para todo o campo meteorológico obtida usando a média interpolada do conjunto de previsões. A Figura 4(b) mostra a previsão calibrada pelo modelo DGOP definida como a mediana da distribuição preditiva. Observe que as previsões calibradas são distribuídas mais uniformemente no espaço, em contraste com a previsão numérica. Assim, a distribuição suavizada com correção do viés tem maior confiabilidade. Por último, a Figura 4(c) mostra a margem de erro do intervalo de predição de 90% definido como metade da largura do intervalo de credibilidade. Este gráfico é útil para indicar regiões onde há mais incerteza nas previsões. Três regiões no mapa, mais próximas do centro, são identificadas como tendo maior variabilidade.

Figura 4 – Previsão de campo meteorológico 24 horas à frente da velocidade do vento a 10 metros de altura no Estado de Minas Gerais em 21 de julho de 2016, 12:00: (a) Previsão numérica, (b) previsão calibrada pelo modelo DGOP, e (c) margem de erro das previsões calibradas definida como metade do comprimento do IC 90%.



Fonte: Autoria própria.

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Investigou-se o processo de calibração de previsões numéricas de velocidade do vento a 10 metros de altura, que são conhecidas por serem previstas localmente com erros sistemáticos. Conforme discutido

previamente, estes erros estão associados à paisagem complexa de Minas Gerais e sua forte influência no comportamento da velocidade do vento em baixas altitudes. A região de estudo pode ser considerada uma área de baixa velocidade do vento: grande montante de observações iguais à zero, raras observações acima de 6 m/s e distribuição assimétrica.

Os modelos espaço-temporais resultam em um desempenho de calibração ligeiramente melhor, conforme exibido na Tabela 2. Dada a grande variabilidade do relevo de Minas Gerais, os modelos geoestatísticos simplistas (veja Tabela 1) podem subestimar as características locais. A função de correlação exponencial foi utilizada devido a sua boa funcionalidade e aplicabilidade no contexto de calibração, conforme visto em GEL et al. (2004) e FELDMANN et al. (2015). Funções de correlação mais gerais não foram consideradas devido à dificuldade de estimar os parâmetros de suavidade, conforme discutido em ZHANG (2004).

O procedimento de inferência foi realizado por meio de uma abordagem totalmente bayesiana. As distribuições *a priori* atribuídas para a especificação do modelo foram fracamente informativas. Esta abordagem possui características atrativas, como naturalmente levar em consideração a incerteza sobre a estimativa dos parâmetros, mas ainda é computacionalmente custosa. Assim, recomenda-se somente para previsões de médio e longo prazo.

Por fim, melhorias estruturais úteis podem ser alcançadas. Por exemplo, ponderando cada membro do conjunto disponível, conforme proposto por SCHEUERER et al. (2015). Trabalhou-se com um caso particular em que o mesmo peso é atribuído a cada membro, ou seja, a média (aritmética) do conjunto. FELDMANN et al. (2015) também propuseram a inclusão de informações climatológicas locais por meio de variáveis auxiliares. Os modelos propostos por GOMES et al. (2019) também podem ser aplicados à calibração espaço-temporal de previsões numéricas de outras variáveis meteorológicas censuradas e assimétricas (por exemplo, precipitação). Pesquisas adicionais sobre este assunto estão em andamento.

REFERÊNCIAS

BLACK, Thomas L. The new NMC mesoscale Eta model: Description and forecast examples. **Weather and forecasting**, v. 9, n. 2, p. 265-278, 1994.

BOX, George EP; COX, David R. An analysis of transformations. **Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)**, v. 26, n. 2, p. 211-243, 1964.

CHOU, Sin Chan et al. Refinamento estatístico das previsões horárias de temperatura a 2 m do modelo Eta em estações do Nordeste do Brasil. **Revista Brasileira de Meteorologia**, v. 22, n. 3, p. 287-296, 2007.

CRESSIE, Noel. Statistics for spatial data. **Probability and Mathematical Statistics**, 1993.

FELDMANN, Kira; SCHEUERER, Michael; THORARINSDOTTIR, Thordis L. Spatial postprocessing of ensemble forecasts for temperature using nonhomogeneous Gaussian regression. **Monthly Weather Review**, v. 143, n. 3, p. 955-971, 2015.

GEL, Yulia; RAFTERY, Adrian E.; GNEITING, Tilmann. Calibrated probabilistic mesoscale weather field forecasting: The geostatistical output perturbation method. **Journal of the American Statistical Association**, v. 99, n. 467, p. 575-583, 2004.

GELFAND, Alan E. Model determination using sampling-based methods. **Markov chain Monte Carlo in practice**, p. 145-161, 1996.

GLAHN, Harry R.; LOWRY, Dale A. The use of model output statistics (MOS) in objective weather forecasting. **Journal of Applied Meteorology and Climatology**, v. 11, n. 8, p. 1203-1211, 1972.

GNEITING, Tilmann; RAFTERY, Adrian E. Strictly proper scoring rules, prediction, and estimation. **Journal of the American statistical Association**, v. 102, n. 477, p. 359-378, 2007.

GNEITING, Tilmann et al. Calibrated probabilistic forecasting using ensemble model output statistics and minimum CRPS estimation. **Monthly Weather Review**, v. 133, n. 5, p. 1098-1118, 2005.

GOMES, Luiz ES et al. Space-time calibration of wind speed forecasts from regional climate models. **arXiv preprint arXiv:1909.12862**, 2019.

GRIMIT, Eric P.; MASS, Clifford F. Measuring the ensemble spread-error relationship with a probabilistic approach: Stochastic ensemble results. **Monthly weather review**, v. 135, n. 1, p. 203-221, 2007.

Hansen, Frank V. Surface roughness lengths. **Technical Report ARL-TR-61, U.S. Army Research Laboratory**, 45p, 1993.

KLEIN, William H.; LEWIS, Billy M.; ENGER, Isadore. Objective prediction of five-day mean temperatures during winter. **Journal of Atmospheric Sciences**, v. 16, n. 6, p. 672-682, 1959.

KRISHNAMURTI, T. N. Numerical weather prediction. **Annual review of fluid mechanics**, v. 27, n. 1, p. 195-225, 1995.

MESINGER, Fedor et al. The step-mountain coordinate: Model description and performance for cases of Alpine lee cyclogenesis and for a case of an Appalachian

redevelopment. **Monthly Weather Review**, v. 116, n. 7, p. 1493-1518, 1988.

PRESS, William H. et al. **Numerical recipes 3rd edition: The art of scientific computing**. Cambridge university press, 2007.

SCHEUERER, Michael et al. Probabilistic wind speed forecasting on a grid based on ensemble model output statistics. **Annals of Applied Statistics**, v. 9, n. 3, p. 1328-1349, 2015.

SPIEGELHALTER, David J. et al. Bayesian measures of model complexity and fit. **Journal of the royal statistical society: Series b (statistical methodology)**, v. 64, n. 4, p. 583-639, 2002.

WARNER, Thomas Tomkins. **Numerical weather and climate prediction**. cambridge university press, 2010.

West, Mike; Harrison, Jeff. **Bayesian forecasting and dynamic models**, 2nd ed. Springer Verlag, New York, 1997

WILLMOTT, Cort J. On the validation of models. **Physical geography**, v. 2, n. 2, p. 184-194, 1981.

ZHANG, Hao. Inconsistent estimation and asymptotically equal interpolations in model-based geostatistics. **Journal of the American Statistical Association**, v. 99, n. 465, p. 250-261, 2004.

SPATIO-TEMPORAL CALIBRATION OF THE ETA MESOSCALE MODEL'S NUMERICAL FORECASTS FOR WIND SPEED AT MINAS GERAIS

ABSTRACT - Forecasts of meteorological variables from numerical models are systematically subject to errors. Such errors are due to the attempt to simulate deterministically thermodynamic processes of the atmosphere from their current conditions through systems of differential equations. Besides, these systems are solved in a discrete grid, presenting uniform forecasts for every region belonging to the same grid cell. Consequently, forecasts from numerical models may not be representative at specific locations. Thus, statistical post-processing techniques are appropriate for the calibration of these forecasts, minimizing possible distortions.

KEYWORDS: Calibration; Eta mesoscale model; Data augmentation technique; Dynamical spatio-temporal linear models; Wind speed forecast.

CAPÍTULO 6

PREDIÇÃO DE RUÍDO DE FREIO DO TIPO SQUEAL BASEADO EM ANÁLISE DE AUTOVALORES COMPLEXOS

Diego Severo Antunes

lattes.cnpq.br/2922811492975083

Fras-le S.A., Caxias do Sul – Rio Grande do Sul. Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Letícia Fleck Fadel Miguel

lattes.cnpq.br/3440258752440406

Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Juliana Favero

lattes.cnpq.br/1749547821648336

Fras-le S.A., Caxias do Sul – Rio Grande do Sul

Ney Francisco Ferreira

lattes.cnpq.br/5161051551738947

Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Patric Daniel Neis

lattes.cnpq.br/1523550893371297

Universidade Federal do Rio Grande do Sul

RESUMO – A percepção de qualidade em veículos é muito influenciada pelo conforto acústico, neste contexto, evitar qualquer ruído que possa ser detectado pelo motorista ou passageiros do veículo é uma tarefa crucial para garantir o sucesso comercial. Ruído de freio é uma das causas mais relevantes de desconforto acústico e deve ser resolvido nas etapas iniciais do

desenvolvimento. Soluções através da modificação do material de atrito são eficazes em alguns casos, entretanto, a resposta dinâmica à excitação induzida pelo atrito tem um papel importante na geração de ruídos de freio e exige uma investigação importante em direção à solução. O ruído do tipo Squeal se destaca por ser um dos mais comuns e críticos, o qual é induzido pelo fenômeno de atrito e pode ser previsto por técnicas de simulação numérica utilizando o Método de Elementos Finitos baseado na análise de autovalores complexos (CEA). O presente estudo aplica essa técnica para simular o comportamento dinâmico de um sistema de freio a tambor utilizado em veículos comerciais, com o objetivo de prever as instabilidades associadas à geração de Squeal. O modelo de MEF descrito apresenta avanços quando comparado aos modelos descritos em publicações anteriores, uma vez que o mesmo leva em conta os efeitos de amortecimento do sistema em termos dos coeficientes de Rayleigh. A metodologia proposta se mostrou adequada em prever o fenômeno de acoplamento modal induzido pela fricção em um sistema de freio a tambor e seus resultados foram validados com dados experimentais adquiridos em um veículo de teste.

PALAVRAS-CHAVE: Ruído de freio

do tipo *squeal*; Freio a tambor comercial; Método dos Elementos Finitos; CEA; Amortecimento de Rayleigh.

1. INTRODUÇÃO

A partir da evolução na área automobilística, a mitigação de ruídos cada vez mais torna-se essencial, pois o conforto acústico é um requisito imprescindível para a maioria dos veículos. Dentre os principais ruídos, os de freio são uma das maiores fontes de reclamações por parte dos consumidores, representando uma parcela significativa dos acionamentos de garantia (KINKAID et al., 2003; OBERST, 2011). Essas reclamações são estimadas com um custo de mais de 100 milhões de euros por ano somente na Europa (ERIKSSON, 2000; RUZZI, 2004). Os ruídos de freio são comumente associados pelos usuários como defeitos do veículo, entretanto, geralmente, não estão associados com a capacidade de frenagem (MASOTTI; RAUCH, 2015).

O ruído do tipo *squeal* é um dos tipos mais comuns e é responsável por grande interesse dos fabricantes de material de atrito. O *squeal* é caracterizado por ser um ruído de alta frequência, entre 1000 Hz e 20.000 Hz, associado ao fenômeno de acoplamento modal do sistema de freio, geralmente, em altas velocidades. (FUADI et al., 2009; NEIS et al., 2015; KINKAID et al., 2003; MASOTTI; RAUCH, 2015). O ruído de *squeal* é, segundo Crolla and Lang, 1991, causador dos maiores prejuízos aos fabricantes, pois é a principal fonte de reclamação de desconforto nos veículos.

O *squeal* é um ruído gerado pelo fenômeno induzido pelo atrito, e está relacionado com a geometria do sistema de freio e suas frequências naturais (LEE et al., 2013). Assim, pode-se dizer que o ruído de *squeal* é uma vibração auto excitada gerada no par de atrito em função do sistema de freio, combinando a excitação gerada na frenagem com a propensão ao acoplamento do sistema de freio. Com isso, é possível conhecer as frequências de vibração dos componentes e determinar as frequências com propensão ao *squeal*.

O *squeal* pode ser estudado pela teoria de instabilidade dinâmica, cuja ferramenta de avaliação é a análise de autovalores complexos (Complex Eigenvalue Analysis), doravante denominada CEA (NACK, 1999; KINKAID et al., 2003; OUYANG et al., 2005; OEHLMEYER, 2008). A CEA é uma análise teórica, que pode ser realizada através de duas metodologias: (i) analítica; ou (ii) numérica, que é a abordagem empregada no presente estudo. Os modelos analíticos têm sido pouco utilizados, devido, por exemplo, aos avanços no Método dos Elementos Finitos (MEF), que permite distribuir as propriedades físicas dos materiais na complexa geometria do sistema de freio através da discretização do domínio, aumentando a aplicabilidade da técnica de CEA.

Os freios a tambor possuem peculiaridades que tornam as análises de predição de *squeal* mais complexas do que para freios a disco. De acordo com Loannidis et al., 2003, e Ahmed et al., 2014, as deformações das sapatas

nos freios a tambor têm um grande impacto na pressão de contato entre lona e tambor, sendo um fator de grande influência na predição de *squeal*.

Apesar da importância do amortecimento nas análises de predição de *squeal* por CEA, nas literaturas pesquisadas foram encontrados apenas dois trabalhos que consideram o efeito dessa propriedade (FRITZ et al., 2007; ESGANDARI et al., 2013), sendo que ambos tratam de freios a disco. Não foram encontrados trabalhos que consideram o amortecimento nas análises de autovalores complexos para freios a tambor, tornando pertinente a metodologia aqui apresentada.

2. ANÁLISE DE AUTOVALORES COMPLEXOS – ANÁLISE MODAL PERTURBADA

A CEA é uma análise modal perturbada onde a matriz de rigidez do sistema é corrigida pelos resultados de análises estruturais anteriores. Esse procedimento matemático gera assimetria na matriz de rigidez, o que provoca perturbações na parte real do autovalor complexo, formando a análise de predição de *squeal*, que é a instabilidade dinâmica induzida pelo atrito.

A Análise de Autovalores Complexos Totalmente Perturbada, como é apresentada no ANSYS, é dividida em 3 etapas, sendo que a primeira é composta pela análise estrutural estática de avaliação das deformações e contatos. A segunda é definida como uma extensão da análise estrutural estática, na qual é aplicada a condição de rotação ao tambor. Essa etapa é não linear, pois a força de atrito é calculada e altera a pressão de contato em função dessa rotação. A terceira etapa é composta pela análise de autovalores complexos.

Essa análise é baseada na técnica de análise modal complexa, onde a parte real do autovalor complexo está condicionada à adição de amortecimento ou existência de modos instáveis. Esse tipo de análise utiliza resultados estruturais de avaliação do contato entre o rotor e o material de atrito para gerar uma perturbação na matriz de rigidez global do sistema, o que a torna assimétrica. Essa matriz de rigidez assimétrica é gerada pelo acoplamento de fricção entre o par em contato, podendo implicar em auto frequências de pares complexos conjugados.

De acordo com o tratamento clássico encontrado na literatura, por exemplo, em Bajer et al., 2004, Esgandari et al., 2013, Silva et al., 2013, se a parte real desse autovalor complexo for positiva, então o sistema será instável nesse respectivo modo, e as vibrações serão exponencialmente crescentes com o tempo. Em resumo, pode ser dito que o *squeal* é iniciado pela instabilidade dinâmica induzida pelas forças de atrito, que conduzem a vibrações auto excitadas.

Para a análise modal perturbada, a matriz de rigidez global (\underline{K}) precisa ser corrigida pelos resultados estruturais das análises estáticas anteriores, recebendo a nomenclatura de matriz de rigidez tangente global (\underline{K}_t^T). Essa correção pode ser vista na expansão da matriz de rigidez tangente global, na

equação 1 abaixo. (ANSYS, 2015).

$$\underline{\underline{K}}_i^T = \underline{\underline{K}}_i^M + \underline{\underline{S}}_i^N + \underline{\underline{K}}_i^{LD} + \underline{\underline{K}}_i^C + \underline{\underline{K}}_i^{SP} \quad (1)$$

Onde, $\underline{\underline{K}}_i^M$ é a matriz de rigidez a partir da geometria e das propriedades dos materiais; $\underline{\underline{S}}_i^N$ é a matriz de rigidez das tensões; $\underline{\underline{K}}_i^{LD}$ é a matriz de rigidez dos carregamentos externos, como vento e pressão externa; $\underline{\underline{K}}_i^C$ é a matriz de rigidez devido aos contatos, também chamada de matriz de rigidez tangente consistente; $\underline{\underline{K}}_i^{SP}$ é a matriz de rigidez devido ao efeito de suavização pela rotação.

Nos modelos de CEA, apenas as matrizes $\underline{\underline{K}}_i^M$ e $\underline{\underline{S}}_i^N$ são relevantes para corrigir a matriz tangente global. Como a avaliação dos contatos já é incorporada pela matriz de rigidez de tensões, a matriz de rigidez tangente consistente pode ser desconsiderada. Com isso, têm-se o equacionamento referente às duas primeiras etapas da análise modal perturbada. A terceira etapa, análise de autovalores complexos, da análise modal perturbada é definida de acordo com a equação do movimento amortecida dada pela equação 2.

$$\underline{\underline{K}}_i^T \underline{\underline{\phi}}_j + \alpha_j \underline{\underline{C}} \underline{\underline{\phi}}_j = -\alpha_j^2 \underline{\underline{M}} \underline{\underline{\phi}}_j \quad (2)$$

Onde, $\underline{\underline{\phi}}_j$ é o autovetor j ; α_j^2 é o autovalor complexo, sendo que α_j representa a frequência de vibração do sistema; e j significa cada um dos n modos de vibração do sistema.

A solução da equação do movimento para análise modal, dada pela equação 2, é um problema de autovalor complexo. Para resolver essa equação do movimento amortecida, é necessário realizar a seguinte manipulação das equações, de forma a compensar a adição da matriz de amortecimento apresentada na equação 3.

$$\underline{\underline{\tilde{K}}} = \begin{bmatrix} \underline{\underline{K}}_i^T & \underline{\underline{0}} \\ \underline{\underline{0}} & \underline{\underline{I}} \end{bmatrix} \quad \underline{\underline{\tilde{M}}} = \begin{bmatrix} -\underline{\underline{C}} & -\underline{\underline{M}} \\ \underline{\underline{I}} & \underline{\underline{0}} \end{bmatrix} \quad \underline{\underline{\tilde{\phi}}}_j = \begin{Bmatrix} \underline{\underline{\phi}}_j \\ \underline{\underline{0}} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

$$\underline{\underline{\tilde{K}}} \underline{\underline{\tilde{\phi}}}_j = \lambda_j \underline{\underline{\tilde{M}}} \underline{\underline{\tilde{\phi}}}_j$$

Onde, $\underline{\underline{I}}$ é a matriz identidade de mesma ordem que $\underline{\underline{K}}_i^T$, $\underline{\underline{M}}$ e $\underline{\underline{C}}$; $\underline{\underline{0}}$ é um vetor de zeros de mesma ordem que o vetor $\underline{\underline{\phi}}_j$; $\underline{\underline{K}}$ e $\underline{\underline{M}}$ são as matrizes da equação do movimento modificada para o problema de autovalor complexo.

A equação 4 define o novo problema de autovalor complexo, cujas matrizes são assimétricas.

$$\underline{\underline{\tilde{K}}} \underline{\underline{\tilde{\phi}}}_j = \lambda_j \underline{\underline{\tilde{M}}} \underline{\underline{\tilde{\phi}}}_j \quad (4)$$

A solução dessa equação resulta nos autovalores complexos com os respectivos autovetores, dados pela equação 5.

$$\lambda_j = \sigma_j + \tilde{j} w_j \quad \underline{u}_j = \underline{\phi}_j e^{\lambda_j t} \quad (5)$$

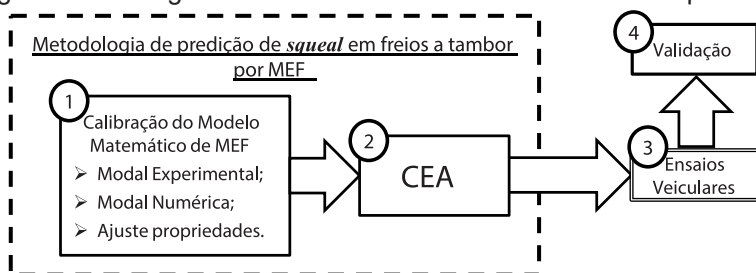
Onde, λ_j é o autovalor complexo; σ_j é a parte real do autovalor complexo, que representa o amortecimento do sistema; w_j é a parte imaginária, que representa a frequência de vibração; \tilde{j} é o indicador de número complexo, $\tilde{j} = \sqrt{-1}$; \underline{u}_j é o deslocamento nodal do sistema, associado ao autovetor σ_j e ao autovalor λ_j ; t é o tempo.

3. METODOLOGIA

A figura 1 apresenta o fluxograma da análise de predição de *squeal* proposta. A análise de autovalores complexos (fase 2) é calibrada (fase 1) através da comparação entre análise modal numérica e análise modal experimental de cada componente do sistema de freio modelado, para ajustar as propriedades dos materiais. As fases (1) e (2) definem a metodologia de predição de *squeal* para freios a tambor. As etapas (3) e (4) são complementares, onde: (3), ocorre a realização de ensaios veiculares, que têm o objetivo de validar (4) a metodologia proposta, através da comparação das frequências ruidosas medidas em dois veículos, com os modos instáveis calculados pela metodologia proposta.

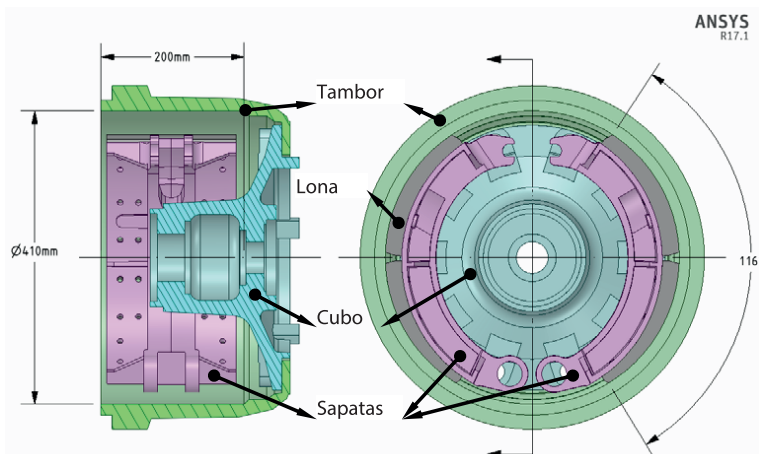
A Figura 2 apresenta um desenho da geometria do sistema de freio a tambor de veículo comercial analisado, identificando os diferentes componentes modelados pelo MEF. São apresentadas também algumas dimensões principais, como diâmetro do tambor, largura das lonas e da pista de rolamento e ângulo das lonas.

Figura 1 – Fluxograma da análise de instabilidade dinâmica por CEA.



Fonte: Autor, 2021.

Figura 2 – Desenho com as dimensões principais do sistema de freio analisado.



Fonte: Antunes, 2016.

3.1. Calibração do modelo matemático

A calibração do modelo matemático é realizada através da comparação entre resultados de análises modais experimentais com resultados de análises modais numéricas (frequência de vibração e forma modal), para cada componente de interesse. De acordo com Schwarz e Richardson, 1999, análise modal experimental por teste de impacto é uma maneira rápida e econômica de obter os parâmetros modais de uma estrutura. Com os parâmetros modais é possível ajustar as propriedades mecânicas (Módulo de Young e Coeficiente de Poisson) dos materiais de cada peça. Conforme indicado por Masotti et al., 2009, esse tipo de técnica é recomendável, pois as propriedades mecânicas utilizadas nos modelos numéricos são grandezas com alta incerteza associada.

3.2. Análise de Autovalores Complexos - CEA

A malha foi elaborada com base em uma análise de sensibilidade prévia. Foi gerada uma malha de elementos finitos utilizando os elementos de ordem quadrática (solid186), totalizando 122.557 elementos com 313.464 nós. Devido à não-linearidade existente no par de contato entre lona e tambor, a malha dessa região foi controlada para ser regular (estruturada) com elementos hexaédricos, garantindo a uniformidade na avaliação desses contatos.

Foi realizada uma análise modal totalmente perturbada do sistema de freio a tambor. Essa análise é dividida em três etapas sequenciais. Na primeira, são aplicadas as condições de contorno e a força de acionamento das sapatas, sendo calculadas as deformações e avaliado o contato

iterativamente. Na segunda etapa, é aplicada uma condição de rotação aos elementos do tambor de freio, contribuindo apenas para o cálculo estrutural dos contatos entre o material de atrito e o tambor. Com essas duas etapas resolvidas, é realizada a extração dos autovalores e autovetores, chamada de análise modal, na qual é aplicado o amortecimento proporcional de Rayleigh. A tabela 1 apresenta um resumo de cada uma dessas análises.

Tabela 1 – Descrição das análises de CEA.

1ª etapa: análise estrutural estática	2ª etapa: análise estrutural estática	3ª etapa: análise modal
Força + CC's	Força + CC's + Rotação	Extração autovalores e autovetores

Fonte: Antunes, 2016.

O tambor é fixo solidariamente ao cubo, o qual é fixado através de um elemento de superfície (*Cylindrical Support*) na face interna, cujos graus de liberdade são dados em coordenadas cilíndricas, onde são restringidos os deslocamentos radiais e axiais, mas os tangenciais são deixados livres, para que o conjunto tambor e cubo possa apenas girar livremente. Nas sapatas são utilizados os mesmos tipos de elementos de superfície, definidos nas faces dos furos da ancoragem, com os graus de liberdade configurados iguais aos do cubo.

Na interface de atrito entre o tambor e os materiais de fricção, são utilizados elementos de contato de fricção (Frictional Contact), com formulação de Lagrangeano Aumentado e atualização de rigidez a cada iteração. Esse tipo de elemento possui uma face “alvo” e uma face “contato”, devendo a primeira ser definida no componente com maior rigidez, nesse caso o tambor de freio, e a segunda naquele componente com menor rigidez, o material de fricção.

3.3. Validação da metodologia de predição de *squeal*

A validação da metodologia de predição de ruído de freio do tipo *squeal* por CEA é realizada através da comparação entre os resultados de instabilidade encontrados nos modelos numéricos com os resultados de ruído encontrados em veículos instrumentados. Foram realizados testes de ruído de freio em dois ônibus urbanos diferentes, sendo ambos com peso bruto total (PBT: veículo + carga representando os passageiros) de 17 ton (17.000 kg) em rota urbana, simulando condições usuais de aplicação dos freios desse tipo de transporte coletivo. Os ônibus avaliados (A e B) possuem diferenças no cubo de roda e nas sapatas, sendo que todas essas peças são de ferro fundido.

Um dos ônibus (A) possui freio igual ao apresentado até o momento,

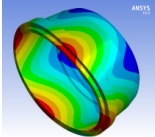
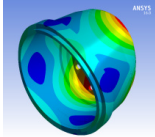
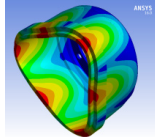
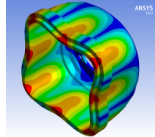
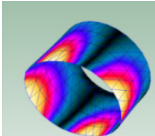
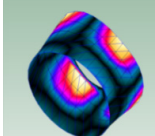
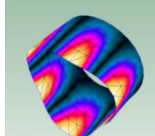
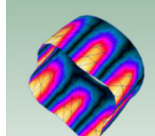
enquanto o freio do outro ônibus (B) possui algumas diferenças geométricas nas sapatas e no cubo de roda. Os dois freios foram modelados por MEF, aplicando a metodologia de predição de *squeal* proposta. A figura 6 apresenta os componentes cuja geometria é diferente entre os freios.

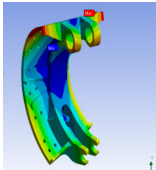
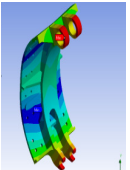
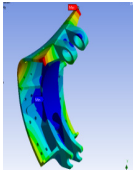
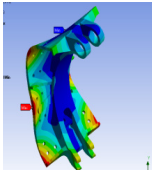
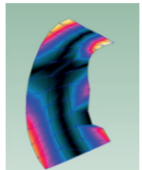
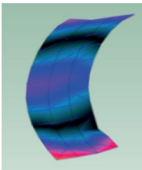
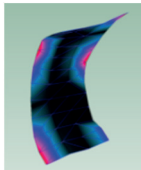
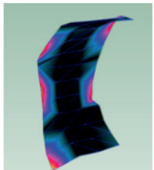
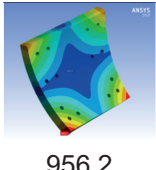
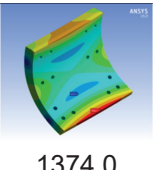
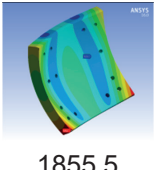
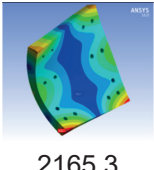
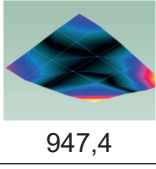
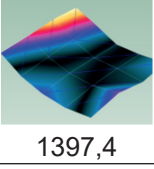
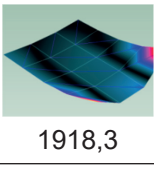
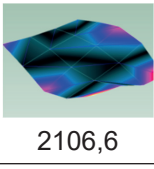
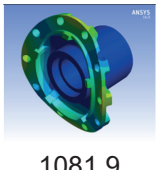



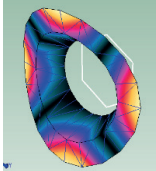
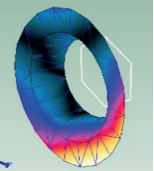
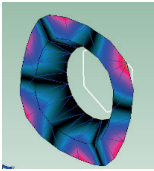
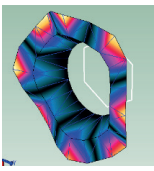
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1. Calibração do modelo matemático

Os parâmetros modais de interesse nas análises modais experimentais e numéricas para cada componente analisado são apresentados na tabela 2 abaixo. Essa tabela traz as informações de frequência natural numérica e experimental, erro relativo e as formas modais numéricas e experimentais para cada componente do freio. Na tabela 2, são apresentados os principais modos de vibração de cada componente, não os únicos. Os resultados numéricos são relativos aos modelos de MEF com as propriedades ajustadas.

Tabela 2 – Comparação entre os resultados das análises modais experimentais (Pulse) e numéricas (ANSYS).

Tambor	Num [Hz]	 366,2	 752,2	 980,0	 1760,3
	Exp [Hz]	 364,4	 778,3	 969,2	 1744,3
	Erro [%]	-0,50	3,35	-1,12	-0,92

Sapata	Num [Hz]	 642,4	 1157,5	 1449,4	 2071,7
	Exp [Hz]	 667,3	 1099,5	 1436,9	 2020,6
	Erro [%]	3,74	-5,27	-0,87	-2,53
Lona	Num [Hz]	 956,2	 1374,0	 1855,5	 2165,3
	Exp [Hz]	 947,4	 1397,4	 1918,3	 2106,6
	Erro [%]	-0,93	1,68	3,27	-2,79
Cubo	Num [Hz]	 1081,9	 1138,5	 1639,6	 2390,2
	Exp [Hz]	 1084,0	 1326,0	 1679,0	 2313,0
	Erro [%]	0,19	14,14	2,35	-3,34

Fonte: Antunes, 2016.

De acordo com Kun et al., 2013, e Masotti, 2013, em virtude da complexidade das medições experimentais é aceitável que existam diferenças da ordem de até 5% entre valores experimentais e numéricos para grande parte das aplicações de engenharia. Pode ser percebido, a partir da tabela 2, que, com exceção do segundo modo do cubo, os erros ficaram abaixo do valor de aceitação mencionada pelos autores. O procedimento de ajuste, cujos parâmetros modais resultou nas propriedades dos materiais ajustadas, que são apresentadas na tabela 3.

Tabela 3 – Propriedades dos materiais utilizadas nas análises numéricas do presente estudo, após o procedimento de ajuste.

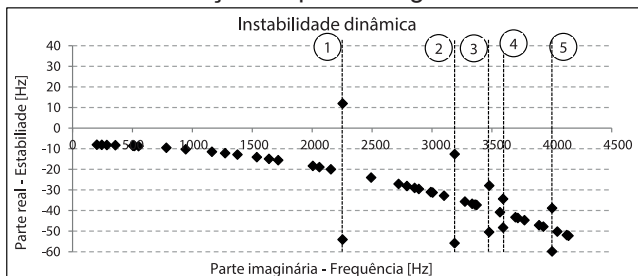
	Tambor	Sapatas	Lonas	Cubo
Material	Ferro Fundido Cinzento	Ferro Fundido Nodular	Material de Fricção	Ferro Fundido Cinzento
Módulo de Young [GPa]	137,25	202,00	11,00	150,00
Coefficiente de Poisson [-]	0,28	0,28	0,20	0,28
Densidade [kg/m³]	7200	7050	2000	7753

Fonte: Antunes, 2016.

4.2. Análise de Autovalores Complexos

Nas análises de CEA, a análise modal foi configurada para extrair os modos na faixa de frequências entre 10 e 6400 Hz, sendo limitada a um máximo de 50 modos. A Figura 3 apresenta as curvas referentes à parte real do autovalor complexo em função da frequência de cada modo de vibração, permitindo avaliar os modos instáveis.

Figura 3 – Parte real em função da parte imaginária do autovalor complexo.



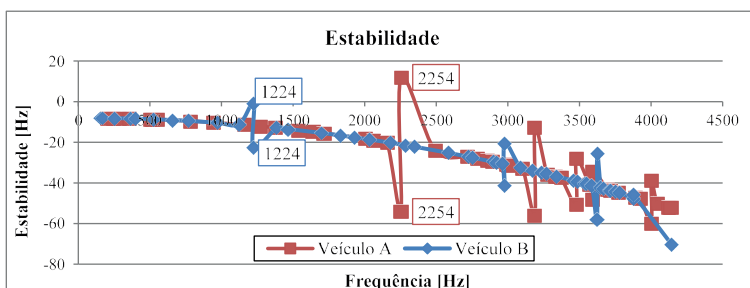
Fonte: Antunes, 2016.

Observando a figura 3, pode ser percebido que a parte real apresenta uma tendência de decaimento da estabilidade com o aumento da frequência (modos 2, 3, 4 e 5). Isso significa que independentemente do valor da parte real do autovalor ser positivo ou negativo, poderá haver propensão para determinados modos serem instáveis, já que ocorre uma perturbação na possível tendência desses valores. Existe apenas um modo com parte real positiva (modo 1), na frequência de 2250 Hz. Nesse modelo, por exemplo, na frequência de 3189 Hz a parte real do autovalor não é positiva, mas os valores estão perturbados em torno da curva de tendência da parte real.

4.3. Validação da metodologia de predição de *squeal*

A validação começa com a obtenção do espectro de frequências ruidosas de cada veículo, o que pode ser comparado com as respostas dos modelos de CEA. As frequências obtidas no veículo são confrontadas com as frequências dos modos instáveis do modelo. A figura 4 apresenta os resultados de parte real em função da frequência para os dois freios analisados.

Figura 4 – Parte real em função da frequência para o freio do veículo B simulado em ANSYS.

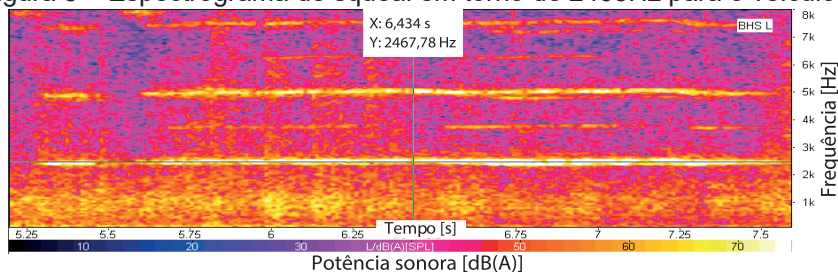


Fonte: Antunes, 2016.

A partir da figura 4, pode ser verificada a influência da alteração da geometria de componentes do freio. O primeiro modo instável do freio B é encontrado na frequência de 1224 Hz, visualizado no par complexo conjugado perturbado em relação às curvas de estabilidade, diferentemente da frequência de 2254 Hz do freio A. A sapata e o cubo desse freio têm grande influência na instabilidade dinâmica do sistema, podendo alterar significativamente os modos instáveis.

O veículo A apresentou ruído de freio tipo *squeal* sintonizado em uma faixa entre 2400 Hz e 2700 Hz, nas diferentes repetições da rota, com picos bem destacados, atingindo uma magnitude média de aproximadamente 75 dBA, dentro do veículo em uma posição próxima ao ouvido do motorista e com as janelas abertas. A Figura 5 apresenta resultados de ruído de *squeal* para o veículo A.

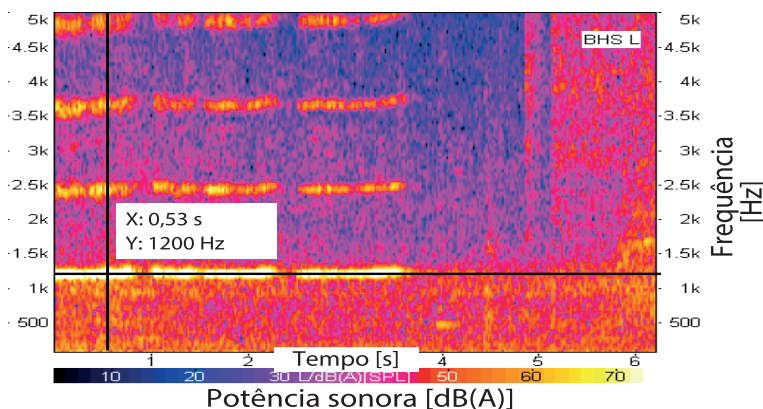
Figura 5 – Espectrograma de squeal em torno de 2465Hz para o veículo A.



Fonte: Antunes, 2016.

O veículo B apresentou ruído do tipo squeal em torno de 1200 Hz, nas diferentes repetições da rota, com picos bem destacados, atingindo uma magnitude média de aproximadamente 83 dBA. A figura 6 apresenta resultados de ruído de squeal para o veículo B.

Figura 6 – Espectrograma de squeal em torno de 1200 Hz para o veículo B.



Fonte: Antunes, 2016.

A tabela 4 apresenta um resumo comparativo entre as frequências numéricas e experimentais de cada freio analisado, com o respectivo erro.

Tabela 4 – Comparação entre as frequências numéricas e experimentais.

Veículo	w Numérico [Hz]	w Experimental [Hz]	Erro [%]
A	2254	2400	-6,5%
		2700	-19,8%
B	1224	1200	2,0%

Fonte: Antunes, 2016.

O freio do veículo A possui frequência do primeiro modo de vibração instável, calculada pela metodologia de CEA em torno de 2250 Hz. Com isso, pode ser percebido que a diferença entre os resultados numéricos e experimentais varia entre 6,5% e 19%, aproximadamente.

Os resultados numéricos do freio do veículo B apresentaram que a frequência do primeiro modo de vibração instável, calculada pela metodologia de CEA, se encontra em torno de 1224 Hz. Com isso, pode ser percebido que a diferença entre os resultados numéricos e experimentais diverge em torno de 2%, aproximadamente. Esse é um excelente resultado, que está de acordo e até melhor que o resultado do veículo A, confirmando que a metodologia de predição de squeal por CEA é robusta e eficiente.

5. CONCLUSÕES

A calibração do modelo matemático é essencial para a confiabilidade dos resultados encontrados. A técnica de calibração apresentada, através da comparação entre resultados experimentais e numéricos para realizar o ajuste das propriedades mecânicas, é satisfatória para os modelos propostos, uma vez que os erros entre resultados numéricos e experimentais são, de forma geral, menores do que 5%.

A validação do modelo de instabilidade dinâmica por CEA mostrou resultados satisfatórios, evidenciando que essa é uma metodologia eficiente e robusta para auxiliar no desenvolvimento de projetos de sistemas de freio a tambor. A geometria da sapata de freio possui significativa influência na resposta instável do sistema, mas o modelo de CEA é robusto suficiente para reproduzir esse tipo de modificação.

6. AGRADECIMENTOS

O autores agradecem o apoio financeiro do CNPq e da CAPES no desenvolvimento desse trabalho, bem como ao Latrib e à Fras-le pelo apoio financeiro e intelectual.

REFERÊNCIAS

AHMED, I.; FATOUH, Y.; ALY, W.; **A parametric FE modeling of brake for non-linear analysis**, International Journal of Energy and Environment (IJEE), Vol. 5, Issue 1, pg. 97-110, 2014.

ANSYS Mechanical APDL Structural Analysis Guide, ANSYS Help Documentations, version 16.0, 2015.

ANTUNES, D.S.; **Metodologia de avaliação de instabilidade dinâmica em freios a tambor utilizando o método dos elementos finitos**, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.

BAJER, A.; BELSKY, V.; KUNG, S.W.; **The influence of friction-induced damping and nonlinear effects on brake squeal analysis**, SAE Technical Paper 2004-01-2794, 2004. doi: 10.4271/2004-01-2794.

CROLLA, D.A.; LANG, A.M.; **Brake noise and vibration – The state of the art**, Vehicle Tribology Leeds-Lyon Tribology Series, vol. 18, pg. 165-174, 1991.

ERIKSSON, M.; **Friction and contact phenomena of disc brakes related to squeal**, Tese de PhD, Acta Universitatis Upsaliensis, Uppsala, Sweden, 2000.

ESGANDARI, M.; TAULBUT, R.; OLATUNBOSUN, O.; **Effect of damping in complex eigenvalue analysis of brake noise to control over-prediction of instabilities: An experimental study**, SAE Technical Paper 2013-01-2034, 2013. doi: 10.4271/2013-01-2034.

FRITZ, G.; SINOUE, J.J.; DUFFAL, J.M.; JÉZÉQUEL, L.; **Effects of damping on brake squeal coalescence patterns – Application on a finite element model**, Mechanics Research Communications, vol. 34, pg. 181-190, 2007.

FUADI, Z.; ADACHI, K.; IKEDA, H.; NAITO, H.; KATO, K.; **Effect of Contact Stiffness on Creep-Groan Occurrence on a Simple Caliper-Slider Experimental Model**, Tribol Lett 33, pg. 169-178, 2009.

KINKAID, N.M.; O'REILLY, O.M.; PAPADOPOULOS, P.; **Automotive disc brake squeal**, Journal of Sound and Vibration, vol. 267, pg. 105-166, 2003.

KUN, D.; LIJUN, Z.; DEJIAN, M.; ZHUOPING, Y.; **Reliability and precision of complex eigenvalue method for disc brake squeal prediction**, Eurobrake 2013, paper number: EB2013-MS-011.

LEE, S.M.; SHIN, M.W.; LEE, W.K.; JANG, H.; **The correlation between contact stiffness and stick-slip of brake friction**, Wear, vol. 302 (1-2), pg. 1414-1420, 2013. doi:10.1016/j.wear.2012.12.017.

LOANNIDIS, P.; BROOKS, P.C.; BARTON, D.C.; **Drum brake contact analysis and its influence on squeal noise prediction**, SAE Technical Paper 2003-01-3348, 2003. doi: 10.4271/2003-01-3348.

MASOTTI, D.; **Comparação de métodos de determinação do amortecimento estrutural através de técnicas de ajuste de curvas de funções resposta em frequência**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Florianópolis, Brasil, 2013.

MASOTTI, D.; RAUCH, B.; **Methodology to predict brake noise events in a specific route using a dynamometer test**, SAE Technical paper 2015-36-0008 (ISSN 0148-7191), 12th SAE Brazil International Brake Colloquium & Engineering Display, Brazil, 2015.

MASOTTI, D.; SILVA, O.M.; MATOZO, L.T.; BONIATTI, D.; **Experimental validation of finite elements models of brake drums for squeal analysis**, 9th SAE Brazil International Brake Colloquium e Engineering Display, Caxias do Sul, 2009.

NACK, W.V.; **Brake squeal analysis by finite elements**, SAE Technical Paper 1999-01-1736, 1999. doi: 10.4271/1999-01-1736.

NEIS, P.D.; FERREIRA, N.F.; MATOZO, L.T.; MASOTTI, D.; POLETTTO, J.C.; **Definition of a suitable parameter for characterizing creep groan propensity in brake pads**, SAE Technical paper 2015-36-0004 (ISSN 0148-7191), presented in 12th SAE Brazil International Brake Colloquium & Engineering Display, Brazil, 2015.

OBERST, S.M.; **Analysis of brake squeal noise**, PhD Thesis, University of New South Wales, School of Engineering and Information Technology, 2011.

OEHLMEYER, A.K.; **Instabilidade de freios a disco por análise de autovalor complexo**, Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, Brazil, 2008.

OUYANG, H.; NACK, W.V.; YUAN, Y.; CHEN, F.; **Numerical analysis of automotive disc brake squeal: a review**, International Journal of Vehicle Noise and Vibration, vol. 1, pg. 207-231, 2005.

RUZZI, M.H.; **Medições das propriedades dinâmicas de materiais de pastilhas de freios automotivos**, Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brazil, 2004.

SCHWARZ, B.J.; RICHARDSON, M.H.; **Experimental modal analysis**, CSI Reliability Week, Orlando, FL, 1999.

SILVA, J.G.P.; FULCO, E.R.; VARANTE, P.E.D.; NASCIMENTO, V.; DIESEL, F.N.; BONIATTI, D.L.; **Numerical and experimental evaluation of brake squeal**, SAE Technical Paper 2013-36-0030, 2013. doi: 10.4271/2013-36-0030.

BRAKE SQUEAL NOISE PREDICTION BASED ON COMPLEX EIGENVALUE ANALYSES

ABSTRACT – Quality perception on vehicles is much influenced by acoustic comfort, in this sense, avoid noises that can be detected by driver and passengers is a crucial task to ensure the commercial success. Brake noise is one of the most important causes of acoustic annoyance and must be resolved in the earlier stages of brake system development. Solutions through the friction material are effective in some cases, however, brake system dynamic response to excitation induced by friction plays an import role on brake noise generation and can be an import path toward the solution. Squeal noise stands out for being the most usual and critical type of noise, it is induced by the friction and can be predicted by numerical simulation techniques using

Finite Element Method based on the complex eigenvalues analysis (CEA). The present work applies this technique to simulate the dynamic behavior of a drum brake system for commercial vehicles aiming to predict the instabilities associated to squeal noise generation. The FEA model described presents innovations when compared to the modeling describe on earlier publications since it takes into account damping effects through Rayleigh coefficients. The methodology proved to be adequate to predict the modal coupling phenomena induced by friction in a drum brake system and its outputs could be validated by experimental data acquired on vehicle testing.

KEYWORDS: Brake squeal noise; Commercial drum brake; Finite element method; CEA; Rayleigh damping.

CAPÍTULO 7

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DOS
CAMPOS DE ENERGIA DE ONDAS
EM RESERVATÓRIO DE USINA
HIDRELÉTRICA**Marcelo Marques**lattes.cnpq.br/0855863872309532

Universidade Estadual de Maringá

Elaine Patricia Aranteslattes.cnpq.br/5673783965584352

Universidade Estadual de Maringá

Fernando Oliveira de Andradelattes.cnpq.br/5175699449525205Universidade Tecnológica Federal
do Paraná**Isabela Arantes Ferreira**lattes.cnpq.br/7252508396222629

Universidade Estadual de Maringá

RESUMO - A simulação da distribuição espacial da energia das ondas geradas pela ação de ventos severos sobre o reservatório de belo Monte se constitui no objetivo desse trabalho. Os campos de energia das ondas foram simulados com base em uma equação obtida pela combinação de uma equação paramétrica denominada JONSWAP e da equação de energia fundamentada no conhecimento de mecânica das ondas. Pela técnica empregada denominada Paramétrica Bidimensional, a energia da onda é condicionada exclusivamente por informações de vento (intensidade

e direção) e o comprimento do fetch no ponto de interesse. A técnica de modelagem foi aplicada pelo modelo computacional ONDACAD. As maiores quantidades de energia de onda resultaram de ventos provenientes da direção NNE, de energia correspondente a 82 J/m^2 ($U=5\text{ms}^{-1}$); 375 J/m^2 ($U=10\text{ms}^{-1}$); 1020 J/m^2 ($U=15\text{ms}^{-1}$) e 1610 J/m^2 ($U=20\text{ms}^{-1}$).

PALAVRAS-CHAVE: Belo Monte; Energia; Onda.

1. INTRODUÇÃO

O vento transfere parte da sua energia para as ondas ao exercer uma força resultante de diferenças de pressão, provocadas por flutuações na velocidade do vento próximo à interface ar-água. A superfície perturbada é restabelecida por ação da gravidade. A interação cíclica entre a força de pressão exercida pelo vento e a força da gravidade, faz com que ondas se propaguem, se distanciando progressivamente de sua zona de geração (MARQUES, 2013).

2. JUSTIFICATIVA

Os estudos dos campos de energia das ondas geradas por

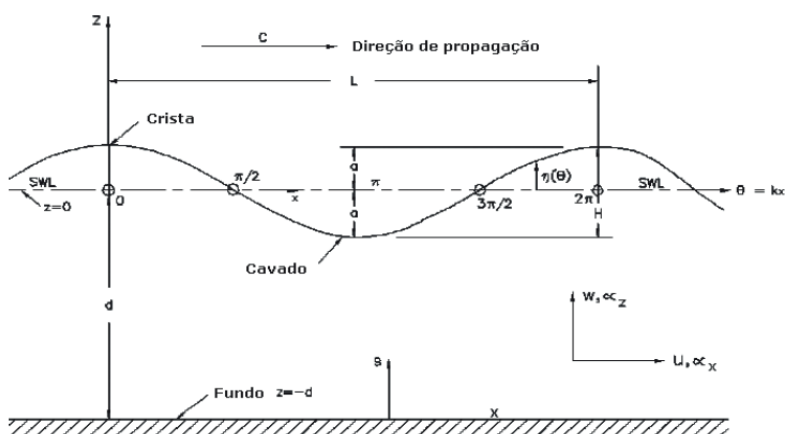
ventos severos são úteis em diversas aplicações, como o transporte de sedimentos e erodibilidade das margens que são, muitas vezes, agravados por oscilações de níveis de água e das ondas do reservatório (FERNANDEZ, 1990), assim como a deposição dos sedimentos no interior do reservatório (SOLERA, 2010); o dimensionamento da crista de barragem, que deve ser calculada de acordo com os níveis máximos que as ondas podem atingir; o transporte aquaviário que pode ser alterado devido às ações das ondas; fazendas aquícolas que necessitam de condições específicas para o cultivo; a emissão de gases de efeito estufa, presos no fundo do reservatório, onde a onda pode propagar uma perturbação que os faça chegar à atmosfera (MANNICH, 2013); e o estudo de ecossistemas aquáticos continentais onde há presença de macrófitas que absorvem o impacto das ondas, reduzindo o processo erosivo nas margens e, conseqüentemente, a turbidez, que afeta a produtividade do corpo d'água e a viabilidade dos ovos de peixes (THOMAZ, 2013).

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1 Ondas geradas pelo vento

A ocorrência de ondas é acompanhada de correntes, acelerações e variações de pressão possuindo uma forma sinusoidal, com elementos característicos representados através da Figura 1.

Figura 1 – Demonstração dos elementos característicos de uma onda sinusoidal



Fonte: Marques (2011)

A energia das ondas é resultado de uma combinação igualitária entre energia cinética e potencial, esta condição é descrita pela equação (1), onde se encontra a soma das energias potencial e cinética para as partículas situadas em uma unidade de área, com mesmo comprimento de onda e em um mesmo tempo (YOUNG, 1999):

$$E = \frac{1}{8} \rho_w g H^2 \quad (1)$$

sendo ρ_w a massa específica da água, g a aceleração da gravidade e H a altura significativa da onda.

3.2 Fetch

O fetch é definido como um comprimento que representa a superfície do espelho d'água sob a ação do vento em uma determinada direção (Marques, 2013). Portanto, apesar de representar uma área, o fetch possui dimensão de comprimento. A altura da onda é função da estimativa do fetch. Neste trabalho, para a determinação do fetch foi utilizado o método de JONSWAP, o qual descreve as ondas em fase de crescimento limitado pelo fetch, demonstrado pela equação 2 (Laing, 1998):

$$\frac{gH}{U^2} = 0,0016 \left(\frac{gF}{U^2} \right)^{1/2} \quad (2)$$

sendo que U representa a velocidade do vento e F , o fetch.

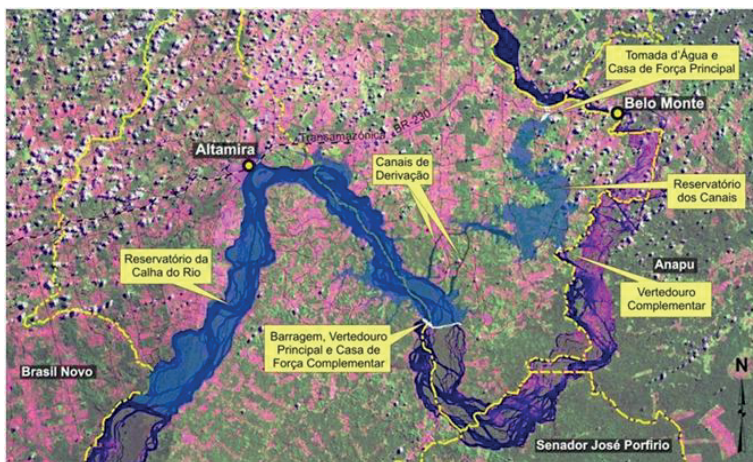
Ao substituir (2) em (1), tem-se a energia das ondas em função do fetch e da velocidade do vento, considerando a massa específica da água como 1000 kg/m^3 e a aceleração da gravidade como $9,8 \text{ m/s}^2$, tem-se a equação 3, onde a energia será apresentada em J/m^2 .

$$E = 0,00032FU^2 \quad (3)$$

4. MATERIAIS E MÉTODOS

A usina hidrelétrica de Belo Monte está localizada no rio Xingu a cerca de 40 km a jusante da cidade de Altamira, no estado do Pará. Terá capacidade total instalada de 11233,1 MW, será a terceira maior do mundo, atrás das usinas hidrelétricas de Três Gargantas e Itaipu. O reservatório terá uma área de aproximadamente 386 km^2 . A Figura 2 mostra a localização do reservatório de Belo Monte.

Figura 2 – Localização do reservatório de Belo Monte em Altamira - PA



A técnica de modelagem adotada para simular os campos de energia das ondas é denominada Paramétrica Bidimensional. Foi desenvolvida por Marques (2013) e aplicável a águas continentais de grande superfície como lagos, reservatórios, baías e estuários. A técnica está fundamentada na capacidade de converter um campo de fetch em um campo de energia de ondas por meio de uma equação de transformação, gerando resultados semelhantes aos produzidos por um modelo numérico de base física como o módulo de ondas SWAN do modelo Delft3D.

A técnica de modelagem será aplicada pelo modelo ONDACAD, validado por Marques (2013) pelas aplicações aos reservatórios de Jurumirim, Salto Caxias, Itaipu, Vossoroca, Molinos (Argentina), lagoa Mangueira e os lagos Michigan (EUA/Canadá) e Superior (EUA/Canadá).

Pelo modelo ONDACAD os mapas são gerados por um processo de discretização da superfície do reservatório através da geração de uma malha com resolução de 15 mil nós pela qual os campos de fetch são transformados em campos de ondas pela aplicação de uma equação paramétrica (equação 3).

Os campos de vento são considerados uniformes e de longa duração. Prescinde-se de dados referentes à batimetria do reservatório pois considera-se por hipótese que os campos de ondas são gerados em águas profundas.

Como a construção da usina hidrelétrica de Belo Monte está em andamento, o traçado das margens do futuro reservatório é obtido com base em mapa digital do terreno considerando a cota máxima de projeto. A representação geométrica da margem como uma poligonal constituindo uma polilinha é utilizada como elemento de contorno na aplicação de um modelo

computacional concebido em linguagem computacional LISP e executado em ambiente CAD.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Pela aplicação do modelo ONDACAD, foram gerados 16 mapas de campo de energia das ondas para cada intensidade do vento (5, 10, 15 e 20 m/s), totalizando 64 mapas. Na direção nor-nordeste é verificada a ocorrência das maiores quantidades de energia de onda. Os quatro mapas de campo de energia de onda para a direção NNE são apresentados de modo ilustrativo na Figura 3.

Pela Figura 4 nota-se uma discreta tendência das maiores quantidades de energia de onda acompanharem a direção da maior porção do reservatório em estudo. Essa peculiaridade pode favorecer o desenvolvimento de métodos de estimativa da energia máxima da onda em função da magnitude do reservatório.

As maiores quantidades de energia condicionadas à direção e à intensidade do vento estão representadas na Figura 4. Por meio deste diagrama observa-se que conforme a velocidade do vento aumenta, aumenta também a energia da onda. Tal fato deve-se a relação de proporcionalidade observada entre as duas variáveis apresentada na equação (3).

Figura 3 – Exemplo de mapa gerado na simulação dos campos de energia das ondas geradas por ventos severos no reservatório de Belo Monte, com ventos de 15m/s e para a direção norte

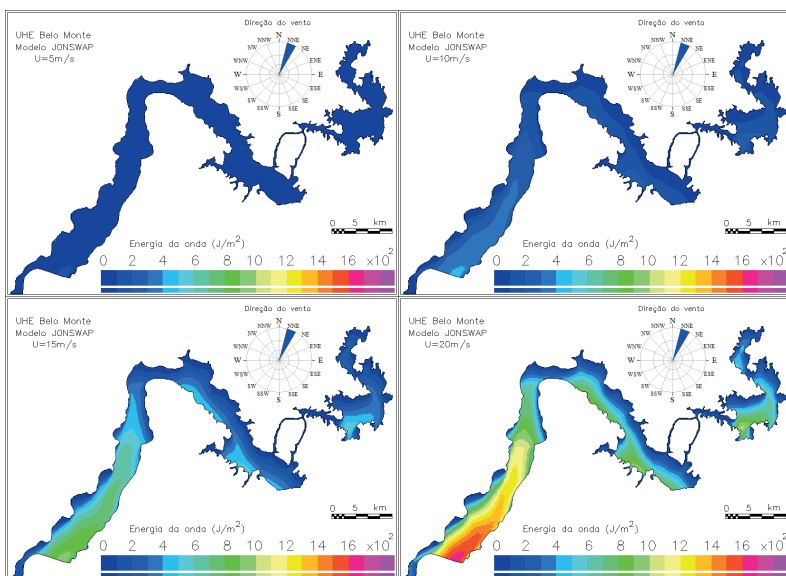
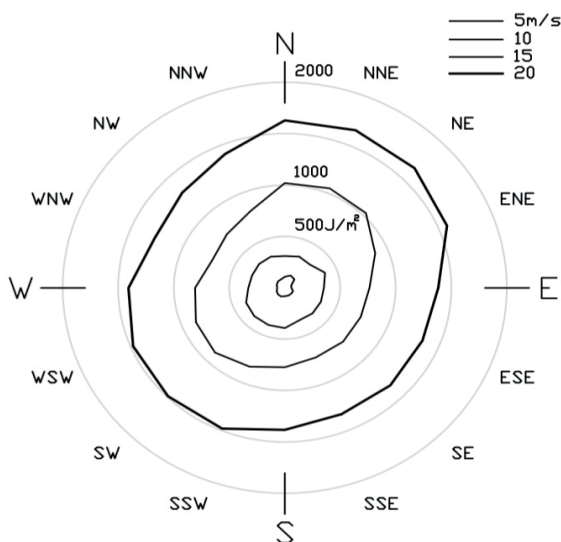


Figura 4 – Diagrama da energia máxima das ondas por direção e intensidade do vento



6. CONCLUSÕES

Apesar do aspecto irregular do contorno do futuro reservatório de Belo Monte e da maior porção do reservatório tender a voltar-se para a direção dos quadrantes ímpares trigonométricos, verifica-se que as maiores quantidades de energia de onda para certa intensidade do vento mostraram uma fraca dependência com a direção do vento. O motivo principal é a atenuação do fetch pelo método geométrico de Saville.

Pelo presente estudo fica comprovada a viabilidade de representação da energia das ondas como um campo, pelo emprego da técnica de modelagem Paramétrica Bidimensional.

A generalização dessas conclusões e a validação do modelo JONSWAP, para simulação de energia das ondas, demandam estudos complementares, mas demonstra a importância que pode assumir a utilização da técnica de modelagem paramétrica bidimensional na análise de fenômenos gerados pela ação do vento em águas continentais.

REFERÊNCIAS

FERNANDEZ, O. V. (1990). **Mudanças no canal fluvial do rio Paraná e processos de erosão nas margens: região de Porto Rico, PR.** Dissertação (mestrado). Instituto de Geociências e Ciências Exatas, UNESP, Rio Claro – SP, 1990.

LAING, A. K. (1998). **An Introduction to Ocean Waves** In: *Guide to Wave Analysis and Forecasting*. Geneva: Suíça. Cap. 1, p. 1-14.

MANNICH, M. (2013). **Estimativa de Emissões de Gases de Efeito Estufa em Reservatórios e Lagos - Contribuições para o Monitoramento e Modelagem 1D-Vertical**. Tese de doutorado pelo Programa de Pós-Graduação Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental. Curitiba: Universidade Federal do Paraná.

MARQUES, M. (2013). **Modelagem paramétrica bidimensional para simulação de ondas em águas continentais**. Tese de doutorado pelo Programa de Pós-Graduação Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental. Curitiba: Universidade Federal do Paraná.

MARQUES, M.; GUETTER, A. K. (2011). Determinação da distribuição do fetch e dos campos de ondas sob condições de ventos extremos no reservatório de Itaipu. **Revista Técnica do IEP**. n. 3. p. 37-51.

SOLERA, M. L. (2010) **Avaliação de Técnicas da Bioengenharia de solos para proteção de taludes: estudo de caso para aplicação nas encostas do reservatório da barragem da UHE Engo Sergio Motta, Rio Paraná, SP/MS**. Dissertação de mestrado. Instituto de pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo. São Paulo.

THOMAZ, S. M.; BINI, L. M. (2000). **A expansão das macrófitas aquáticas e implicações para o manejo de reservatórios: um estudo na represa de Itaipu**. In: HENRY, R. (Ed.). *Ecologia de reservatórios: estrutura, função e aspectos sociais*. Botucatu: FUNDIBIO; São Paulo: FAPESP. Cap. 20, p. 597-626.

YOUNG, I. R (1999). *Wind Generated Ocean Waves*. Elsevier, Adelaide, Austrália, 16 p.

COMPUTATIONAL SIMULATION OF THE WAVES ENERGY FIELDS IN A HYDROELECTRIC POWER PLANT RESERVOIR

ABSTRACT - The simulation of the spatial distribution of wave energy generated by the action of severe winds on the future Belo Monte reservoir constitutes the objective of this work. The wind wave power fields were simulated based on an equation obtained by combining a parametric equation called JONSAWP and the energy equation based on knowledge of the mechanical waves. For the technique used called Parametric Bidimensional, the wave energy is conditioned exclusively by wind information (intensity and direction) and the fetch length at the point of interest. The modeling technique was applied by the computer model ONDACAD. The largest amount of wave energy resulted from winds from the NNE, with energy corresponding to 82 J / m² (U = 5ms⁻¹); 375 J / m² (U = 10ms⁻¹); 1020 J / m² (U = 15ms⁻¹) to 1610 J / m² (U = 20 ms⁻¹).

KEYWORDS: Belo Monte; Energy; Wind wave.



MEIO AMBIENTE

SEÇÃO 3

CAPÍTULO 8

SIMULAÇÃO DE GRANDES ESCALAS DO ESCOAMENTO TURBULENTO EM UMA ESTRUTURA DE PASSAGEM DE PEIXES DO TIPO RANHURA VERTICAL

Fernando Oliveira de Andrade
lattes.cnpq.br/5175699449525205
Universidade Tecnológica Federal
do Paraná

RESUMO - Neste trabalho o método de simulação de grandes escalas (LES) é utilizado para simulação numérica do escoamento turbulento em uma estrutura de passagem de peixes (EPP) do tipo ranhura vertical. A configuração geométrica simulada consiste em um modelo reduzido na escala 1:7,5 de uma escada de peixes contendo 11 tanques em sequência, dispostos na declividade de 6% e 12%. Cada tanque possui 0,50 m de comprimento e 0,40 m de largura, operando com uma profundidade média de 0,20 m e a uma vazão constante de 0,015 m³/s. O domínio computacional utilizado nas simulações inclui os dois primeiros tanques do EPP. Os resultados calculados são apresentados em termos das distribuições da magnitude da velocidade média, da energia cinética turbulenta e da componente transversal da tensão de cisalhamento de Reynolds para um plano localizado a meia profundidade do escoamento. Os diâmetros característicos dos vórtices nos tanques também são identificados.

Uma comparação entre o campo de velocidade média simulado e medição experimental é realizada de maneira qualitativa. A velocidade média do escoamento é comparada com a velocidade máxima de nado da espécie salmonídea. Os resultados mostram grande potencial das simulações de grandes escalas para simular o escoamento turbulento em estruturas de passagem de peixes.

PALAVRAS-CHAVE: Large Eddy Simulation (LES); Passagem de peixes; Estrutura de passagem de peixes do tipo ranhura vertical.

1. INTRODUÇÃO

As estruturas de passagem de peixes (EPP) têm como objetivo propiciar o transporte seguro dos peixes através de obras hidráulicas que obstruem o caminho natural dos rios. No projeto das EPP, a turbulência é uma das variáveis cruciais que deve ser estudada e compreendida para otimização das configurações geométricas que buscam alta performance. Algumas pesquisas recentes mostram que a turbulência do escoamento influencia significativamente a maneira como os peixes se locomovem ao longo das EPP utilizadas em barragens e

hidroelétricas (PUERTAS et al., 2012, SILVA et al., 2012). De acordo com Enders et al. (2003), a turbulência pode atrair ou repelir os peixes, de modo a interferir diretamente no movimento migratório. Níveis excessivos de agitação da água nas estruturas de passagem podem dificultar o transporte dos peixes, podendo inclusive ser causa de mortalidade. Por outro lado, os peixes podem utilizar a energia dos vórtices presentes nos tanques como um movimento propulsivo, diminuindo assim o esforço para a locomoção (SILVA et al., 2012).

Nas últimas duas décadas, diversos estudos se concentraram em correlacionar padrões de movimento de espécies de peixes com variáveis do campo turbulento, tais como a energia cinética turbulenta, a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta, a tensão de cisalhamento de Reynolds, a intensidade turbulenta, as escalas características de tempo e comprimento dos vórtices, entre outras (PAVLOV et al., 2000; TRITICO e COTEL, 2010; SILVA et al., 2011). No entanto, os efeitos da turbulência sobre os padrões de locomoção dos peixes ainda não foram completamente desvendados, de modo que as pesquisas nesta área continuam sendo necessárias. Neste sentido, a utilização de simulação computacional, em particular do método de simulação de grandes escalas (LES), se apresenta como uma boa alternativa para estudar o escoamento turbulento em estruturas de passagem de peixes.

O método LES consiste na aplicação de um filtro espacial nas equações de transporte que descrevem o campo hidrodinâmico do escoamento. Este filtro espacial é normalmente associado a dimensão característica dos volumes da malha computacional, de modo a selecionar as maiores estruturas turbulentas (com dimensão igual ou maior que o filtro), as quais contém a maior parte da energia do escoamento, para serem simuladas explicitamente. As menores estruturas, chamadas de estruturas sub-filtro, consideradas mais homogêneas e isotrópicas, são resolvidas por modelos de turbulência (POPE, 2000). Desta forma, considerando o uso de uma malha refinada o suficiente e de um método computacional adequado, espera-se que LES seja capaz de resolver as variáveis turbulentas do escoamento em mais detalhes que as simulações das equações médias de transporte, conhecidas como simulações RANS (ANDRADE et al. 2011).

No presente trabalho, o método LES é utilizado para simulação numérica do escoamento turbulento em uma estrutura de passagem de peixes do tipo ranhura vertical. A configuração geométrica simulada foi estudada por Tolentino et al. (2014). Trata-se de um experimento com modelo reduzido na escala 1:7,5 de uma escada de peixes do tipo ranhura vertical que contém 11 tanques em sequência, dispostos nas declividades de 6% e 12%. Cada tanque possui 0,50 m de comprimento e 0,40 m de largura, operando com uma profundidade média de 0,20 m e a uma vazão constante de 0,015 m³/s.

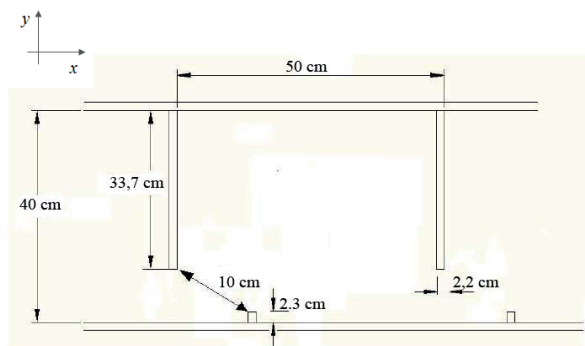
O domínio computacional usado nas simulações inclui os dois primeiros tanques da EPP e declividades de 6% e 12% são consideradas nos cálculos. Uma distribuição uniforme da componente longitudinal da velocidade

no valor de 1,20 m/s é imposta como condição de contorno na entrada da EPP de modo a se obter a vazão operacional do experimento. A superfície livre é considerada como sendo um plano fixo de simetria com profundidade uniforme de 0,20 m. As propriedades médias e flutuantes do escoamento são calculadas e mostradas em termos de distribuições da magnitude da velocidade média, da energia cinética turbulenta e da componente transversal do tensor de Reynolds. As escalas características de comprimento dos vórtices nos tanques também são identificadas. A velocidade média e as variáveis do campo turbulento são correlacionadas com as características biológicas de peixes da espécie salmonídea. Os resultados mostram o potencial das simulações de grandes escalas para caracterizar o escoamento turbulento e, conseqüentemente, ser utilizado como ferramenta auxiliar no dimensionamento de estruturas de passagem de peixes.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

O experimento objeto das simulações deste trabalho consiste na estrutura de passagem de peixes utilizada por Tolentino et al. (2014). Neste estudo, medições de velocidade do escoamento foram realizadas em um modelo reduzido de uma escada de peixes do tipo ranhura vertical na escala 1:7,5. A escada de peixes foi composta por um canal contendo 11 tanques de 0,50 m de comprimento e 0,40 m de largura, dispostos em sequência e separados por paredes de 2,2 cm de espessura. Cada tanque possui uma barra defletora de 2,3 cm de comprimento posicionada a cerca de 10 cm da ranhura vertical de entrada. Os experimentos foram realizados para declividades do canal de 6 e 12%. A Figura 1 ilustra uma vista em planta da configuração geométrica de um tanque típico da estrutura de passagem de peixes de Tolentino et al. (2014).

Figura 1 - Vista em planta da geometria de um tanque típico da EPP de Tolentino et al. (2014). Água escoa na direção longitudinal x da esquerda para direita. A direção transversal y é a espessura.



A vazão operacional do modelo reduzido foi de 0,015 m³/s. A profundidade do escoamento nos tanques foi constante de 0,20 m, caracterizando escoamento uniforme (superfície livre paralela ao fundo do canal). A perda de carga entre dois tanques consecutivos, Δh , foi igual a 0,03 m para declividade de 6% e 0,06 m para declividade de 12%. A velocidade potencial, definida pela aplicação da fórmula, $V_0 = \sqrt{2g\Delta h}$, onde g é a aceleração da gravidade, foi igual a 0,76 m/s para a declividade de 6% e igual a 1,53 m/s para a declividade de 12%.

As medições de velocidade foram realizadas mediante o uso de *Acoustic Doppler Velocimeter* (ADV) sobre um plano horizontal posicionado a meia profundidade ($z=0,1$ m), no tanque central do canal (TOLENTINO et al., 2014). Essas medições foram utilizadas para determinar a velocidade média do escoamento e as variáveis da turbulência, tais como a energia cinética turbulenta e os tensores de Reynolds. No presente trabalho, a energia cinética turbulenta, k , foi definida de acordo com,

$$k = \frac{1}{2} (u_{rms}^2 + v_{rms}^2 + w_{rms}^2) \quad (1)$$

Onde u_{rms} , v_{rms} , w_{rms} , são as raízes dos valores quadráticos médios (rms) das componentes do vetor velocidade nas direções x , y e z , respectivamente.

A componente do tensor de Reynolds analisada foi definida no plano horizontal como sendo $\tau_{xy} = -\overline{\rho u'v'}$, onde u' e v' são as flutuações de velocidade nas direções x e y , respectivamente. Os vórtices formados nos tanques foram identificados pelas linhas de corrente formadas pelos vetores velocidade no plano horizontal a meia profundidade. Os comprimentos dos vórtices foram analisados nas direções x e y , sendo Le_x o máximo comprimento de vórtices na direção x e Le_y o máximo comprimento dos vórtices na direção y .

O método LES, utilizado no presente trabalho, consiste na aplicação de filtros espaciais nas equações de transporte que governam a hidrodinâmica do escoamento, de forma a separar as pequenas das grandes escalas do movimento do fluido. Esta operação de filtragem resulta em equações que descrevem a evolução temporal e espacial das grandes escalas. Desta forma, as escalas iguais ou maiores que os filtros podem ser simuladas numericamente sem a necessidade de modelagem. Somente as escalas menores que os filtros, chamadas de escalas sub-filtro, são resolvidas mediante o emprego de modelos de turbulência. A principal hipótese envolvida é que as estruturas sub-filtro são mais homogêneas, menos dependentes da geometria e menos críticas para a evolução do escoamento. Portanto, é possível modelá-las sem alterar as características das grandes escalas que contém a maior parte da energia do escoamento (POPE, 2000).

Neste trabalho o processo de filtragem é realizado implicitamente, baseado no fato de que o próprio processo de discretização do método numérico é, intrinsecamente, um processo de filtragem espacial e temporal. Assim, a largura de filtro espacial é relacionada diretamente ao espaçamento de malha e a largura de banda do filtro temporal é associada ao passo de tempo das simulações.

A hidrodinâmica do escoamento em um mecanismo de transposição de peixes é descrita pelas equações de conservação de massa e de conservação da quantidade de movimento. Aplicando-se o processo de filtragem sobre estas equações pode-se escrever em notação indicial, para i e $j=1,2,3$,

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_j \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} + \frac{\partial \tau_{ij}^{SGS}}{\partial x_j} + \bar{\rho} \bar{g}_i \quad (3)$$

onde as barras superiores denotam a média espacial das propriedades do escoamento, u_i e u_j são as componentes do vetor velocidade, ρ é a massa específica da água, considerada constante, p é a pressão e g é a aceleração da gravidade. O tensor das tensões viscosas filtrado escreve-se,

$$\bar{\tau}_{ij} = \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (4)$$

onde μ é a viscosidade absoluta da água. O tensor das tensões viscosas sub-filtro é responsável pela transferência de energia das escalas menores que a dimensão característica dos filtros para as grandes escalas do escoamento. Este termo é escrito analogamente ao tensor das tensões viscosas filtrado,

$$\tau_{ij}^{SGS} = \mu_{SGS} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

sendo μ_{SGS} a viscosidade sub-filtro, ou viscosidade turbulenta, que necessita ser modelada. Neste trabalho o modelo clássico de Smagorinsky-Lilly foi utilizado (SMAGORINSKY, 1963), de modo que a viscosidade turbulenta foi calculada em função das propriedades resolvidas do escoamento como,

$$\mu_{SGS} = 2\bar{\rho}(C_S\Delta)|\bar{S}_{ij}| \quad (6)$$

onde $C_s = 0,1$ é a constante de Smagorinsky, Δ é o comprimento característico da malha computacional e S_{ij} é o tensor taxa de deformação.

As equações de transporte são resolvidas numericamente pelo método dos volumes finitos (PATANKAR, 1980). As equações são discretizadas no espaço físico sobre uma malha computacional estruturada e uniforme, usando um esquema de diferenças centradas de segunda ordem, com arranjo desenhado. No espaço temporal a discretização é obtida mediante a utilização de um esquema de três níveis (ANDRADE et al., 2011). O acoplamento pressão-velocidade é realizado por um algoritmo do tipo SIMPLE.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O domínio computacional usado nas simulações incluiu os dois primeiros tanques do EPP. Uma malha uniforme contendo $168 \times 66 \times 30$ volumes de controle foi empregada, resultando em volumes com $5,9 \times 6,0 \times 6,6$ mm nas direções x , y e z , respectivamente. O passo de tempo adotado foi de 1 ms de modo que o critério de estabilidade CFL não excedeu 0,6. O tempo total de simulação foi de 5 s. As estatísticas das propriedades do escoamento foram calculadas usando os últimos 3 s de simulação, correspondendo a uma amostra de 3.000 valores.

A condição de contorno de entrada foi imposta por uma distribuição uniforme da componente longitudinal da velocidade média igual a $1,2$ m/s, a qual forneceu uma vazão equivalente a vazão operacional do experimento de $0,015$ m³/s. O número de Reynolds baseado nesse valor de velocidade e na profundidade do escoamento na ranhura de entrada é $2,4 \times 10^5$ e o número de Froude baseado nas mesmas variáveis é 1,42. A condição de contorno de saída foi imposta por componentes transversais da velocidade nulas e pelas derivadas da componente longitudinal da velocidade nulas. Condições de não escorregamento foram admitidas nas superfícies sólidas e a superfície livre foi considerada como sendo um plano rígido de simetria.

Os resultados foram obtidos para declividades de 6 e 12% nos dois primeiros tanques do EPP e mostrados em um plano paralelo ao fundo do canal a profundidade de $z = 0,1$ m. A Figura 2 ilustra a distribuição da magnitude da velocidade média para declividade de 6%. A Figura 3 ilustra a declividade de 12%.

Figura 2 - Distribuição da magnitude da velocidade média para um plano horizontal em $z=0,1\text{m}$ para declividade de 6% utilizando LES

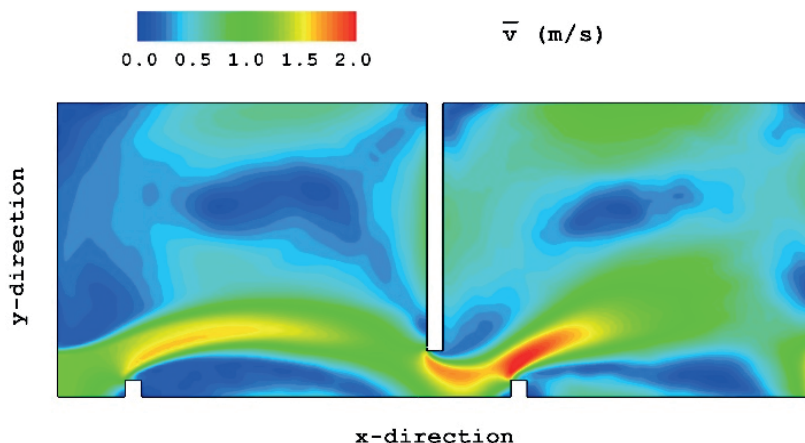
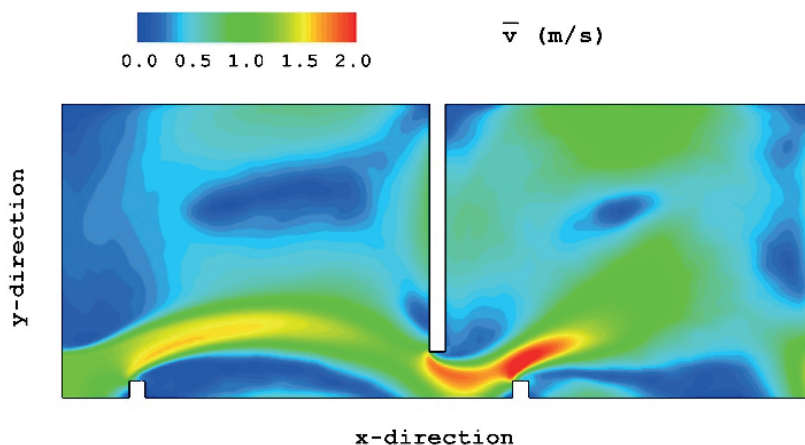
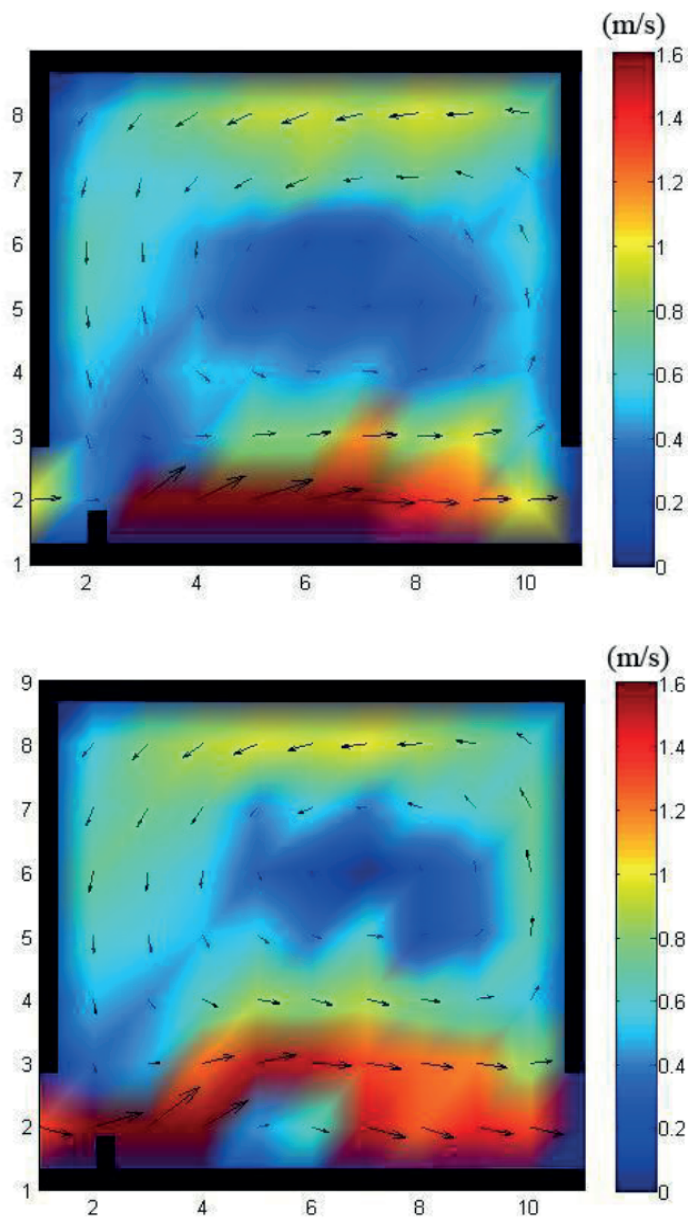


Figura 3 - Distribuição da magnitude da velocidade média para um plano horizontal em $z=0,1\text{m}$ para declividade de 12% utilizando LES



As figuras de cima ilustram os resultados das simulações de grandes escalas, que podem ser comparados qualitativamente com as medições realizadas no trabalho de Tolentino et al. (2014), mostradas nas figuras da coluna de baixo.

Figura 4 – Distribuição da magnitude da velocidade média para um plano horizontal em $z=0,1\text{m}$. A Figura da esquerda mostra resultados para declividade de 6% e a coluna da direita 12% . Medições realizadas por Tolentino et al. (2014).



Nota-se nos resultados LES que na zona principal do escoamento a velocidade média varia de cerca de 0,5 m/s no primeiro tanque até a ordem de 2,0 m/s na região a jusante do defletor do segundo tanque. A distribuição de velocidade é semelhante entre as duas declividades, porém, observa-se que para declividade de 12% o jato de entrada apresenta uma deflexão ligeiramente maior e, na entrada do segundo tanque, as velocidades também são um pouco maiores.

Os dados medidos mostram velocidades da ordem de 1,6 m/s na zona principal de escoamento. Para declividade de 6% as maiores velocidades se encontram a jusante do defletor. Para declividade 12% observa-se uma deflexão maior do escoamento e a definição de um jato com magnitude em torno de 1,6 m/s. Comparando-se a distribuição de velocidade obtida na simulação do segundo tanque com os dados medidos, nota-se que a concordância dos resultados é mais evidente no caso de declividade de 12%. Neste caso, é possível observar nos resultados da simulação e no experimento a formação de um jato de alta velocidade na entrada do tanque e uma região de recirculação imediatamente a jusante da barra defletora. Também se verifica uma semelhança qualitativa dos resultados na região de baixas velocidades, localizada no centro do tanque (região de recirculação), e na parede esquerda do tanque, onde os valores de velocidade atingem a ordem de 1,0 m/s.

Observa-se que ambos os resultados das simulações e dos experimentos indicam um cenário crítico para a migração a montante da espécie de peixes salmonídea, uma vez que a velocidade máxima de nado dessa espécie é de cerca de 2,0 m/s (BELL, 1973). Cabe ressaltar que esse valor foi adotado como um parâmetro base de comparação, de modo que um estudo mais aprofundado seria necessário para tirar conclusões em relação as condições de locomoção de espécies típicas brasileiras.

Por meio das figuras 5 e 6 é mostrada a distribuição da energia cinética turbulenta normalizada pela velocidade potencial (\sqrt{k}/V_0) para as declividades de 6% (figura da esquerda) e 12% (figura da direita), respectivamente, para um plano localizado em $z = 0,1$ m.

Figura 5 - distribuição da energia cinética turbulenta normalizada pela velocidade potencial (\sqrt{k}/V_0) para as declividades de 6% e plano horizontal localizado em $z=0,1\text{m}$

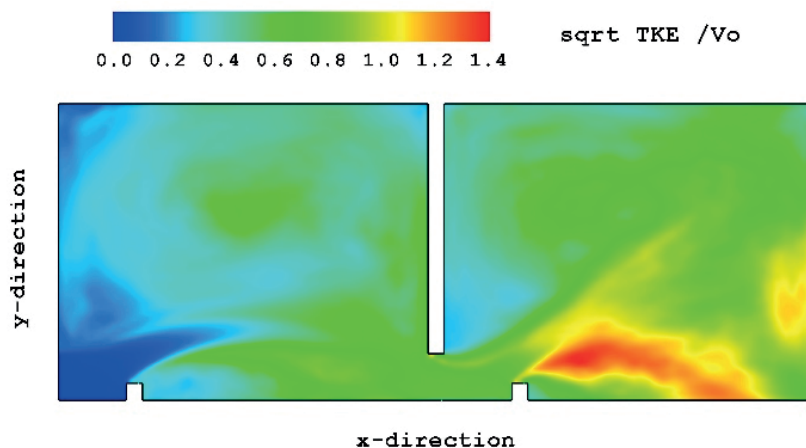
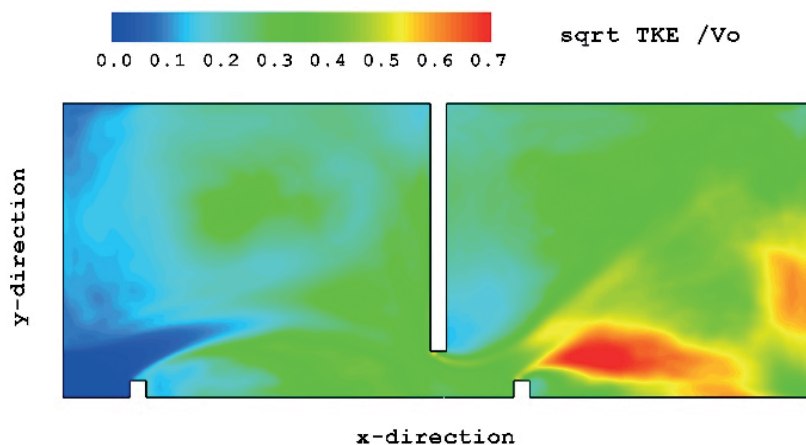


Figura 6 - distribuição da energia cinética turbulenta normalizada pela velocidade potencial (\sqrt{k}/V_0) para as declividades de 12% e plano horizontal localizado em $z=0,1\text{m}$



Os maiores valores da energia cinética turbulenta normalizada pela velocidade potencial giram em torno de 1,4 para a declividade de 6% e 0,7 para a declividade de 12%, se concentrando a jusante da barra defletora do segundo tanque, em ambos os casos. Esses valores são decorrentes da camada cisalhante criada pelo forte gradiente transversal da componente

longitudinal da velocidade média entre a região ao redor / jusante do defletor e a região próxima a parede. Também é possível observar que, para as duas declividades, os valores de energia cinética turbulenta no segundo tanque são maiores do que no primeiro tanque. Isto se deve ao aumento da componente longitudinal da velocidade média do primeiro para o segundo tanque, causado pela declividade do canal, e ao desenvolvimento das flutuações de velocidade ao longo do escoamento. De fato, é provável que a turbulência esteja plenamente desenvolvida somente quando o escoamento atinge a saída do domínio computacional, correspondente a entrada do terceiro tanque. Cabe observar, também, que a energia cinética turbulenta na camada cisalhante do jato de entrada do segundo tanque é ligeiramente maior para a declividade de 12%. Também se nota que, na região próxima a parede de saída do segundo tanque, a atividade turbulenta é um pouco maior para declividade igual a 12%.

O tensor de cisalhamento de Reynolds também é uma variável da turbulência utilizada nos projetos de estruturas de passagens de peixes. Esta variável pode ser interpretada como sendo uma transferência contínua de quantidade de movimento entre camadas adjacentes de água, com diferentes velocidades, em um escoamento turbulento. A força produzida por essa transferência contínua de quantidade de movimento atua paralelamente ao corpo dos peixes e possui a capacidade de influenciar de maneira significativa a estabilidade, podendo, em casos extremos, causar danos ou mortalidade às espécies (Odeh et al., 2002). O impacto dessa força (ou tensão) cisalhante depende principalmente de sua orientação em relação ao corpo dos peixes. Alguns estudos demonstraram que a componente transversal à direção principal do escoamento é aquela que produz o maior impacto sobre os peixes (CADA et al., 1999, PAVLOV et al., 2000, SILVA et al., 2011).

Por meio das figuras 7 e 8 são mostradas as distribuições da componente transversal xy do tensor de cisalhamento de Reynolds filtrado, τ_{xy}^{SGS} , normalizado pela pressão dinâmica potencial (velocidade potencial ao quadrado multiplicada pela massa específica da água, ρV_0^2) para as declividades de 6% (figura da esquerda) e 12% (figura da direita), para um plano localizado em $z = 0,1$ m.

Figura 7 - Distribuição da componente transversal xy do tensor de Reynolds filtrado normalizado pela pressão potencial para declividade de 6% e plano horizontal localizado em $z = 0,1\text{m}$.

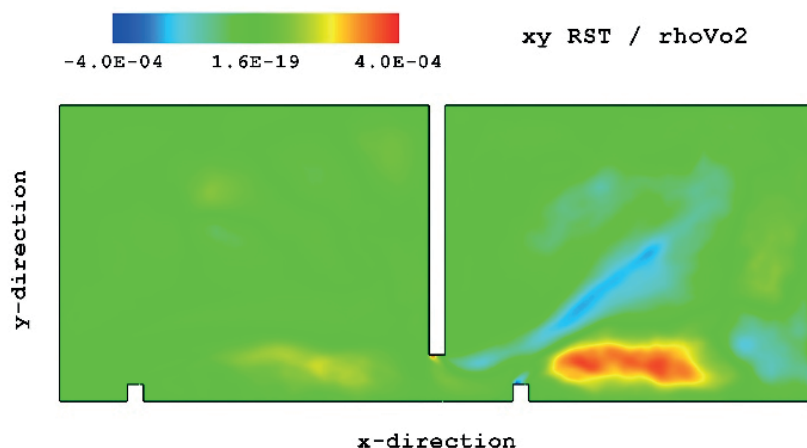
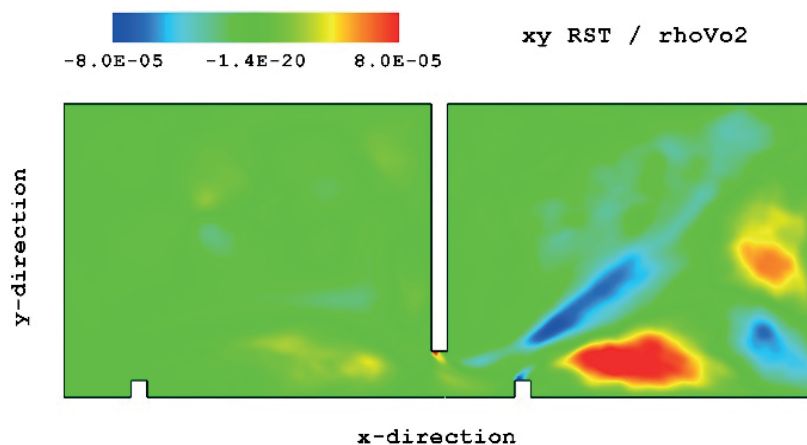


Figura 8 - Distribuição da componente transversal xy do tensor de Reynolds filtrado normalizado pela pressão potencial para declividade de 12% e plano horizontal localizado em $z = 0,1\text{m}$



Nota-se que os valores extremos da componente transversal xy do tensor de Reynolds se encontram nas duas camadas de cisalhamento provocadas pelo jato de entrada no segundo tanque, para os dois casos de declividades iguais a 6 e 12%. Essas regiões são aquelas que apresentam maiores taxas de transferência de quantidade de movimento entre camadas

adjacentes de água. Portanto, dependendo da intensidade das tensões cisalhantes de Reynolds, essas áreas podem ser consideradas adequadas ou críticas para travessia dos peixes.

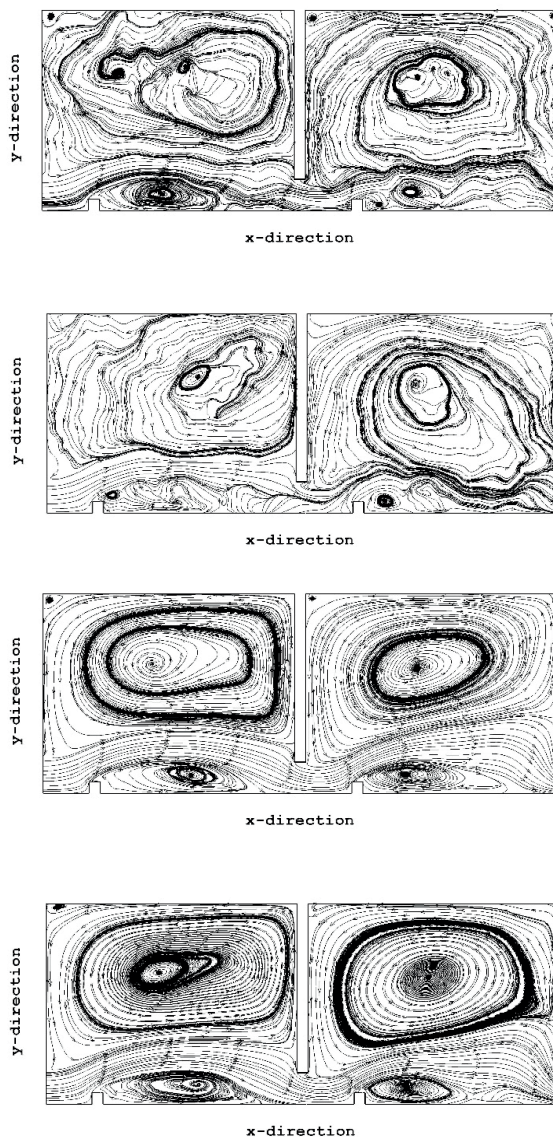
No caso da declividade de 6%, valores positivos da tensão de cisalhamento de Reynolds filtrada adimensional na ordem de 4×10^{-4} são observados na camada de mistura do lado direito do jato de entrada, próximo a região da parede. Valores negativos com a mesma ordem de magnitude são encontrados do lado oposto do jato de entrada. Para declividade de 12%, valores positivos da tensão de cisalhamento de Reynolds filtrada adimensional na ordem de 8×10^{-5} são observados na camada de mistura do lado direito do jato de entrada no segundo tanque, próxima a região da parede. Nota-se, também, valores negativos desta mesma magnitude do lado oposto do jato.

É importante mencionar que, na ausência de dados detalhados sobre a resposta de espécies típicas de peixes brasileiros aos diferentes níveis de tensão de cisalhamento de Reynolds, é impossível concluir se a configuração simulada no presente estudo produz tensões de Reynolds adequadas para o transporte das espécies brasileiras. No entanto, estudos realizados com espécies dos *ciprinídeos*, típicas da península Ibérica, demonstram que os peixes tendem a evitar áreas de alta transferência de quantidade de movimento com o objetivo de minimizar as perdas de energia e manter a estabilidade ao longo do trajeto (Silva et al., 2012).

As características dos vórtices do escoamento na estrutura de passagem de peixes também são variáveis turbulentas importantes para a passagem de peixes. Estes vórtices são estruturas rotacionais que podem ser caracterizadas pelos seus diâmetros, por sua orientação e taxa de rotação (vorticidade). Tais estruturas são basicamente dependentes da configuração geométrica dos tanques e afetam sensivelmente a passagem dos peixes através dos canais (Tritico e Cotel, 2010). No presente trabalho, a análise concentra-se somente nos diâmetros característicos dos vórtices.

A Figura 8 mostra a distribuição espacial dos vórtices para um plano horizontal em $z = 0,1$ m. As figuras da esquerda são referentes a declividade de 6% e as da direita referentes a declividade de 12%. As figuras de cima ilustram a posição dos vórtices baseados na distribuição dos vetores velocidade filtrados, no instante de simulação $t=5s$. As figuras de baixo mostram a posição média dos vórtices, baseadas na distribuição dos vetores da velocidade média, obtida dos últimos 3s de simulação, correspondendo a uma amostra de 3.000 valores.

Figura 9 – Distribuição espacial dos vórtices para um plano horizontal localizado em $z=0,1\text{m}$. As figuras da esquerda são para declividade de 6% e as da direita para declividade de 12%. As figuras de cima ilustram a posição dos vórtices instantâneos (filtrados) em $t=5\text{s}$ e as figuras de baixo ilustram os vórtices médios



Nas figuras relativas à posição média dos vórtices, observa-se, em ambas as declividades de 6 e 12%, a existência de uma zona de escoamento principal. Na região externa e a esquerda da zona de escoamento principal, observam-se vórtices de grandes magnitudes. Os comprimentos máximos na direção x , Le_x , destes grandes vórtices tem a mesma ordem de grandeza do comprimento de cada tanque, para ambas as declividades de 6 e 12%. Ou seja, os diâmetros máximos dos vórtices na direção x , para o escoamento baseado nas velocidades médias, giram em torno de 50 cm. Os comprimentos máximos destes vórtices na direção y , Le_y , variam de 25 a 30 cm. Também são observados vórtices significativos, porém de menores magnitudes quando comparados aos vórtices do centro dos tanques, nas regiões a jusante das barras defletoras. De modo geral, verifica-se que a dimensão dos vórtices baseados no escoamento médio é praticamente idêntica para ambas as declividades de 6 e 12%.

As figuras baseadas nos campos instantâneos (filtrados) de vetores velocidade, no tempo $t=5s$, mostram comprimentos máximos dos vórtices nas direções x e y semelhantes entre as declividade de 6 e 12%. No entanto, é possível observar que os vórtices se encontram em posições diferentes dentro do tanque no instante $t=5s$. Além disso, nota-se que as linhas de corrente são dobradas e esticadas, caracterizando um escoamento com grande agitação turbulenta. Vórtices menores aparecem a jusante das barras defletoras, os quais provavelmente variam de posição ao longo do tempo, em torno de uma localização média.

Os diâmetros característicos, posição e intensidade dos vórtices são normalmente comparados com as características biológicas dos peixes para se determinar a influência do movimento da água sobre a estabilidade e performance de nado das espécies. Silva et al. (2012) demonstraram em seu estudo usando a espécie *ciprinídea* que a disposição ideal dos vórtices na estrutura de passagem de peixes está associada ao comprimento típico das espécies a transportar. No entanto, seria impreciso concluir se a disposição dos vórtices na estrutura de passagem de peixes simulada no presente estudo está adequada para o transporte eficaz das espécies brasileiras. Um estudo mais aprofundado sobre a espécie brasileira de interesse e suas dimensões típicas seria necessário neste caso.

4. CONCLUSÕES

O método de simulação de grandes escalas (LES) foi utilizado para simular o escoamento turbulento na estrutura de passagem de peixes (EPP) do tipo ranhura vertical usada no estudo experimental de Tolentino et al. (2014). Os resultados obtidos em termos da distribuição da velocidade média, da energia cinética turbulenta, da componente transversal da tensão de cisalhamento de Reynolds e das dimensões características dos

vórtices permitiram uma descrição em detalhe do campo médio e turbulento do escoamento, para um plano horizontal situado a meia profundidade do escoamento. Os campos de velocidade média obtidos nas simulações foram comparados de maneira qualitativa às medições experimentais. Os resultados das simulações se mostraram estar de acordo com os dados medidos, principalmente no caso de declividade de 12%. Os autores do presente trabalho acreditam que o método LES fornece a oportunidade de se obter dados confiáveis relativos ao campo turbulento do escoamento, de uma maneira ágil e com custos reduzidos. Por este motivo, a continuidade deste trabalho consistirá em realizar comparações quantitativas, em detalhes, entre resultados simulados e dados medidos por Tolentino et al. (2014), em termos das quantidades turbulentas. O campo turbulento deverá ser analisado em duas e três dimensões e os resultados serão associados às características biológicas de espécies de peixes brasileiras selecionadas para avaliação da performance da EPP.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Universidade Tecnológica Federal do Paraná e a Universidade Estadual de Maringá. Os autores também são gratos ao CNPq, a CAPES e a Fundação Araucária - Secretaria da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior do estado do Paraná - pelo apoio financeiro recebido para viabilizar a participação no congresso.

REFERÊNCIAS

ANDRADE, F. O.; FIGUEIRA DA SILVA, L. F.; MURA, A. (2011). **Large Eddy Simulation of turbulent premixed combustion at moderate Damköhler numbers stabilized in a high-speed flow**. Combustion Science and Technology, 183:7, pp. 645-664.

BELL, M. C. (1973). **Fisheries handbook of engineering requirements and biological criteria**. Corps. Of Engineers, 490 p.

CADA, G. F.; CARLSON, T.; FERGUSON, J.; RICHMOND, M.; SALE, M. (1999). **Exploring the role of shear stress and severe turbulence in downstream fish passage** In: Proceedings of WaterPower'99. Hydro's Future: technology, markets and policy. American Society of Civil engineers, Reston, VA, 10 pp.

ENDERS, E., BOISCLAIR, D.; ROY, A. G. (2003). **The effect of turbulence on the cost of swimming for juvenile Atlantic salmon**. Journal of Fish Aquatic Science, 60, pp. 1149-1160.

Odeh, M.; Noreika, J. F.; Haro, A.; Maynard, A.; Castro-Santos, T. (2002). **Evaluation**

of the effects of turbulence on the behavior of migratory fish. Bonneville Power Administration, Portland, OR, Final report to the Bonneville Power Administration, Contract 0000002, Project 200005700.

PATANKAR, S. V. (1980). **Numerical heat transfer and fluid flow.** Series in Computational Methods in Mechanics and Thermal Sciences, Taylor & Francis, 197 p.

PAVLOV, D. S.; LUPANDIN, A. I.; SKOROBOGATOV, M. A. (2000). **The effects of flow turbulence on the behavior and distribution of fish.** Journal of Ichthyology 40, pp. 232-261.

POPE, S. B. (2000). **Turbulent Flows.** Cambridge University Press, 771 p.

PUERTAS, J.; CEA, L.; BERMÚDEZ, M.; PENA, L.; RABUÑAL, J.; BALAIRÓN, L.; ÁNGEL, L.; ARAMBURU, E. (2012). **Computer application of the analysis and design of vertical slot fishways in accordance with the requirement of the target species.** Ecological Engineering, 48, pp.51-60.

SILVA, A.; KATOPODIS, C.; SANTOS, J.; FERREIRA, M.; PINHEIRO, A. (2012). **Cyprinid swimming behavior in response to turbulent flow.** Ecological Engineering, 44, pp.314-328.

SILVA, A. T.; SANTOS, J. M.; FERREIRA, M. T.; PINHEIRO, A. N.; KATOPODIS C. (2011). **Effects of water velocity and turbulence on the behaviour of Iberian barbell (*Luciobarbus bocagei*, Steindachner 1864) in an experimental pool-type fishway.** River Res. Appl. 27, pp. 360-373.

SMAGORINSKY, J. (1963). **Numerical study of small scale intermittency in three-dimensional turbulence.** Mon. Weather Rev., 91, pp. 99-165.

TOLENTINO, B.; SAMPAIO, M.; PILZ DE CASTRO, A.; MARTINEZ, C.; VIANA, E. (2014). **Verificação da variação de dissipação de energia em tanques de um mecanismo de transposição de peixes do tipo ranhura vertical.** In: XXVI Congresso Latino-americano de Hidráulica. Artigo 747.

TRITICO, H. M. AND COTEL, A. J. (2010). **The effects of turbulent eddies on the stability and critical swimming speed of creek chub (*Semotilus atromaculatus*).** J. Exp. Biol. 213, 2284-2293.

LARGE SCALE SIMULATION OF TURBULENT FLOW IN A VERTICAL SLOT FISH PASSAGE STRUCTURE

ABSTRACT - Large eddy simulation (LES) is used for numerical simulation of the flow in a vertical slot fish passage facility (EPP). The geometrical configuration employed in the simulations consisted of a 1:7.5 scale fish channel physical model containing 11 tanks sequentially arranged in the slope of 6% and 12%. Each tank was 0.50 m long and 0.40 m wide, operating at an average depth of 0.20 m at a constant flow rate of 0.015 m³/s. The computational domain used in the simulations included the first two tanks of the EPP. The mean and fluctuating flow properties were calculated, and the results showed in terms of the distribution of the mean velocity magnitude, the turbulent kinetic energy, and the transversal component of the Reynolds shear stress. The characteristic length scales of vortices in the tanks were also identified. The mean velocity fields and the turbulent variables were correlated with biological characteristics of fish species *salmonids*. The results showed the potential of the large eddy simulations to simulate the hydrodynamics of turbulent flow in fish passage facilities.

KEYWORDS: Large Eddy Simulation (LES); Fish passage; Vertical groove fish passage structure.

CAPÍTULO 9

SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS
PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE
MÉTODOS DE FETCH**Marcelo Marques**lattes.cnpq.br/0855863872309532

Universidade Estadual de Maringá

Alexandre Kolodynskie Guetterlattes.cnpq.br/4438410083931646

Universidade Federal do Paraná

Alejandro Victor Hidalgo Valdivialattes.cnpq.br/5538035382284444

Universidad Catolica de Santa Maria

Elaine Patricia Aranteslattes.cnpq.br/5673783965584352

Universidade Estadual de Maringá

Isabela Arantes Ferreiralattes.cnpq.br/7252508396222629

Universidade Estadual de Maringá

RESUMO - Uma parcela significativa da população mundial vive em áreas próximas a baías, lagos e reservatórios. Nestes ambientes o vento constitui-se no forçante de maior influência no processo de circulação hidrodinâmica e na formação de ondas. É bastante comum a determinação da altura destas ondas através de modelos paramétricos baseados na intensidade do vento atuante sobre uma superfície livre. Nestes corpos hídricos, devido à forte influência do formato das

margens, as pistas de vento ou fetch, são geralmente determinadas através de métodos geométricos de aplicação pontual. A ausência de estudos comparativos sobre os métodos aplicados na determinação do fetch e a constatação de desvios consideráveis na determinação do fetch para o mesmo corpo d'água são os motivadores deste trabalho. São comparados três métodos de obtenção do fetch e determinados os desvios entre os resultados. A obtenção de mapas temáticos de distribuição do fetch bem como de mapas de desvios relativos foram obtidos pelo modelo computacional ONDACAD. Pela aplicação à porção sul do reservatório de Itaipu, é feita ainda uma análise preliminar de sensibilidade de modo a verificar a consequência dos desvios dos valores do fetch na altura resultante da onda sobre diferentes campos de vento.

PALAVRAS-CHAVE: Onda; Fetch; Reservatório.

1. INTRODUÇÃO

Uma parcela significativa da população mundial vive em áreas próximas a margens de oceanos, lagos e rios. Historicamente, estes

sistemas naturais vêm sendo desenvolvidos e manipulados para o benefício da sociedade sem a devida consideração aos impactos gerados.

Tratando-se de lagos e reservatórios, importantes impactos ocorrem devido à ação do vento, o forçante de maior influência no processo de circulação hidrodinâmica e na formação de ondas. A energia do vento é transferida para a onda no decorrer da pista de vento ou Fetch. É definido como um comprimento que representa a região sobre a superfície livre de um corpo d'água sobre ação do vento em uma determinada direção. Pela abordagem adotada no presente trabalho, a combinação entre a distribuição do Fetch e o regime de ventos resulta no campo de ondas progressivas superficiais.

Nestes corpos de água, devido à forte influência do formato das margens, o Fetch é determinado através de métodos geométricos, geralmente de aplicação pontual. Entretanto não são raros os estudos que o determinam como a raiz quadrada da superfície livre ou ainda o raio de um círculo de área equivalente à superfície do reservatório.

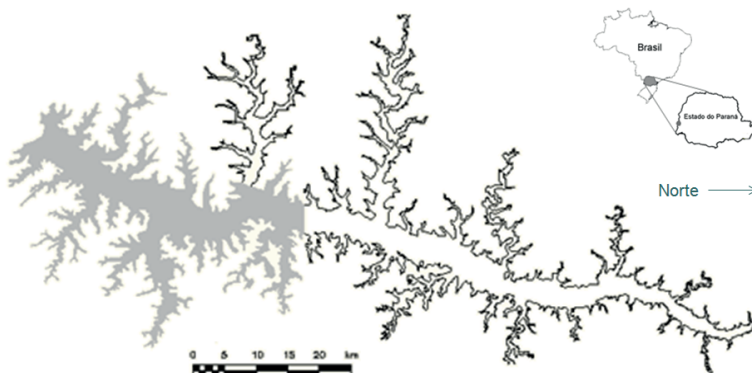
O presente trabalho foi motivado pela diversidade de resultados relativos a este tema, verificados em diferentes estudos, os quais trataram da determinação do Fetch máximo para o Reservatório brasileiro de Ilha Solteira, localizado entre os Estados de São Paulo e Mato Grosso do Sul. Pelos resultados de Lima et al. (2003) o Fetch determinado pelo método oceânico foi de 48 km, enquanto Marques et al. (2007) obteve 12,3 km pelo método proposto por Saville (1954) e chega-se ao comprimento de 34 km pela raiz quadrada da superfície livre do reservatório.

Considerando a diversidade de métodos para a determinação do Fetch e o desvio entre estes resultados, através deste estudo serão comparados três métodos de determinação do Fetch bem como serão abordadas peculiaridades relacionadas a estes métodos.

2. ÁREA DE ESTUDO

O estudo foi aplicado à porção sul do reservatório de Itaipu, conforme Figura 1, correspondendo a 39% da superfície total do espelho d'água do reservatório que é de 1350 km². A escolha deve-se à grande importância estratégica de Itaipu e o seu potencial para usos múltiplos, incluindo a navegação. Situado na fronteira entre Brasil e Paraguai, o reservatório abastece a maior UHE do mundo em produção de energia, com potência instalada de 14000 MW. Construída em 1973, Itaipu é responsável por 20% da energia consumida no Brasil e por 95% da energia utilizada no Paraguai. A escolha levou em conta também o aspecto dendrítico da margem, o qual se constitui em uma feição representativa dos reservatórios no Brasil.

Figura 1 – Porção sul do reservatório de Itaipu.



3. MÉTODOS

Uma boa estimativa da altura da onda tem início com uma determinação confiável do fetch. Entretanto, ao observar mais atentamente a definição de fetch, depara-se com um conceito um tanto controverso. O fetch constitui um comprimento que representa uma região. Esta região é a superfície do espelho d'água sob a ação do vento em uma determinada direção. Portanto, apesar de representar uma superfície, o Fetch possui dimensão de comprimento.

Por tratar-se de um método geométrico, a determinação do fetch passa a ser fortemente influenciada pelo formato das margens. Os diferentes métodos que visam a determinação do fetch constituem-se em métodos de natureza geométrica e de aplicação pontual. São convencionalmente aplicados utilizando-se planilha eletrônica e um programa de desenho assistido por computador. Conforme exposto por MARQUES (2005), constituem-se em métodos de aplicação trabalhosa ao projetista, por exigir uma excessiva quantidade de operações gráficas através do emprego simultâneo de planilha eletrônica. Este aspecto incita o operador a determinar o Fetch para poucos pontos, inserindo um fator de subjetividade à aplicação do método.

Apesar de amplamente empregados, ainda não se conhece qual a magnitude dos desvios relativos e absolutos relacionados a estes métodos. Entende-se como desvio relativo à razão entre valores de Fetch em uma mesma posição geográfica ou referentes ao um mesmo nó da malha. O desvio absoluto refere-se à razão entre valores de Fetch determinados em qualquer ponto do reservatório.

A obtenção de mapas temáticos de distribuição do Fetch bem como de mapas de desvios relativos foi realizada por um modelo computacional, denominado ONDACAD o qual vem sendo aperfeiçoado desde MARQUES

(2005). Para o presente estudo o modelo ONDACAD foi adaptado de modo a permitir a distribuição do Fetch por três métodos descritos a seguir:

3.1 Método de Saville (MS)

De acordo com U.S. ARMY COASTAL ENGINEERING RESEARCH CENTER (1973) a velocidade do vento é considerada constante para variações inferiores a 2,5 m/s. Quanto à eficiência na geração da onda, o vento torna-se ligeiramente menos eficiente quando as variações de direção atingem 15° e têm esta capacidade reduzida significativamente quando as variações de direção atingem 45°.

O método de proposto por SAVILLE (1954), ilustrado na Figura 2a, define o Fetch (F) em cada ponto como:

$$F = \sum_i x_i \cos \alpha_i / \sum_i \cos \alpha_i \quad (1)$$

no qual α_i é o ângulo entre a direção do vento e a direção secundária; e x_i é o comprimento na direção secundária.

3.2 Método de Saville Modificado (MSM)

Trabalhos como U.S. DEPT. OF AGRICULTURE, SOIL CONSERVATION SERVICE (1987) e Smith (1991) utilizam o método proposto por Saville com uma modificação na potência do cosseno no numerador de forma que:

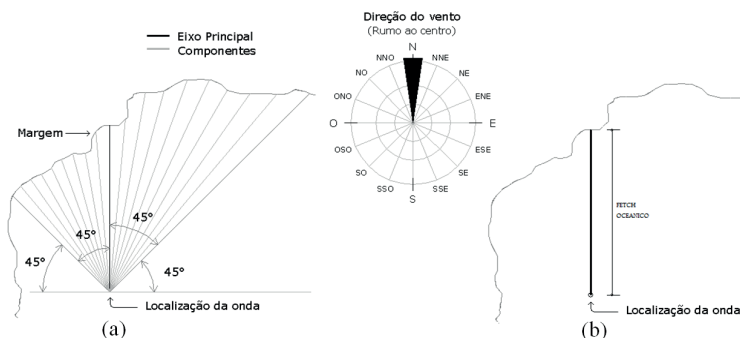
$$F = \sum_i x_i \cos^2 \alpha_i / \sum_i \cos \alpha_i \quad (2)$$

Tal modificação não se sabe se é proposital ou não, porém altera a interpretação original proposta por Saville.

3.3 Fetch Oceânico (FO)

Para águas oceânicas, o Fetch é comumente determinado como a distância, na direção do vento, da praia até a estrutura a ser projetada em meio ao oceano. Não obstante, inúmeros trabalhos utilizaram este método na determinação do Fetch para águas interiores. É definido através da Figura 2b como o comprimento da linha traçada na direção do vento.

Figura 2 – Fetch esquemático para a direção norte para os métodos de (a) MS e MSM e (b) oceânico



O estudo foi realizado para vento proveniente de NE por tratar-se de uma direção representativa de valores de Fetch elevados, conforme resultados de MARQUES E GUETTER (2011).

As comparações serão de dois tipos: (1) considerando-se o desvio nos resultados entre pontos localizados em mesma posição geográfica; (2) O desvio máximo entre pontos distintos.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na aplicação do método proposto por SAVILLE (1954), uma importante recomendação foi feita pelo *U.S. ARMY COASTAL ENGINEERING RESERCH CENTER* (1973). Segundo a publicação qualquer outro espaçamento angular poderia ser usado no mesmo procedimento. Ao permitir que o método seja aplicado para diferentes configurações de ângulos entre radiais, a publicação concede uma liberdade ao projetista sem mencionar as consequências desta escolha. Esta afirmação conduz à necessidade em se realizar uma análise de sensibilidade do método sobre diferentes ângulos entre as radiais de modo a visualizar o impacto destas medidas no resultado.

Visando uma análise preliminar o modelo ONDACAD foi adaptado de modo a permitir a variação entre o ângulo destas linhas. Foram geradas imagens da distribuição do Fetch para os ângulos entre radiais variando em 1°, 2°, 5°, 6°, 15° e a aplicação do método oceânico, conforme Figura 3. Aplicando-se o método de SAVILLE (1954) foram obtidos os resultados mostrados pela Figura 4.

Observe que em todas as imagens geradas o vento adotado tem origem em NE. A direção escolhida constitui uma das direções de maior Fetch conforme MARQUES E GUETTER (2011).

Pela Figura 5 nota-se uma degradação crescente na qualidade da

distribuição do Fetch com o aumento do ângulo entre as linhas auxiliares. O caso extremo é representado pela Figura 5f na qual nota-se uma tendência das isolinhas em acompanhar o formato irregular das margens na direção do vento. Em função da melhoria da qualidade da distribuição obtida por ângulo de um grau entre linhas auxiliares, decidiu-se por adotar esta configuração na aplicação dos métodos de Saville (MS) e Saville modificado (MSM). Os resultados são mostrados pela Figura 5.

Figura 3 – Traçado das radiais de forma ilustrativa para ângulo entre radiais de 1°, 2°, 5°, 6°, 15° e a aplicação do método oceânico

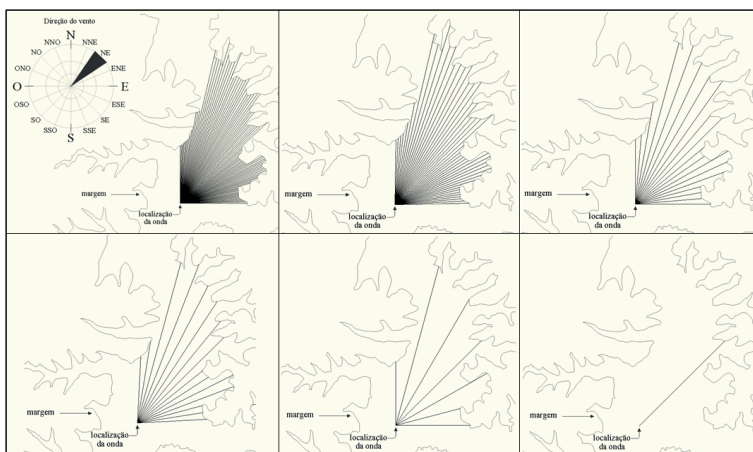
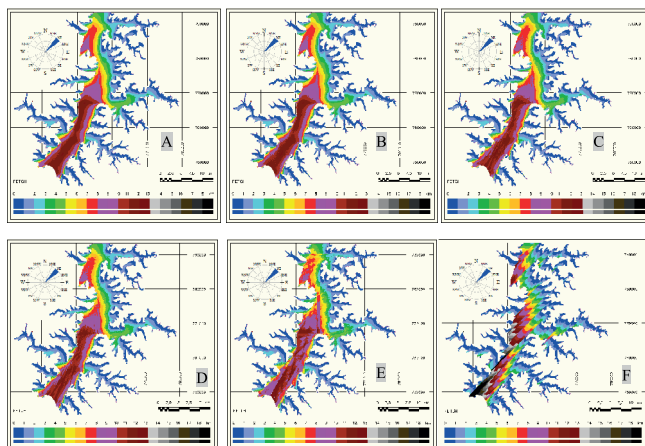


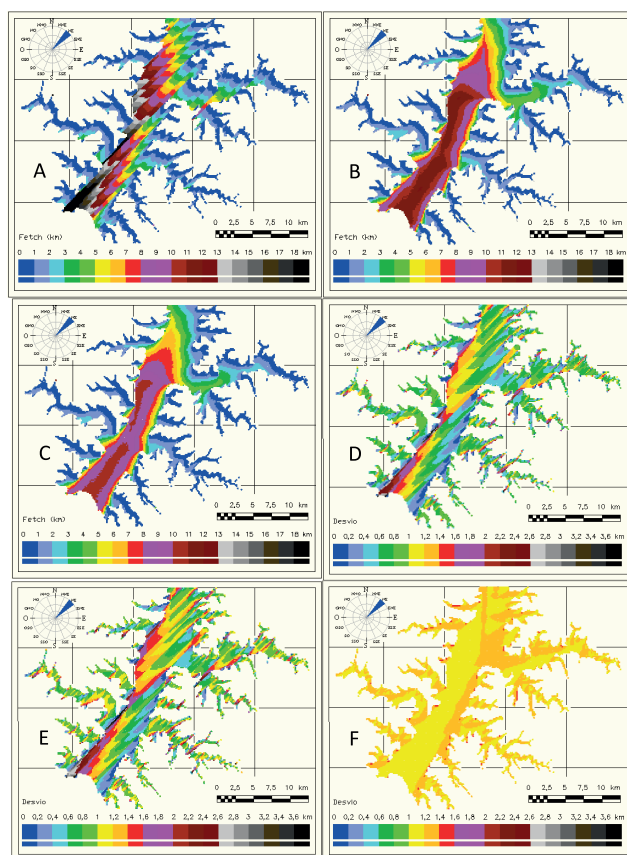
Figura 4 – Aspecto da distribuição do Fetch conforme variação do ângulo entre linhas auxiliares: 1° (4a), 2° (4b), 5° (4c), 6° (4d), 15° (4e) e método oceânico (4f)



Comparativamente, quanto ao aspecto da distribuição do Fetch, verifica-se que o método FO gerou uma distribuição de Fetch com variações significativas devido à irregularidade da margem. Em contrapartida os métodos MS e MSM apresentam uma distribuição de Fetch mais suavizada, sem variações intensas em pequenas distâncias.

Quanto aos maiores valores de Fetch, independentemente da localização, verifica-se que o Fetch máximo foi de 11 km por MSM (Figura 5c), 12,27 km por MS (Figura 5b) e 24,47 por FO. Estes valores ocorreram para diferentes locais na superfície do reservatório. Pelos métodos MS e MSM os maiores fetches estão localizados em região mais central do reservatório enquanto pelo método FO localizam-se próximo à margem oposta ao vento, mais próximo à barragem.

Figura 5 – Distribuição do Fetch por FO (5a), MS (5b) e MSM (5c) e desvios entre os métodos: FO/MS (5d), FO/MS (5e), MS/MSM (5f) para vento proveniente de NE



Fazendo-se uma comparação entre os valores máximos absolutos, o maior valor de Fetch pelo método FO atingiu o dobro do Fetch obtido por MS e superaram em até 2,22 vezes o Fetch obtido pelo método MSM. Os resultados de Fetch máximo estão resumidos pela Tabela 1.

As Figuras 5d, 5e e 5f apresentam o desvio do campo de Fetch pela comparação de elementos de mesma posição geográfica. As saídas gráficas do modelo representadas pelas Figuras 5d e 5e ficaram com aspectos semelhantes evidenciando a superioridade da magnitude dos resultados pelo método FO. Esta constatação foi reforçada também pelo padrão uniforme representado pela Figura 5f, evidenciando uma superioridade entre 10% e 20% entre o resultado obtido em cada ponto pelo método MS em detrimento ao MSM.

Tabela 1 – Matriz de comparação entre o resultados absolutos obtidos pelos três diferentes métodos

	FO	MS	MSM
FO	Fmáx=24,47 km Fmed=4,0km - Distribuição tende a seguir o formato da margem - Maior Fetch ocorreu na margem oposta ao vento	(FO/MS)max=2,0 (FO/MS)max-relativo=2,49 (FO/MS)med=0,91	(FO/MSM)max=2,22 (FO/MSM)Max-relativo=2,77 (FO/MSM)med=1,1
MS	(MS/FO)max=0,5 (MS/FO)Max-relativo=0,4 (MS/FO)med=1,1	Fmáx=12,27 km Fmedio=4,38km - Distribuição suavizada - Maior Fetch tende a ocorrer no centro do reservatório	(MS/MSM)max=1,11 (MS/MSM)med=1,11 - desvios maiores próximo às margens
MSM	(MSM/FO)max=0,45 (MSM/FO)Max-relativo=0,36 (MSM/FO)med=0,91	(MSM/MS)max=0,9 (MSM/MS)med=0,84 - Desvios maiores próximo às margens	Fmáx=11,0km Fmedio=3,65km - Distribuição suavizada - Maior Fetch tende a ocorrer no centro do reservatório

De acordo com a Figura 5 a localização dos maiores comprimentos

de fetch é condicionada pelo método adotado. Pelo método FO os maiores valores de Fetch tendem a se localizar próximo à margem oposta ao vento enquanto pelos métodos MS e MSM as maiores ocorrências tendem a ocorrer na região mais central do reservatório.

Visando a visualização dos locais de ocorrência dos maiores valores de Fetch foi concebido um mapa complementar o qual localiza os maiores valores que deram origem à Figura 6 e Figura 7. Cada uma das regiões geradas representa o domínio de 1% dos pontos (150 pontos) de maior Fetch para cada um dos métodos. Os campos de ondas gerados são mostrados pela Figura 8.

Figura 6 – Localização do domínio de 1% dos maiores valores de Fetch

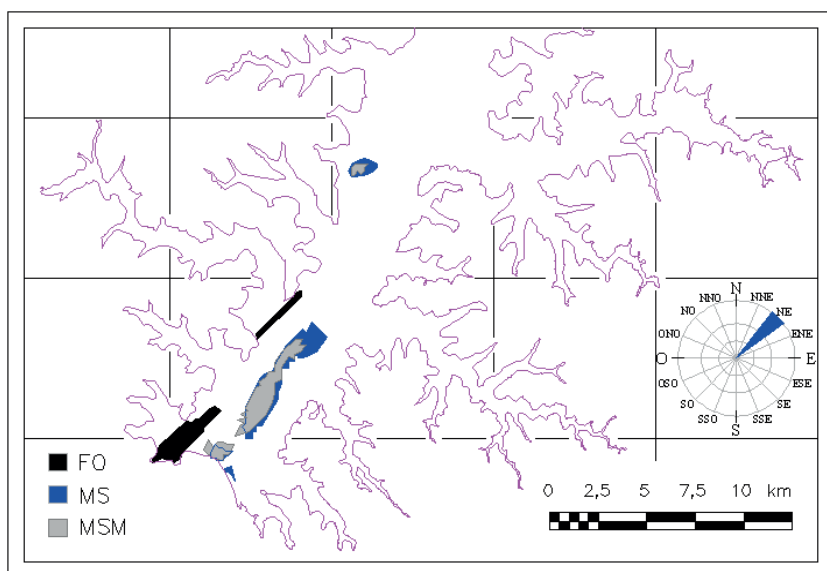
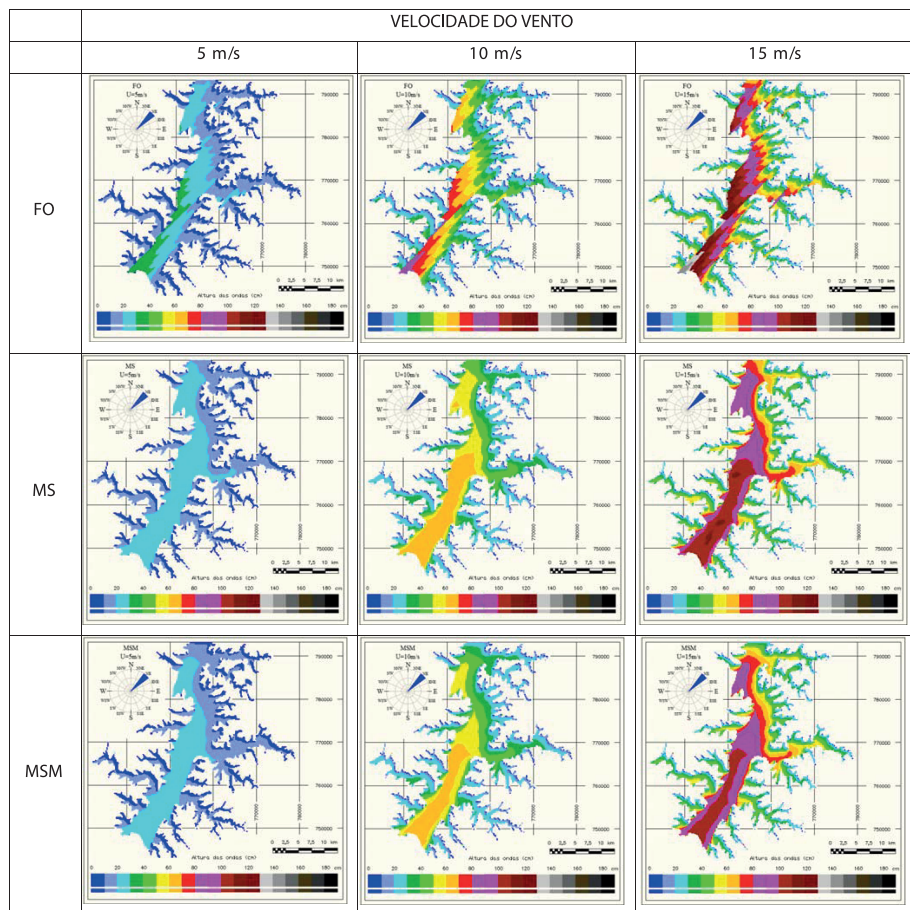


Figura 7 - Campo de ondas simulados pelo método SMB para vento vindo de NE



A partir da Figura 7 foram extraídos dados os quais permitiram a adimensionalização dos valores máximos para diferentes intensidades do vento, conforme Tabela 2.

Tabela 2 – Adimensionalização dos valores máximos do Fetch e altura de ondas

	Fetch	H(U=5m/s)	H(U=10m/s)	H(U=15m/s)
ms/msm	1,11	1,04	1,03	1,04
fo/ms	2	1,31	1,32	1,33
fo/msm	2,22	1,36	1,36	1,38

Note-se que pela Tabela 2 a razão entre as alturas máximas de ondas se manteve independentes da variação do campo de ventos. Desta forma, a razão entre as maiores alturas de ondas se manteve constante, mesmo triplicando-se a intensidade do campo de vento uniforme.

A análise permite ainda afirmar que os valores de Fetch máximo são mais sensíveis à escolha do método do que as maiores alturas de onda. Desvios máximos da ordem de 122% na determinação do fetch ocasionaram desvios da ordem de 38% na altura resultante da onda. No entanto, considerando que o desvio se deveu exclusivamente à escolha do método, um desvio de 38% na altura da onda é considerado bastante relevante.

5. CONCLUSÃO

O presente estudo concebeu um aplicativo computacional baseado na solução dada por MARQUES (2005) e por MARQUES E GUETTER (2011) de modo a determinar a distribuição do fetch por três métodos: Fetch oceânico (FO), Saville (MS) e Saville Modificado (MSM) além de gerar representações gráficas complementares com vistas a comparar os resultados.

Pela análise comparativa entre os três métodos foi constatada a forte influência da quantidade de linhas auxiliares na qualidade da distribuição do fetch.

Revelou ainda que a localização do maior Fetch é condicionada pelo método adotado. Pelo método FO os maiores valores de Fetch se localizam próximos à margem à frente do vento (sotavento), enquanto pelos métodos MS e MSM as maiores ocorrências estão localizadas em região um pouco mais central do reservatório. Esta particularidade permite verificar a fragilidade do método manual de determinação do fetch, já que a irregularidade de margem pode induzir o projetista a buscar os pontos de maior fetch próximos à margem oposta, quando na verdade estes pontos podem ocorrer na porção mais central do reservatório. Desta forma, ao determinar o fetch pelos métodos MS e MSM deve-se considerar que as ondas geradas na porção mais central do reservatório se propagam até atingir a margem.

Quanto aos desvios absolutos, a maior razão foi de 2,22 e ocorreu entre os métodos FO e MSM. Os desvios relativos superaram os desvios

absolutos para todos os casos. O maior desvio relativo entre todos os analisados foi a razão de 2,77 entre o fetch obtido pelos métodos FO e MSM. Este desvio teve o agravante de ocorrer no local mais desfavorável à determinação do bordo livre: junto à barragem.

Verificou-se que a altura resultante da onda é menos sensível do que o comprimento do fetch à escolha de um dos três métodos empregados. Porém, o desvio de 38% na altura resultante da onda é considerado bastante relevante.

Esta influência da escolha do método na altura resultante da onda pode trazer consequências indesejáveis em estudos que tratam de transporte de sedimentos e erodibilidade de margens, transporte aquaviário, planejamento e instalação de fazendas aquícolas, hidrodinâmica em reservatórios, ecossistemas aquáticos continentais e dimensionamento do bordo livre de barragens.

REFERÊNCIAS

- LIMA, S. F. ; NASCIMENTO, M. F. ; UAISSONE, A. J. R. E NEVES, C. F. (2003). **Estimativa das maiores ondas geradas pelo vento no reservatório de Ilha Solteira**. In: XV Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos. Curitiba: Anais do XV Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos, 2003.
- MARQUES, M. (2005) **Sistema para estimativa de ondas geradas por ventos em reservatórios de barragens**. 2005. 137 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira.
- MARQUES, M. GUETTER, A. K. (2011). **Determinação da distribuição do Fetch no Reservatório de Itaipu** In: XIX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos. Maceió/AL, Brasil, Nov/2011.
- MARQUES, M., MACIEL G. F. E DALL'AGLIO SOBRINHO M. (2007) **Estimativa das máximas pistas de vento no reservatório da barragem de Ilha Solteira**. Revista Acta Scientiarum, v.29, n.1, p79-84.
- SAVILLE, T. ET AL (1954). **The effect of Fetch width on wave generation**. Journal Technical Memorandum, n. 70.
- SMITH, J.M. (1991), **Wind-wave generation on restricted Fetches**. U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Misc. Paper CERC-91-2, 25pp.
- U.S. ARMY COASTAL ENGINEERING RESEARCH CENTER (1973). **Shore Protection Manual**. Third Edition, Volume 1. Washington, D.C.: Department of the Army Corps of Engineers.

U.S. Dept. of Agriculture, Soil Conservation Service (1987). **Riprap for slope protection against wave action**. Washington, D.C.

SIMULATION OF PHENOMENA GENERATED BY THE WIND IN THE ITAIPU RESERVOIR: COMPARATIVE ANALYSIS BETWEEN FETCH METHODS

ABSTRACT - A significant portion of world population lives in areas near bays, lakes and reservoirs. In these environments the wind forcing constitutes the most influential in the process of hydrodynamic circulation and wave formation. It is quite common to determine the height of these waves through parametric models based on the intensity of the wind acting on a free surface (Fetch). In these water bodies due to the strong influence of the shape of margins, Fetch is usually determined by geometrical methods of punctual application. The absence of comparative studies about methods applied in determining the Fetch and the finding of considerable deviations (order 2) in determining the Fetch for the same water body are the motivators of this work. Are compared three methods for obtaining the Fetch and determined the deviations between the results. The achievement of thematic maps of distribution of Fetch and maps of relative deviations were obtained by ONDACAD, a computer model which has been improved since Marques (2005). It is also conducted a preliminary sensitivity analysis in order to verify the effect of the deviations of the values at the fetch on the wave high resultant from different wind fields.

KEYWORDS: Wave; Fetch; Reservoir.

CAPÍTULO 10

SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS
PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: CAMPOS DE FETCH**Marcelo Marques**lattes.cnpq.br/0855863872309532

Universidade Estadual de Maringá

Alexandre Kolodynskie Guetterlattes.cnpq.br/4438410083931646

Universidade Federal do Paraná

Alejandro Victor Hidalgo Valdivialattes.cnpq.br/5538035382284444Universidad Catolica de Santa
Maria, Arequipa, Peru**Elaine Patricia Arantes**lattes.cnpq.br/5673783965584352

Universidade Estadual de Maringá

Isabela Arantes Ferreiralattes.cnpq.br/7252508396222629

Universidade Estadual de Maringá

RESUMO - Grande parte dos métodos paramétricos empregados na determinação da altura de ondas geradas pela ação do vento depende da determinação do comprimento da pista (*fetch*) sobre a qual o vento atua. A escolha do método depende da natureza do corpo de água, podendo constituir-se em águas oceânicas ou águas interiores. Para águas interiores como baías, lagos e reservatórios o método mais difundido no mundo é o proposto

por Saville (1954), aplicado neste estudo. Consiste em um método com aplicação de natureza geométrica que considera a influência das margens na atenuação da intensidade do vento incidente sobre a onda. A aplicação do método exige um grande conjunto de operações gráficas e matemáticas dificultando a determinação do comprimento e localização do *fetch* máximo de forma segura e definitiva. Nesse trabalho se aplica um método clássico para determinação do *fetch* através de um processamento computacional. O aplicativo desenvolvido produziu a distribuição espacial do *fetch* na porção sul do reservatório da barragem de Itaipu. Produziram-se as distribuições do *fetch* para 16 direções bem como determinação do *fetch* máximo para cada direção, cujos comprimentos variaram entre 9,3 km e 12,3 km.

PALAVRAS-CHAVE: Onda; *Fetch*; Itaipu.

1. INTRODUÇÃO

Quando a onda é gerada pela ação do vento em grandes espelhos de água como oceanos, baías, rios, lagos e reservatórios, a altura da onda fica condicionada a

fatores como a profundidade, a velocidade do vento, a duração do vento e o *fetch*. Para o caso de águas interiores, especificamente os reservatórios de barragens, a duração do vento e a profundidade passam a ter importância secundária. O *fetch* representa o comprimento da pista sobre a qual o vento sopra e, de forma implícita, a direção do vento. Na grande maioria dos métodos empregados para determinar a altura de ondas, o *fetch* entra como uma importante variável interferindo significativamente na determinação da onda.

O objetivo desse estudo é a determinação automática da distribuição espacial do *fetch* para o reservatório de Itaipu. A justificativa para o estudo é a grande importância estratégica de Itaipu e o seu potencial para usos múltiplos, incluindo a navegação e eventual transposição com eclusas. Situado na fronteira entre Brasil e Paraguai, o reservatório abastece a maior UHE do mundo em produção de energia, com potência instalada de 14000 MW. Construída em 1973, Itaipu é responsável por 20% da energia consumida no Brasil e por 95% da energia utilizada no Paraguai. Além da questão energética, o reservatório vem ganhando importância pela expansão de sua utilização para usos múltiplos. O uso para turismo e lazer pode ser verificado pela implantação de praias artificiais, estimulando indiretamente a navegação de lazer. A relevância econômica é exemplificada pelo desenvolvimento da aquicultura, sobretudo pelo sistema de tanques-rede, método produtivo de piscicultura que vem recebendo especial atenção por meio de amplos investimentos do Governo Federal através do Ministério da Pesca e Aquicultura.

O conhecimento do regime de ventos e ondas nesta área contribui para a gestão da atividade aquícola regional, ações de previsão da capacidade erosiva das ondas contra as margens, segurança na navegação e instrumento auxiliar de verificação do dimensionamento da borda livre da barragem.

No Brasil, verifica-se o aumento das atenções voltadas para os reservatórios artificiais, talvez pelo aumento das exigências ambientais de implantação de UHE's, estimulando pesquisas orientadas à quantificação dos fatores intervenientes neste meio. A importância do conhecimento do comprimento da pista de vento (*fetch*) na determinação da altura da onda justifica a importância de sua correta determinação. Dentre os estudos em território brasileiro que dependeram da determinação precisa do *fetch* estão Fendrich (1988, 1993) que estudou o lago de Itaipu atribuindo às ondas o avanço da erosão em pontos distribuídos no decorrer de toda a margem esquerda do reservatório, determinando um *fetch* de 10,65 km. Lima *et al.* (2003) determinaram o *fetch* máximo para o reservatório da UHE de Ilha Solteira pelo método aplicável a águas oceânicas obtendo 40 km para a direção Nordeste e 25 km para a direção Leste. Marques (2005) determinou o *fetch* máximo para o reservatório de Porto Primavera (28,8 km) e a porção sul do reservatório de Ilha Solteira (12,6 km). Kaiser (1985) obteve o *fetch*

máximo para os Reservatórios de Porto Primavera (24,22 km), Rosana (6,48 km) e Taquaruçu (3,76 km). Todas as pesquisas supracitadas, com exceção da contribuição de Lima *et al.* (2003), determinaram o *fetch* por um método proposto por Saville (1954) que considera a influência significativa do posicionamento da margem na atenuação do vento que gera a onda.

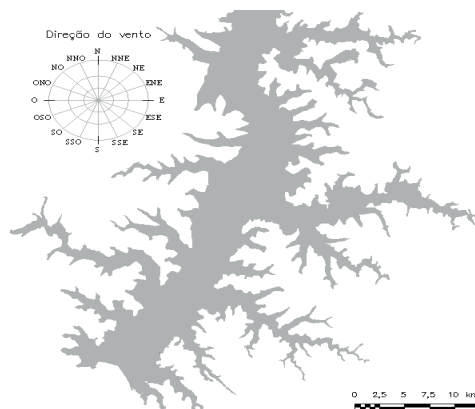
A consideração da importância da obtenção do *fetch* de forma eficiente e suficientemente precisa levou à execução de um aplicativo computacional em linguagem *Autolisp* pelo qual foi determinada a distribuição do *fetch* em mais de 15 mil pontos espaçados em 200 metros sobre imagem de satélite do reservatório de Itaipu.

Pretende-se, desta forma, determinar com segurança o comprimento e a localização precisa dos maiores *fetch* para 16 direções; fornecendo, de forma precisa e definitiva, condições favoráveis para a determinação da altura de ondas, apresentada em um segundo trabalho complementar a este.

2. ÁREA DE ESTUDO

O lago de Itaipu foi escolhido por sua importância energética e seu potencial para a expansão dos usos múltiplos, incluindo-se a aquicultura, lazer e navegação comercial. O limite sul é dado pela barragem de Itaipu, tendo o reservatório as seguintes características segundo Andrade (2004): (1) Comprimento aproximado de 170 km e largura média de 7 km; (2) Área alagada de 1.350 km² (770 km² em território brasileiro e 580 km² em território Paraguai); (3) Profundidade média de 22 m, chegando a 170 m nas proximidades da barragem; (4) Área de drenagem de aproximadamente 820.000 km². A representação georeferenciada do Reservatório de Itaipu está ilustrada na Figura 1.

Figura 1 - Representação georeferenciada da porção sul do reservatório de Itaipu



3. METODOLOGIA

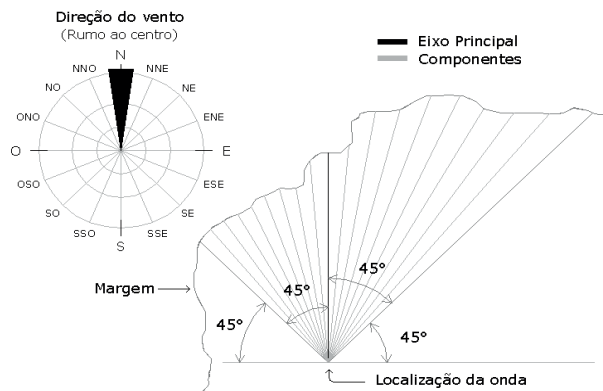
3.1 Fetch

O *fetch* é definido como um comprimento que representa a região sobre a superfície livre de um corpo d'água na qual a velocidade e direção do vento podem ser consideradas constantes. O efeito da largura da pista de vento pode ser desprezado em áreas cujas larguras tão grandes, ou maiores, do que o comprimento. Esta situação é comumente identificada em áreas oceânicas. Em águas oceânicas o *fetch* é definido como a distância normal, na direção do vento, da praia ao ponto de interesse no oceano.

Já em águas interiores, o *fetch* é limitado pelo formato das margens que contornam tais corpos d'água. Pistas de vento de grande comprimento, se comparado à largura, são freqüentemente encontradas, e a influência do entorno não pode ser desprezada. A configuração do contorno das margens resulta em altura de ondas significativamente menores se comparadas às mesmas condições de geração em corpos de água sem limitação pelas margens.

Várias tentativas ocorreram no decorrer dos últimos 70 anos na tentativa de determinar um método que considerasse a influência das margens na atenuação do vento e conseqüentemente na altura resultante da onda. Entre estes se destacam os métodos publicados por Donelan (1977), Pierson *et al.* (1955) e Saville (1954), sendo este último o mais difundido. O método de Saville inicialmente se aplicava aos corpos d'água de largura uniforme, como canais. Na grande maioria dos casos de águas interiores, as margens são irregulares, comumente de formato dendrítico, e o primeiro método proposto por Saville deixa de contemplá-los. Portanto, Saville (1954) propõe um segundo método que fosse mais abrangente. Baseou-se na hipótese de que as componentes do vento mais distantes do eixo principal têm menor influência da altura resultante da onda. Esta atenuação, segundo o método, é proporcional ao cosseno do ângulo formado pelas direções secundária e principal até um limite de 45 graus a partir do qual a influência torna-se prescindível. Portanto, Saville (1954) propôs um método de natureza geométrica. O método consiste na construção de 19 linhas radiais auxiliares a partir do ponto de incidência da onda em intervalos de 5 graus de tal modo que as radiais extremas formem com a direção principal do vento um ângulo de 45°. Cada uma destas radiais deve se estender até a margem, conforme ilustrado pela Figura 2.

Figura 2 – Traçado das linhas de fetch para a direção norte



Pelo Método de Saville o *fetch* efetivo é obtido pela seguinte relação:

$$F = \frac{\sum_i x_i \cos \alpha_i}{\sum_i \cos \alpha_i} \quad (1)$$

α_i : ângulo entre a direção principal e a direção secundária;

x_i : comprimento na direção secundária.

Após a aplicação do método o *fetch* passa a se chamar *fetch* efetivo. De acordo com o autor, outros ângulos entre radiais podem ser utilizados no mesmo procedimento.

Este método considera que a direção do vento é uniforme e que esta se mantém dentro da área de geração sem desviar-se. Entre outras considerações assumidas pelo método está o desprezo pela influência das condições de relevo próximo à margem e do uso e ocupação do solo no entorno de reservatório. Estas considerações são tão mais aceitáveis quanto maior for a superfície livre do reservatório.

3.2. Georreferenciamento das margens do reservatório

É a representação gráfica da margem que limita as fronteiras para a determinação do fetch. A importância da determinação gráfica suficientemente precisa do contorno da margem justifica a importância e a precisão da base geográfica utilizada. Esta base assume função essencial no processo de determinação do *fetch*. A base de dados geográficos pode ser um mapa, uma imagem de satélite ou outro elemento de natureza gráfica que permita a extração do contorno da margem. O contorno georreferenciado das margens foi obtido mediante imagem de satélite igualmente georreferenciada em

ambiente AutoCAD, com aspecto ilustrado pela Figura 1.

3.3. Modelo ONDACAD

A aplicação do método de Saville em alguns pontos isolados da representação da superfície do lago revela um método de aplicação excessivamente trabalhoso. Isto se agrava com o aumento do número de pontos a analisar, mesmo fazendo uso compartilhado de programas gráficos e planilhas de cálculo. Esta dificuldade induz o projetista a fazer uso da percepção e da experiência individual, acrescentando elementos de subjetividade na determinação do *fetch*.

A conclusão sobre a maior pista é mais precisa tanto quanto maior a quantidade de pontos considerados, minimizando a interferência de fatores subjetivos inerentes a cada projetista. Como se trata de um método de aplicação essencialmente geométrica, a solução partiu da idéia de estabelecer uma malha quadrada que discretizasse a representação da superfície livre do lago, tendo a margem como fronteira. Os pontos de interesse passariam a ser representados pelos nós da malha e percorridos um a um para cada direção.

Restava eleger uma ferramenta computacional que utilizasse os recursos gráficos aliados a uma capacidade de processamento matemático viabilizando, de forma rápida e isenta a determinação da distribuição bidimensional do *fetch* para cada direção. Após investigar algumas linguagens computacionais, decidiu-se por utilizar a linguagem computacional *Autolisp*, por dispor de uma variedade suficiente de recursos de manipulação de estruturas de dados genéricos aliada a uma imprescindível interface gráfica.

O *Autolisp* surgiu nos meados da década de 1980. É uma implementação da linguagem *LISP* desenvolvida dentro do ambiente do *AutoCAD*. De acordo com Tajadura (2008), o *AutoCAD* é o programa estruturado em programação direcionada a objetos mais difundido do mundo.

O *Autolisp* foi inspirado no *LISP* devido à flexibilidade e eficiência desta linguagem para tratar estruturas de dados não uniformes. O *LISP* é uma linguagem de programação científica, criada durante a década de 1950, nos Estados Unidos, mais especificamente no *Massachusetts Institute of Technology* (MIT). Devido às suas características de programação recursiva e manipulação de estruturas de dados genéricas, o *LISP* tornou-se a linguagem de programação padrão no desenvolvimento de sistemas de inteligência artificial. O *VisualLisp* foi criado para facilitar o desenvolvimento e depuração de rotinas em linguagem *Autolisp*.

3.3.1 Considerações de Programação

Conhecidas as posições geográficas de pelo menos dois pontos na imagem de satélite, então todos os pontos da imagem são georeferenciados.

A linha da margem é representada por uma poligonal traçada com base na imagem de satélite. Por limitar a fronteira entre o lago e o contorno sólido, foi utilizada pelo programa como objeto limítrofe na circunscrição da malha a ser traçada. A representação da margem é interpretada pelo programa como um objeto no qual a malha não pode atravessá-lo. Para execução do programa, solicita-se ao projetista a indicação da margem, a direção do vento e a distância entre os nós da malha. A linha da margem é previamente traçada pelo operador e informada ao programa por meio do mouse. A distância entre os nós e a direção do vento é fornecida, via teclado, e sua escolha fica a critério do projetista. Realizadas estas etapas, o programa percorre cada nó da malha aplicando o método proposto por Saville (1954) para a direção fornecida pelo projetista.

As Figuras 3 e 4 ilustram uma situação em que o processamento foi interrompido propositalmente de modo a demonstrar os elementos anteriormente descritos. Trata-se da execução do programa para a direção norte. O objetivo das Figuras 3 e 4 é de mostrar o exato posicionamento da origem das linhas auxiliares sobre cada nó da malha gerada.

A liberdade do operador na escolha da distância entre os nós da malha é condicionada pela relação entre o tempo de processamento e a quantidade de nós a processar. Pela relação entre aumento de precisão e tempo de processamento, a solução ideal resulta de uma combinação satisfatória entre ambos. Como o apelo visual é fator entre os mais relevantes em um programa de saída gráfica, inicia-se definindo a distância máxima aceitável entre os nós da malha, com o auxílio da Figura 5.

Figura 3 – Detalhe dos elementos gráficos envolvidos na execução do programa

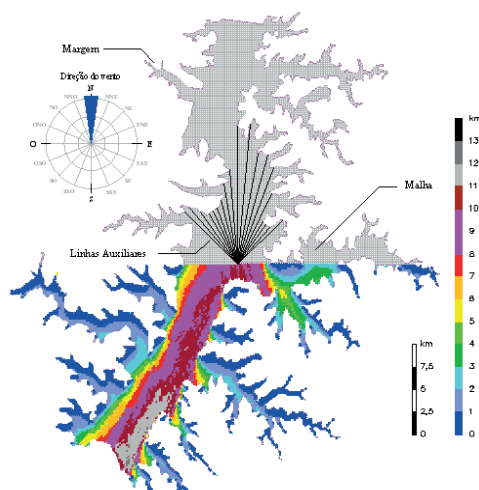
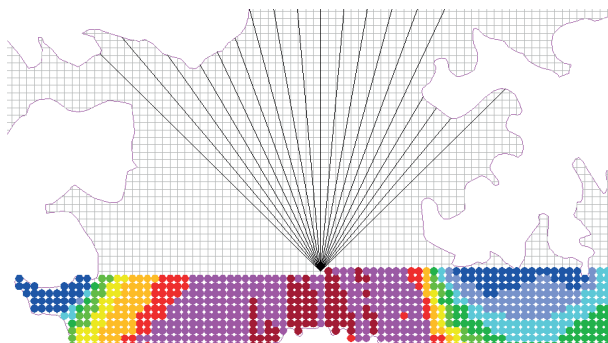
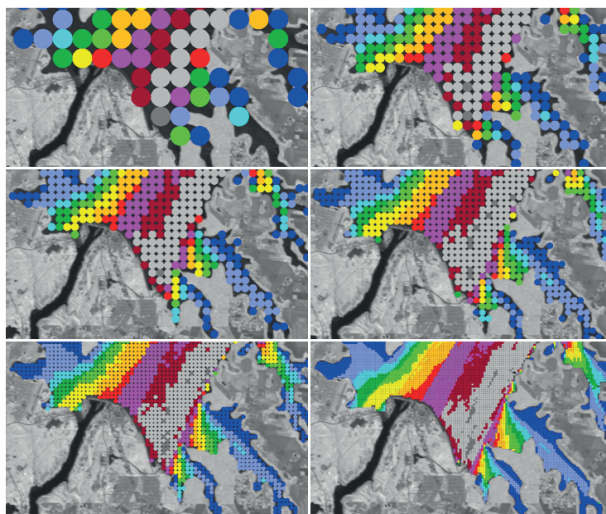


Figura 4 – Ampliação de 5x de parte da Figura 3



As imagens que compõem a Figura 5 foram obtidas pela aplicação do modelo ONDACAD utilizando como base a foto de satélite georeferenciada do Lago de Itaipu, em uma mesma direção, variando apenas o espaçamento da malha.

Figura 5 – Aspectos visuais entre diferentes espaçamentos de malha, iniciando no canto superior esquerdo com os espaçamentos de 1000, 500, 400, 300, 200 e 100 m



A execução do programa com base na imagem georeferenciada fornece imagens do lago representando a distribuição do *fetch* por meio de escala cromática para cada uma das 16 direções.

Para a aplicação deste estudo decidiu-se por uma malha quadrada de 200 metros, constituindo pouco mais de 15 mil nós.

4. ANÁLISE DOS RESULTADOS

As Figuras 6, 7, 8, e 9 ilustram as distribuições espaciais do *fetch* para as dezesseis direções seleccionadas.

Figura 6 – Determinação da distribuição do *fetch* para as quatro direções do primeiro quadrante, entre leste e norte

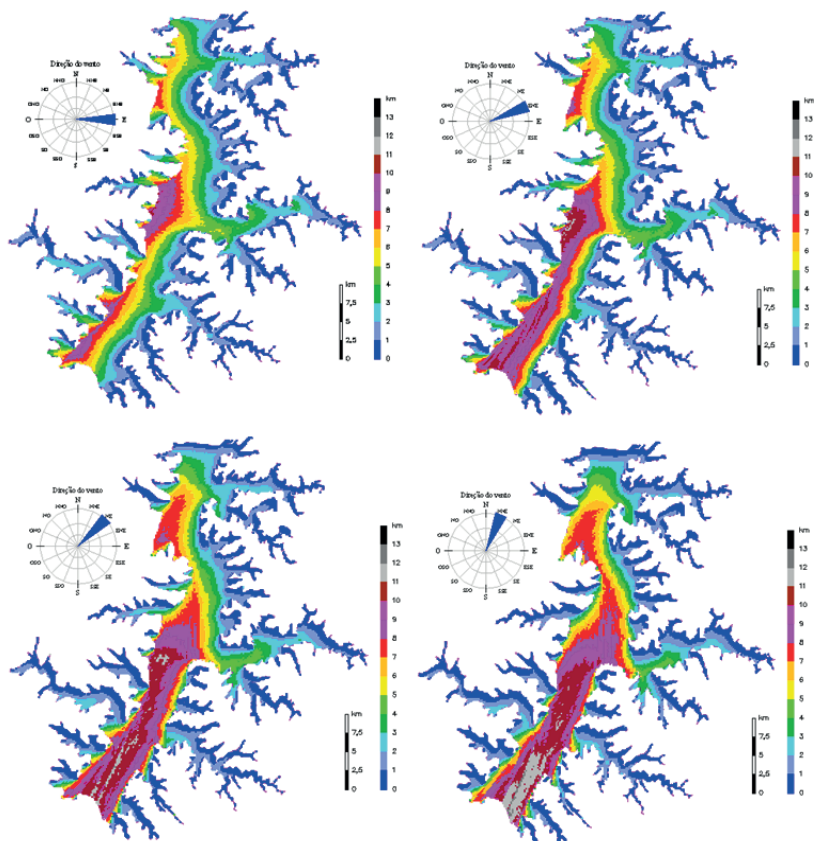


Figura 7 – Determinação da distribuição do *fetch* para as quatro direções do segundo quadrante, entre norte e oeste

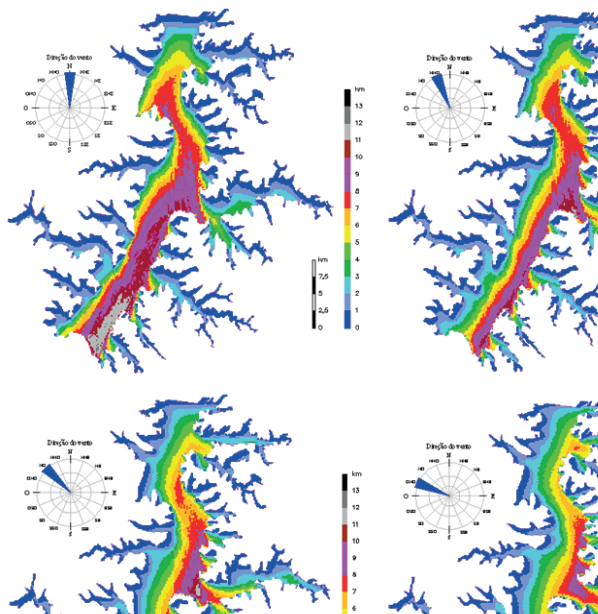


Figura 8 – Determinação da distribuição do *fetch* para as quatro direções do terceiro quadrante, entre oeste e sul

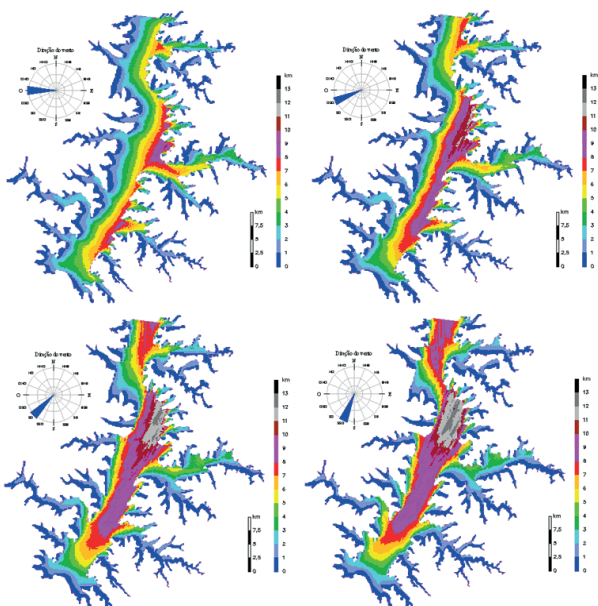
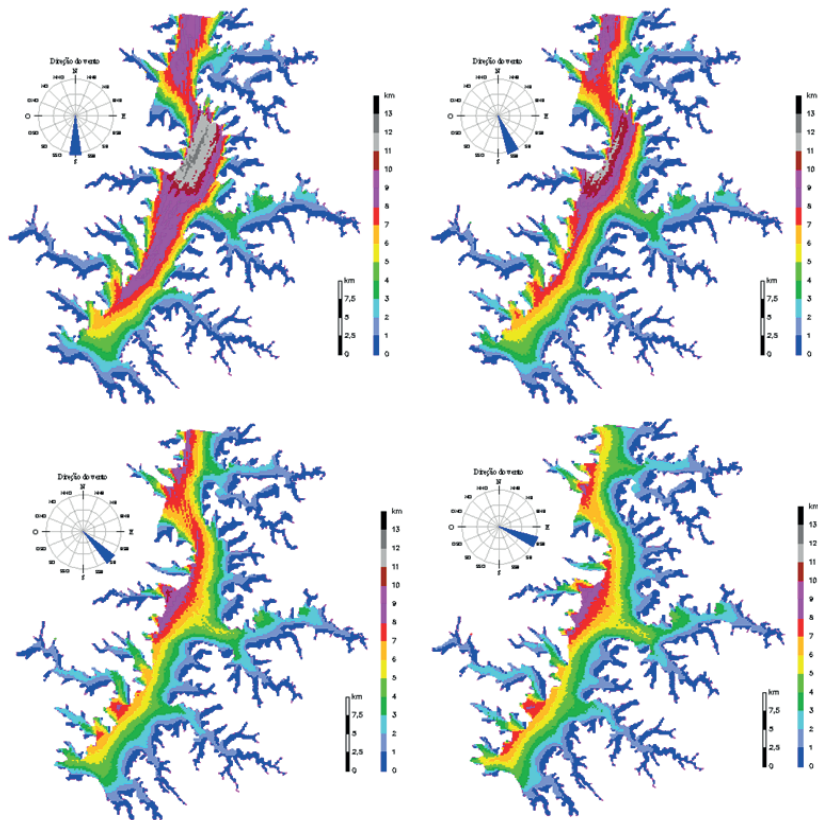


Figura 9 – Determinação da distribuição do *fetch* para as quatro direções do quarto quadrante, entre sul e leste

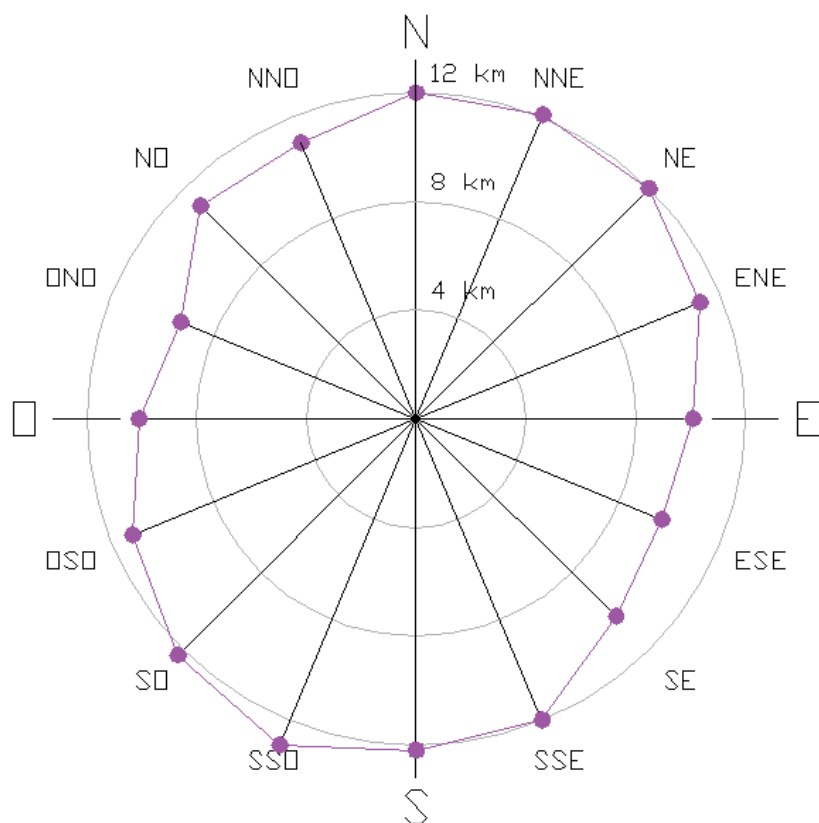


Após o processamento do programa nas 16 direções, as maiores pistas de vento foram identificadas e representadas pelo diagrama radial ilustrado na Figura 10 com base nos resultados listados na Tabela 1.

Tabela 1 – Maiores comprimentos de fetch para cada direção

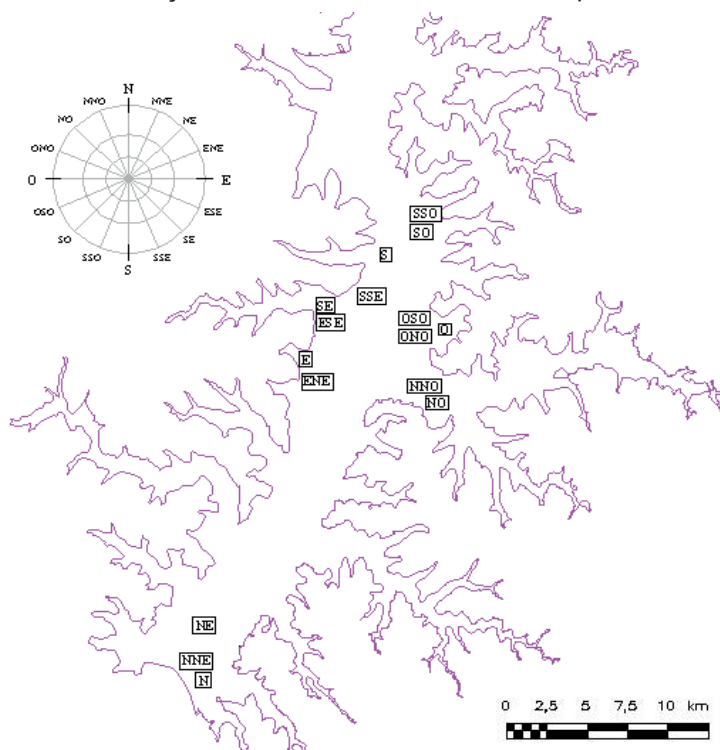
Direção	E	ENE	NE	NNE	N	NNO	NO	ONO	O	OSO	SO	SSO	S	SSE	SE	ESE
Pista Máxima (km)	10,1	11,2	12	12,1	12	11	11,1	9,3	10,1	11,1	12,3	13	12,2	12,1	10,3	9,7

Figura 10 – Pistas de vento máximas no lago de Itaipu



Por meio da Figura 10 se verifica que os maiores valores de *fetch* determinados pelo estudo variam de 9,3 km a 12,3 km e localizam-se na direção dos quadrantes nordeste e sudoeste. Este comportamento é esperado por ser a direção predominante do Rio Paraná ao passar por estes reservatórios. As posições do reservatório onde ocorrem os valores máximos de *fetch* são mostradas no mapa da Figura 11.

Figura 11 – Localização dos máximos valores de *fetch* para cada direção



5. CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS

Uma determinação precisa do comprimento das pistas de vento tem início com a escolha adequada da base georreferenciada da qual as margens são extraídas; nesse estudo foram usadas imagens de satélite do reservatório de Itaipu como base geográfica. Foi desenvolvido um programa em linguagem *Autolisp* para determinar o *fetch*, com o uso do método proposto por Saville (1954). O programa eliminou um procedimento manual de aplicação trabalhosa para o projetista, por exigir uma excessiva combinação de operações matemáticas elementares e gráficas.

O programa ao ser processado em cada nó da malha eliminou a subjetividade do operador no processo, permitindo a identificação do *fetch* por escala cromática. Isto permitiu determinar o comprimento das pistas máximas, além de possibilitar a localização das coordenadas dos pontos de ocorrência, graças ao georreferenciamento da base. Os maiores comprimentos de *fetch* variaram entre 9,3 km a 12,3 km sendo que o *fetch* mais longo ocorre nos quadrantes nordeste e sudoeste. Próximo à barragem, os maiores valores do *fetch* ocorre para ventos vindos das direções NE, NNE e N.

REFERÊNCIAS

- ANDRADE F. O., GONÇALVES R. C., GUETTER, A. K. (2005). **Efeito do vento sobre o reservatório de Itaipu: cenários de vento e impacto no balanço hídrico**. In: XVI SIMPÓSIO BRASILEIRO DE RECURSOS HÍDRICOS. João Pessoa/PB, Brasil, Nov/2005.
- ANDRADE F. O., GONÇALVES J. E., GONÇALVES R. C., GUETTER, A. K. (2004), **Implementação e análise de sensibilidade do modelo numérico hidrodinâmico Delft-3D para o reservatório de Itaipu**. In: XXI CONGRESSO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA. São Pedro/SP, Brasil, Out /2004.
- DONELAN, M.A. et. al. (1965), **Directional spectra of wind-generated waves**, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, A. Mathematical and Physical Sciences, vol. 315, no. 1534, pp. 509-562.
- FENDRICH, R. (1988). **Formação de Ondas e Identificação de Pontos Erodíveis na Margem Esquerda do reservatório de Itaipu**. Rio de Janeiro. Revista Brasileira de Engenharia – Caderno de Recursos Hídricos, Associação Brasileira de Recursos Hídricos, volume 6, n° 2: 7-21, novembro 1988.
- FENDRICH, R. (1993). **Ondas em Reservatórios**. Dissertação (Professor Titular). Pontifícia Universidade Católica do Paraná. Curitiba. 1993.
- KAISER, I.M. (1985). **Ondas geradas por ventos em reservatórios artificiais: um panorama**. Dissertação (Mestrado)-Universidade de São Paulo, São Carlos, 1985.
- LIMA, S.F. et al. (2003). **Estimativa das maiores ondas geradas pelo vento no reservatório de Ilha Solteira**. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE RECURSOS HÍDRICOS, 15., Curitiba. Anais v. 1. p. 1-19.
- MARQUES, M. (2005). **Sistema automatizado para estimativa de ondas geradas por ventos em reservatórios de barragens**. 2005. 137 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira.
- PIERSON, W. J., NEUMANN, G., JAMES, R. W. (1955). **Practical Methods for Observing and Forecasting Ocean Waves by Means of Wave Spectra and Statistics**. U.S. Navy Hydrographic Office Publ. 603, 284 p.
- SAVILLE, T. et al (1954). **The effect of fetch width on wave generation**. J. Tech. Mem., Washington, D.C, n. 70,.
- TAJADURA, J.A.; LÓPEZ, J. (2008). AutoCAD avanzado. Madrid: McGraw-Hill.

SIMULATION OF PHENOMENA GENERATED BY THE WIND IN THE ITAIPU RESERVOIR: FETCH FIELDS

ABSTRACT - Most of the methods designed to determine the wind-induced wave height require the length scale (*fetch*) over which the wind blows. The choice of the best method depends on whether the water body is in the ocean or in continental areas. The Saville (1954) method is applied for fetch estimation in bays, lakes and reservoirs, and was chosen in this study. The application of Saville's Method requires a large number of both graphical and mathematical steps, which poses some difficulty to find the maximum fetch in a large water body. In this study, a computational procedure was developed to implement the Saville's Method. The computational procedure was tested for the Itaipu Reservoir, in Southern Brazil. The results were fetch maps for each of the sixteen selected directions. The maximum fetch for each direction varied in the 9.3 km and 12,3 km length range.

KEYWORDS: Wave; Fetch; Itaipu.

CAPÍTULO 11

SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS GERADOS
PELO VENTO NO RESERVATÓRIO DE
ITAIPU: ALTURA DE ONDAS**Marcelo Marques**lattes.cnpq.br/0855863872309532

Universidade Estadual de Maringá

Alexandre Kolodynskie Guetterlattes.cnpq.br/4438410083931646

Universidade Federal do Paraná

Alejandro Victor Hidalgo Valdivialattes.cnpq.br/5538035382284444

Universidad Catolica de Santa Maria

Elaine Patricia Aranteslattes.cnpq.br/5673783965584352

Universidade Estadual de Maringá

Isabela Arantes Ferreiralattes.cnpq.br/7252508396222629

Universidade Estadual de Maringá

RESUMO – É apresentado o resultado da simulação da distribuição espacial das ondas geradas pela ação de ventos severos sobre o reservatório de Itaipu. Os ventos severos foram estimados através da análise de frequência regional para várias estações anemométricas na região oeste do Paraná. As alturas de ondas foram estimadas pelo método paramétrico SMB, que usa como dados de entrada o *fetch* e a velocidade do vento. A análise de frequência regional do vento

considerou os registros horários das rajadas medidas nas estações do SIMEPAR para o período de 1998 a 2005. Os testes estatísticos indicaram que a distribuição de Wakeby foi a mais robusta para as séries curtas de ventos horários máximos anuais, produzindo estimativas de ventos severos que variaram entre $22,8 \text{ ms}^{-1}$ (tempo de retorno de $T_r=10$ anos) a $47,8 \text{ ms}^{-1}$ ($T_r=100$ anos). O contorno georreferenciado das margens, imprescindível para a estimativa do *fetch*, foi derivado a partir de imagens de satélite. A determinação automatizada do campo de ondas foi obtida pelo modelo ONDACAD. As maiores alturas de onda resultaram da ação de ventos severos provenientes das direções no quadrante entre norte e oeste, que produziram alturas correspondentes a 1,92 m para $T_r=10$ anos, 3,08 m para $T_r=50$ anos e 4,32 m para $T_r=100$ anos.

PALAVRAS-CHAVE: Onda; *Fetch*; Itaipu.

1. INTRODUÇÃO

A história da investigação das ondas geradas pelo vento é relativamente recente, sendo que os estudos de ondas em águas oceânicas permanecem como

principal fonte de informações nestes últimos 70 anos. Os avanços nas pesquisas e aplicações em ventos e ondas ganharam grande impulso durante Segunda Guerra Mundial, porque a previsão das condições da superfície do mar era estratégica para a logística do desembarque de tropas nas áreas costeiras. Atualmente o avanço das pesquisas permitiu a implantação de modelos numéricos de previsão que, acoplados a redes de sensoriamento meteorológico e oceânico, se tornaram capazes de prognosticar o campo de ondas em águas oceânicas.

Por outro lado, os estudos de ondas em lagos e reservatórios não tiveram o mesmo impulso. A solução encontrada foi a elaboração de procedimentos que adaptam os métodos desenvolvidos para águas oceânicas de modo a permitir a aplicação em águas interiores, como os procedimentos propostos por Saville (1954) e Donelan (1965) os quais consideram o efeito de atenuação na onda devido a considerações de direção do vento.

Aproveitando-se os recursos computacionais atuais, indisponíveis à época de elaboração do método paramétrico SMB, o presente trabalho apresenta a distribuição de ondas geradas pela ação do vento relacionadas a períodos de retorno do vento para 10, 20, 50 e 100 anos sobre o reservatório de Itaipu.

No Brasil, verifica-se o aumento das atenções voltadas para os reservatórios artificiais, talvez pelo aumento das exigências ambientais de implantação de UHE's, estimulando as pesquisas nas mais diversas áreas, orientadas à quantificação dos fatores intervenientes neste meio. Não são raras as pesquisas que utilizam os dados de altura de ondas como informações fundamentais. Estas informações são comumente obtidas por métodos simplificados e rápidos que nem sempre atingem a acurácia esperada e que supervalorizam a subjetividade do pesquisador na determinação de parâmetros como o *fetch* ou a intensidade do vento para determinada direção.

A determinação gráfica do campo de ondas para reservatórios pode ser utilizada em atividades como:

(1) Transporte de Sedimentos e erodibilidade de margens: A ação das ondas geradas pelo vento constitui-se no fator agressivo mais importante na promoção da erodibilidade de margens em lagos e reservatórios de barragens. De acordo com Fernandez (1990) os danos são agravados por oscilações do nível de água. Ainda segundo o autor, especificamente para o lago artificial da UHE de Itaipu, estas ações chegam a agredir a linha da margem fazendo-a recuar anualmente até cinco metros em um dos trechos considerados. Fendrich (1988) avalia os efeitos erosivos causados pelas ondas na margem esquerda do reservatório de Itaipu, abrangendo desde a Barragem de Itaipu até o município de Guaíra, nas cabeceiras do reservatório, identificando treze pontos erodíveis críticos, variando de 0,5 a 3 metros de altura. Evidenciou ainda que, além da erosão dos solos da margem esquerda,

a ação das ondas promove a deposição de sedimentos e bancos de areia fina, em três pontos de destaque ao longo da margem percorrida. Solera (2010) no estudo que monitora as encostas marginais do Reservatório da UHE Sérgio Motta (Porto Primavera), afirma que o maior fator de instabilização de taludes é o processo erosivo decorrente da ação de ondas geradas pelo vento as quais impactam os taludes com grande energia. Ainda segundo a autora, a ação das ondas gera sérios problemas ambientais relacionados ao recuo de margens e destruição de áreas de encostas favorecendo a mobilização de grandes volumes de material para o interior do reservatório.

(2) Dimensionamento da crista de reservatórios de barragens: De acordo com o United States Department of the Interior – Bureau of Reclamation (1973), no que se refere ao estudo de ondas em reservatórios e lagos norte-americanos, os primeiros estudos e recomendações surgiram com o objetivo de se padronizar as atividades referentes a projetos de barramento de rios, na definição da borda livre e no dimensionamento das proteções dos taludes das barragens de terra. Buggeln e Judge (2007) em seu estudo de determinação de borda livre de barragens para o Canadian Dam Association (CDA) ressalta a importância da determinação de altura de onda com vistas ao projeto seguro de borda livre. Segundo a American Society of Civil Engineers (1948), em uma barragem de terra, a principal força destrutiva é dada pela ação de ondas em seu reservatório. Esta ação deve ser prevista visando a proteção pelo adequado dimensionamento. Segundo Shepard (1970), os custos destas proteções variam de 10 a 30% do custo da barragem para grandes obras e pode atingir 50% para pequenas obras. No Brasil o trabalho de Andrzejewski e Banki (1989) apresentou os efeitos provocados pelos ventos no Reservatório da Usina Hidrelétrica de Ilha Grande, no Rio Paraná. Após considerar os efeitos devido à cheia e a ondas geradas pelo vento, concluíram que a cota de projeto de 244m da barragem é segura.

(3) Transporte aquaviário: Segundo Fendrich (1993) e Padovezi (2003), o efeito do vento sobre reservatórios afeta as condições de navegabilidade. As ondas aumentam a resistência ao avanço e os esforços nas amarras dos comboios, podendo colocar em risco a segurança da navegação. A ocorrência de ventos de altas intensidades pode agravar as perdas de controlabilidade da embarcação aumentando os riscos de ocorrência de acidentes. Segundo Ferreira (2000) no estudo dos acidentes na hidrovia Tietê-Paraná, a ação de ondas e do vento sobre embarcações têm levado a acidentes como colisões, desprendimento de chatas, deriva, emborcamento, encalhe e queda na água de tripulante ou passageiro. Foram 101 acidentes entre 1995 e 1998 com 5 feridos graves e 13 vítimas fatais. A relação prejudicial entre campo de ondas e transporte hidroviário é intensificada quando o lago faz parte de rotas comerciais de navegação, influenciando fatores econômicos como o consumo excedente de combustível pelas embarcações, ocasionado pelo desconhecimento da rota com menor altura de ondas.

(4) Fazendas aquícolas: De acordo com Beveridge (2004) a seleção do local das fazendas aquícolas bem como a distribuição das estruturas de cultivo tem como critério a qualidade da água, a direção dos ventos, ondas, correntezas e a profundidade. Conforme Coelho (2007a, 2007b) estes parâmetros são de difícil obtenção e, caso não existam, toma-se como base informações passadas por moradores locais. Ainda de acordo com Coelho (2007a, 2007b) a instalação e o posicionamento dos tanques-rede devem ser definidos por dois fatores principais: o acesso aos tanques, para facilitar o manejo e as atividades diárias e a manutenção da qualidade da água afetada pela circulação hidrodinâmica e pelo fenômeno das ondas.

2. FORMULAÇÃO DO MÉTODO SMB

O método SMB é um método amplamente empregado em função de sua simplicidade e eficiência. É um modelo proposto durante a Segunda Guerra Mundial com o objetivo de auxiliar o planejamento das operações de desembarque dos aliados. Em 1942 a Segunda Guerra Mundial estava em curso e parecia continuar por um longo tempo. O movimento de soldados aliados pela Europa forçava o retorno das tropas pelas praias, gerando baixas nos pelotões durante tentativas de cruzar zonas de arrebentação. Ficou evidente aos planejadores de operações anfíbias a necessidade de prever as condições das ondas como importante componente nos planos de ação. Ao final do ano de 1942 uma solução em forma de um método paramétrico foi proposta pelos Doutores Sverdrup e Munk e aperfeiçoada por Bretschneider. O método foi denominado em homenagem às iniciais do sobrenome de seus idealizadores. O estudo reconhecidamente representou um marco no esforço de desenvolver e aplicar a teorias relacionadas às ondas geradas pela ação do vento.

O método de previsão de altura de onda é classificado como paramétrico porque, como afirma Kamphuis (2000) utiliza parâmetros de vento na obtenção de parâmetros de onda. Portanto os modelos paramétricos relacionam variáveis como o *fetch* (F), duração do vento (t), intensidade do vento (U), profundidade no local de geração (h), largura da área (W) e altura de onda (H). A largura (W) é considerada em casos em que, comparativamente, é muito inferior ao *fetch*, como em caso de canais. Em termos gerais, se F , t , e d são ilimitados, resulta em um campo de ondas completamente desenvolvido. Isto implica que qualquer incremento de energia transferido do vento é dissipado por um mecanismo de balanceamento de energia da onda, resultando em turbulência e atrito interno. Neste caso, a altura da onda passa a depender somente da velocidade do vento, como descrito pela escala Beaufort, nome em homenagem ao Almirante da marinha inglesa, Francis Beaufort, que a publicou em 1806. Por outro lado, se F , d ou t são limitados, as ondas serão menores. Se o comprimento da pista for insuficiente para que a onda atinja a condição de campo de ondas completamente desenvolvido,

diz-se que a onda é limitada pela pista. Se a onda possui pista para se desenvolver, mas a duração do vento é insuficiente para que atinja o ponto de máximo acúmulo de energia, diz-se que a onda é limitada pela duração.

Devido à irregularidade da superfície livre, a percepção humana torna-se limitada na identificação da altura da onda. Longuet-Higgins (1952), após analisar milhares de registros de ondas concluiu que a percepção humana tende a identificar somente a média do terço das maiores ondas. A contribuição pelos estudos de Longuet-Higgins (1952) permitiu a definição do termo “altura significativa” e “período significativo” da onda. Desta forma, para ondas geradas pelo vento a altura da onda é representada por $H_{1/3}$ e o período significativo por $T_{1/3}$.

A altura significativa da onda visando a análise dimensional pode ser inicialmente representada por:

$$H_{1/3} \text{ ou } T_{1/3} = f(F, W, U, t, h, g) \quad (1)$$

Por análise dimensional chega-se a um número mínimo de parâmetros:

$$\frac{gT_{1/3}}{U} \quad \frac{gH_{1/3}}{U^2} = f\left(\frac{gF}{U^2}, \frac{gt}{U}, \frac{gh}{U^2}, \frac{W}{F}\right) \quad (2)$$

Para superfícies estreitas (W menor do que F) como canais e baías, o vento tem sua influência atenuada na geração da onda. Saville (1954) indica que valores de W/F de 0,5-1,0-1,5 leva a alturas significativas de onda de 65%, 88% e 98% respectivamente. Para águas oceânicas abertas, W/F é igual à unidade, permitindo desprezar a influência da largura.

Com relação à influência da profundidade na altura da onda, pela teoria linear de ondas, uma classificação é feita com base na relação entre o comprimento da onda (λ) e a profundidade (h). A onda é considerada em águas profundas quando $h/\lambda \geq 0,5$. Em termos adimensionais, conforme Wiegel (1964) assumindo as hipóteses relativas à Teoria Linear de ondas, quando $gh/U^2 \geq 3$ o efeito do vento gera somente ondas de águas profundas.

Portanto, respeitadas as condições $W/F \geq 1$ e $gh/U^2 \geq 3$, a equação (2) toma a forma:

$$\frac{gT_{1/3}}{U} \quad \text{ou} \quad \frac{gH_{1/3}}{U^2} = f\left(\frac{gF}{U^2}, \frac{gt}{U}\right) \quad (3)$$

Considerando que a magnitude dos maiores *fetches* de que trata este estudo são da ordem de 10km, conclui-se que as ondas podem ser consideradas do tipo “limitadas pelo *fetch*” e não pela duração. Desta forma,

na expressão (3) pode-se prescindir do termo relativo a duração:

$$\frac{gH_{1/3}}{U^2} = f\left(\frac{gF}{U^2}\right) \quad (4)$$

O método SMB foi objeto de inúmeras revisões, por vários autores, os quais propuseram modificações nos coeficientes que relacionam os parâmetros adimensionais do método. A versão do método aqui utilizado é a proposta pelo *United States Department of the Interior – Bureau of Reclamation*, segundo a qual a altura da onda (H) é função da intensidade do vento (U) e da pista de vento em quilômetros (F):

$$H_{1/3} = \frac{U^2}{g} 0,283 \tanh\left[0,0125\left(\frac{gF}{U^2}\right)^{0,42}\right] \quad (5)$$

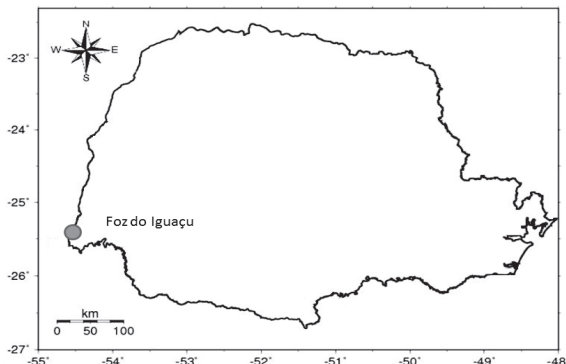
A aplicação do programa ao reservatório de Itaipu permitiu a verificação da exequibilidade de aplicação de um modelo paramétrico e georreferenciado de determinação de altura de ondas.

3. ÁREA DE ESTUDO e dados utilizados

3.1 Monitoramento Meteorológico

Os dados de vento usados na análise de extremos de vento são provenientes da Estação Meteorológica em Foz do Iguaçu, localizada no extremo oeste do Estado do Paraná, conforme Figura 1, operada pelo Sistema Meteorológico do Paraná (SIMEPAR).

Figura 1 – Localização da área de estudo



3.2 Dados Meteorológicos

Nestas estações meteorológicas o dado de vento representa a velocidade deste ao final de cada hora. O vento, apesar de ser amostrado a cada segundo, o vento horário é definido como a média dos 10 registros de vento medidos nos 10 últimos segundos de cada hora. Os dados referem-se ao período de 01/01/1998 a 31/12/2003. Os anemômetros instalados a 10 metros de altura, modelo YOUNG 05103-11A, cujas especificações constam na Figura 1, medem o vento por meio de quatro hélices que, ao rotacionarem, produzem um sinal senoidal com frequência proporcional à velocidade do vento.

Tabela 1 - Especificações dos sensores de vento instalados nas estações meteorológicas

Parâmetro	Especificação
Modelo	05103-11A:YOUNG
Banda de Medição	0,0m.s ⁻¹ a 60m.s ⁻¹
Rajada Máxima	100 m.s ⁻¹
Erro	0,3 m.s ⁻¹
Velocidade mínima para medição da direção	1,1 m.s ⁻¹

Estes equipamentos são recalibrados de acordo com um programa de manutenção periódica que prevê visitas técnicas a cada seis meses. Os dados de vento são obtidos e armazenados em um datalogger para posterior transmissão automática via satélite GOES a cada 3 horas. Por fim, os valores são armazenados no banco de dados do SIMEPAR.

3.2.1 Controle de Qualidade

Segundo Guetter et al. (2005), a atividade de controle de qualidade dos dados representa um grande desafio para a análise de extremos de vento, pois muitas vezes o registro suspeito, decorrente de uma transmissão de dados espúria tem magnitude comensurável com as possíveis ocorrências de eventos severos e sua exclusão só é possível com análises espaciais e através de análises de variáveis múltiplas. O controle de qualidade deve excluir registros espúrios, que se mantidos aumentariam a frequência de casos extremos, distorcendo a estimativa de parâmetros que produzem a função de probabilidade de extremos e os tempos de retorno. O controle de qualidade não pode, em nenhum de seus testes, excluir registros extremos reais.

O método utilizado para o controle de qualidade de dados consiste em identificar e sinalizar os dados suspeitos para posterior análise de consistência. As rotinas de controle e alerta da qualidade dos dados foram elaboradas em linguagem FORTRAN e foi elaborado sob o princípio de adicionar colunas adicionais indicativas do estado da qualidade dos dados e, portanto, nunca alterar os dados. Desta forma todos os dados medidos são associados a classificações de qualidade (bom, suspeito, aviso e falha) que indicam o nível de confiança do dado. Os testes realizados nesta metodologia, e aplicáveis às estações meteorológicas do SIMEPAR, são de dois tipos: teste de amplitude e teste de sincronia.

O teste de amplitude consiste em verificar se os valores registrados não ultrapassam limites de leitura dos equipamentos. Cada parâmetro tem limites pré-determinados. Qualquer observação fora dos limites dos valores máximos e mínimos permitidos é classificada como “falha” em uma coluna adicional do banco de dados recebido pelo SIMEPAR. A linha de dado suspeita é representada pelo código -999.99. Em caso de identificação de suspeita O teste de amplitude é o único teste capaz de indicar uma falha por si só. Como no banco de dados do SIMEPAR são raríssimas as ocorrências de valores de vento inferiores ou superiores à banda de limitação dos instrumentos do SIMEPAR ($1,1$ a 60 m.s^{-1}), o teste de amplitude indica valores fora do intervalo $[0,3; 60,0] \text{ m.s}^{-1}$, classificando-os como suspeitos.

O teste de sincronia consiste na elaboração de um calendário que antecede todas as horas, dias, meses e anos que devem estar contidos no banco de dados. Mediante comparações entre campos contando dados de tempo e correspondentes projeções do calendário, torna-se possível a verificação de falhas no banco de dados e o respectivo preenchimento com o código de falhas.

Para a estação de Foz do Iguaçu foram analisados 51.749 registros dos quais 3,18% foram detectados como sendo de falhas horárias e 2,3% de falhas diárias e dados espúrios em seus registros.

4. MÉTODO DE ANÁLISE

Na geração da distribuição das ondas, as informações sobre intensidade e direção do vento são imprescindíveis.

Na determinação da intensidade do vento relacionada ao período de retorno correspondente, foram adotados os resultados conforme GONÇALVES (2007) para Foz do Iguaçu, de acordo com a Tabela 2.

Tabela 2 – Período de retorno da intensidade do vento para Foz do Iguaçu

Período Retorno (anos)	10	20	50	100
U(m/s)	22,8	26,4	35,3	47,8

A direção do vento foi obtida assumindo que as direções que geraram os eventos extremos foram as mesmas das velocidades máximas horárias anuais, as quais foram obtidas por programa computacional específico elaborado em linguagem FORTRAN. As velocidades máximas horárias anuais estão descritas pela Tabela 3.

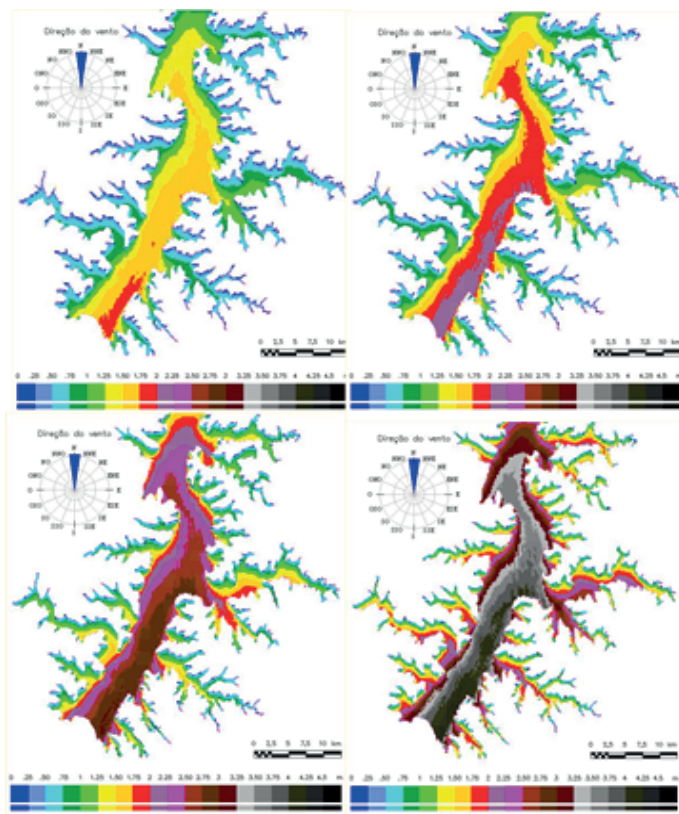
Tabela 3 – Direções do vento atribuídas às análises de ventos extremos para cada ano

ANO	MES	DIA	HORA	U(m/s)	DIR
1998	8	4	15	12,7	348
1999	9	14	2	12,5	351
2000	5	3	2	11,3	359
2001	8	28	11	12,2	259
2002	10	25	7	14,2	245
2003	11	12	11	11,9	336

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Com base nos resultados de Gonçalves (2007) e no processamento computacional do campo de ondas fundamentado no método SMB, foram gerados 64 mapas de distribuição das alturas de ondas relacionados aos quatro períodos de retorno. Os mapas relativos à direção norte estão mostrados pela Figura 2.

Figura 2 – Campos de altura de ondas para ventos severos relacionados a períodos de retorno de 10, 20, 50 e 100 anos



Com base nos 64 mapas, foi gerada a Tabela 4 e traçado o diagrama da Figura 5.

Tabela 4 – Altura de ondas conforme direção e período de retorno

Direção	Tr=10 anos	Tr=20 anos	Tr=50 anos	Tr=100 anos
U (m/s)	22,8	26,4	35,3	47,8
N	1,92	2,21	3,08	4,32
NNO	1,79	2,19	2,91	4,11
NO	1,81	2,11	3,02	4,17
ONO	1,69	2,03	2,82	4,04
O	1,71	2,07	2,86	4,08

De acordo com a Figura 3 as alturas de ondas localizam-se em três faixas dominantes. Para ventos provenientes do quarto quadrante, ondas de 2 m de altura possuem períodos de retorno entre 10 e 20 anos. Ondas de 3 e 4 metros de altura possuem períodos de retorno de 50 e 100 anos respectivamente. Quanto à localização destes eventos extremos, de acordo com a Figura 3 verifica-se a ocorrência próxima à Barragem para ventos provenientes da direção Norte. Para ventos provenientes do restante das direções que compõem o quarto quadrante verifica-se a ação das ondas contra a margem esquerda do reservatório, notadamente na porção central.

Figura 3 – Altura de ondas conforme direção e período de retorno

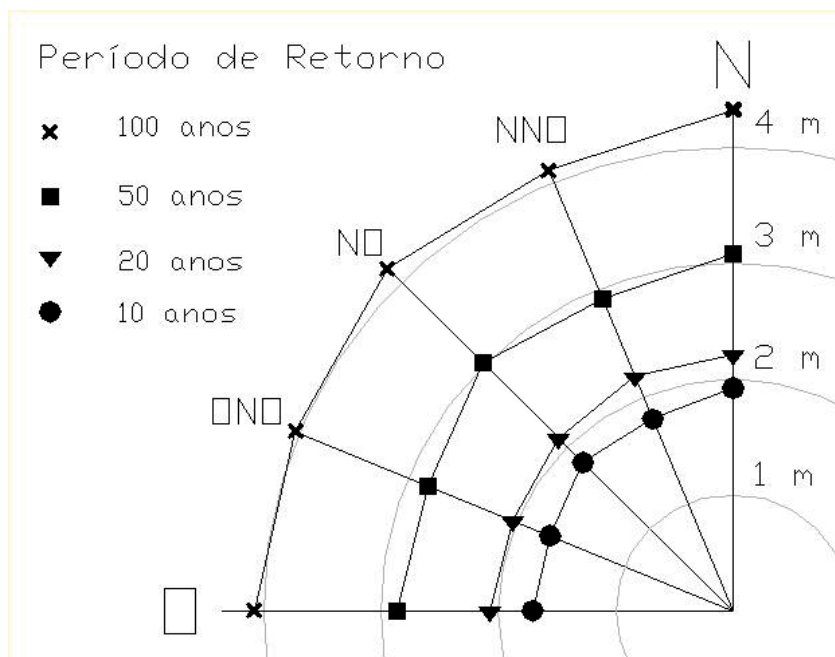
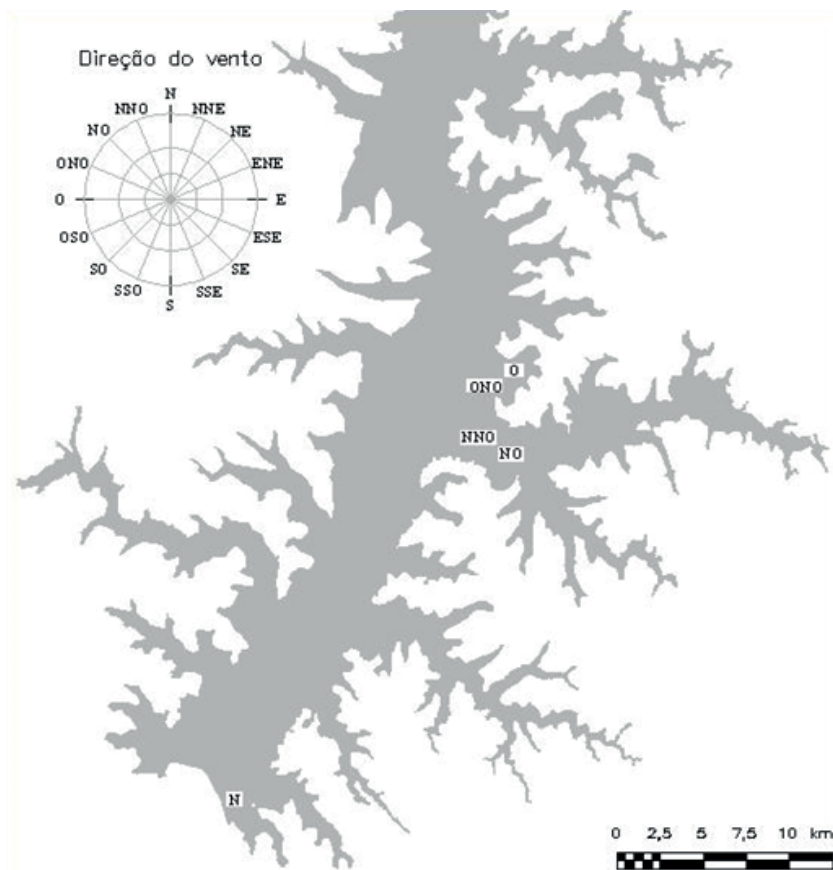


Figura 4 – Localização das maiores ondas para cada direção



6. CONCLUSÃO

De modo igualmente satisfatório como ocorreu nos estudos de Marques e Guetter (2011) o programa, ao percorrer os nós da malha, eliminou a subjetividade do operador no processo, permitindo a identificação das alturas de ondas por escala cromática. Este conhecimento combinado com os dados de ventos extremos permitiu determinar de modo bastante satisfatório, o campo de ondas relacionadas a um período de retorno, além de possibilitar a localização das ondas extremas.

Para as condições adotadas as alturas de onda localizam-se em três faixas dominantes. Para ventos provenientes do quarto quadrante, ondas de 2 m de altura possuem períodos de retorno entre 10 e 20 anos. Ondas de 3 e 4 metros de altura possuem períodos de retorno de 50 e 100 anos respectivamente.

Quanto à localização destes eventos extremos, verifica-se a ocorrência de ondas próximo à Barragem para ventos provenientes da direção Norte. Para ventos provenientes do restante das direções que compõem o quarto quadrante verifica-se a ação das ondas contra a margem esquerda do reservatório, notadamente na porção central.

Visando a aplicação dos resultados de Gonçalves (2007) na obtenção do campo de ondas extremas, foram atribuídas direções aos valores extremos de vento. A constatação de adequação desta hipótese pode ser de grande utilidade no aproveitamento de informações provenientes de outros estudos semelhantes com vistas à determinação de eventos extremos de ondas.

De modo semelhante, considerando a possibilidade de ventos menos intensos soprarem sobre fetches extensos, gerando ondas maiores, verifica-se a oportunidade de aumentar a confiabilidade na determinação do campo extremo de ondas pelo levantamento, diretamente no banco de dados, das direções relacionadas aos ventos extremos.

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (1948). **Review of slope protection methods**. Comittee on earth dams of the soil mechanics and foundations division. Proceedings. 74 (6) 845:854.

ANDRZEJEWSKI, R. H.; BANKI, A. Y. (1989). **Efeitos de Ventos no Reservatório da Usina Hidrelétrica de Ilha Grande**. Foz do Iguaçu. Associação Brasileira de Recursos Hídricos. Anais do VII Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos, 1: 554-560, Novembro, 1989.

BEVERIDGE, M.C.M. (2004). **Cage aquaculture**. Fishing News Books 3rd ed. Oxford: Blackwell Publishing, 368p.

BRETSCHNEIDER, C. L. (1952). **The generation and decay of wind waves in deep water**. Trans. A.G.U., 33(3), 381–389.

BUGGELN, B., JUDGE, D., (2007). **Determining necessary reservoir freeboard two methods of estimating wave runup and wind setup**. CDA Annual Conference – 2007. Canadian Dam Association. Canada.

COELHO, R. M. P.; GRECO, M.; Ávila, M.; RESCK, R. P. (2007a). **Relatório de Identificação de Áreas Tecnicamente Adequadas para a Instalação de Parques Aquícolas**. Reservatório de Furnas. (Relatório de pesquisa).

COELHO, R. M. P.; GRECO, M.; Ávila, M.; RESCK, R. P. (2007b). **Relatório de Identificação de Áreas Tecnicamente Adequadas para a Instalação de Parques**

Aquícolas. Reservatório de Três Marias. 2007. (Relatório de pesquisa).

DONELAN, M.A. et. al. (1965), **Directional spectra of wind-generated waves**, **Philosophical Transactions of the Royal Society of London, A. Mathematical and Physical Sciences**, vol. 315, no. 1534, pp. 509-562.

FENDRICH, R. (1988). **Formação de Ondas e Identificação de Pontos Erodíveis na Margem Esquerda do reservatório de Itaipu.** Rio de Janeiro. Revista Brasileira de Engenharia – Caderno de Recursos Hídricos, Associação Brasileira de Recursos Hídricos, volume 6, n° 2: 7-21, novembro 1988.

FENDRICH, R. (1993). **Ondas em Reservatórios.** Dissertação (Professor Titular). Pontifícia Universidade Católica do Paraná. Curitiba. 1993.

FERNANDEZ, Oscar Vicente (1990). **Mudanças no canal fluvial do rio Paraná e processos de erosão nas margens: região de Porto Rico, PR.** Dissertação (mestrado). Instituto de Geociências e Ciências Exatas, UNESP, Rio Claro – SP, Inédito, 96, 1990.

FERREIRA, A. N. (2000). **Estudo do Efeito de Acidente na Hidrovia Tietê-Paraná: Aspectos Preventivos**, São Paulo. Dissertação (mestrado), 168p.

GONÇALVES, C. R. (2007). **Análise de Frequência Regional de Ventos Extremos no Paraná.** Dissertação apresentada para obtenção do grau de Mestre no Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental Universidade Federal do Paraná. Curitiba, PR.

KAMPHUIS, J.W. (2000). **Introduction to Coastal Engineering and Management.** World Scientific Press, 437 pp..

LONGUET-HIGGINS, M. S. (1952). **On the statistical distribution of the height of sea waves.** J. Mar. Res., 11, 245–266.

MARQUES, M.; GETTER, A. K. (2011). **Determinação da Distribuição dos Fetches no Reservatório de Itaipu.** In: Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos, XIX, 2011. Maceió, AL.

PADOVEZI, C. D. (2003). **Conceito de Embarcações Adaptadas à Via Aplicado à Navegação Fluvial no Brasil.** Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

RANGEL, R. (2004). **Reforma aquática ou aquária nos grandes lagos continentais.** Revista Nordeste Rural. Setembro de 2004.

SAVILLE, T. et al (1954). **The effect of fetch width on wave generation.** J. Tech.

Mem., Washington, D.C, n. 70.

SVERDRUP, H.U.; W.H. MUNK (1947). **Wind, sea and swell: Theory of relations for forecasting**. Publication 601, Hydrographic Office, U.S. Navy, 50 pp.

SOLERA, M. L. (2010) **Avaliação de Técnicas da Bioengenharia de solos para proteção de taludes: estudo de caso para aplicação nas encostas do reservatório da barragem da UHE Engo Sergio Motta, Rio Paraná, SP/MS**. Dissertação de mestrado. Instituto de pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo. São Paulo, SP.

UNITED STATES DEPARTMENT OF THE INTERIOR – BUREAU OF RECLAMATION (1973). **Design of small dams**. A water resources technical publication 2. ed. Rev. Washington.

WIEGEL, R. L. (1964). **Oceanographical Engineering**. Washington, D.C.: Prentice-Hall, 1964.

SIMULATION OF PHENOMENA GENERATED BY THE WIND IN THE ITAIPU RESERVOIR: WIND WAVES

ABSTRACT – This work presents the spatial distribution of wind induced waves in the Itaipu reservoir. The severe winds were estimated through the application of the regional frequency analysis method applied to hourly wind data series for the western Parana region, for the 1998-2005 period. The wave height field was estimated through the application of the SMB method, which uses both fetch and wind velocity as input data. The probability distribution fitting tests yield the Wakeby distribution, parameterized with regional values. The severe winds selected for this study varied between $22,8 \text{ ms}^{-1}$ ($T_r=10$ -year return period) and $47,8 \text{ ms}^{-1}$ ($T_r=100$ years). The reservoir contour line was obtained from satellite data processing. An *AutoLISP* program was developed to determine the wave field for the Itaipu reservoir. The highest waves were obtained for winds from the northern-eastern quadrant, yielding 1,92 maximum wave heights for the $T_r=10$ -years wind, 3,08 m for the $T_r=50$ -years wind, and 4,32 m for the $T_r=100$ -years wind.

KEYWORDS: Wave; *Fetch*; Itaipu.

ÍNDICE REMISSIVO

A

Aerodinâmico 8, 42
Água 102, 103, 105, 106, 109, 110, 112, 118, 120, 122, 127, 129, 139, 140, 142, 154-158
Ahmed 42, 43, 45-53, 56, 85, 96
Alloy 8, 27, 34-40
Altura de ondas 9, 136, 139, 141, 142, 154-156, 163, 164
Análise experimental 42, 55
Análise numérica 42, 48, 50, 55, 57, 68
Analista 27, 28, 30, 31, 35,
Ansys 48, 56, 86, 87, 91, 94, 96
Anvisa 12, 24
Aplicação 22, 76, 90, 103, 104, 106, 109, 111, 126-128, 130, 131, 139, 143, 144, 146, 147, 151, 155, 159, 166, 168
Aquecimento 57, 58, 64, 66
Ar 43, 45, 50, 53, 54
Arrasto aerodinâmico 42
Atrito 84-86, 90, 157
Autocad 144, 152
AutoLisp 141, 144, 151, 168
Autovalores 8, 84-90, 93
Avaliação 8, 11, 24, 85- 87, 89, 96, 106, 123, 168
Avançadas 5, 7

B

Belo monte 100, 102-106
Brasil 12, 13, 39, 40, 81, 97, 127, 137, 140, 152, 155, 156, 167

C

CAD 65, 68
Calibração 14, 19, 46, 71, 73-81, 89, 91, 96

Campo 16, 34, 36, 59, 65-67, 74, 80, 100, 103, 104-106, 108-110, 122, 123, 126, 127, 133-136, 139, 154-157, 161-163, 165, 166
Carga 42, 46, 57, 58, 60, 61, 63-69, 90, 111
Carga Não Linear 61, 64-67
Cargas não-lineares 8, 57
Carroceria 8, 42
Célula de carga 46
Cérebro 11, 15, 17-19
CFD 42, 49, 56
Cisalhamento 109, 118-120, 122
Clínica 13, 16, 24
Coeficiente de arrasto 42, 43, 55
Coeficiente de pressão 42
Comportamento térmico 8, 57, 58, 68
Comprimento de varredura 12, 17, 19-21, 23
Computacional 5, 7, 9, 33, 42, 48, 81, 100, 104, 108, 109, 113, 118, 126, 128, 136, 139, 141, 144, 162
COMSOL 57, 58, 62, 66-70
Condições de contorno 48, 59, 89
Conflito 32, 35, 37, 38
Conforto acústico 84, 85
Convecção forçada 57, 58, 61
Convecção natural 57, 58, 60, 66
Custos 27-30, 38, 123, 156

D

Decisão 30
Desvio padrão 15, 18
Diagnóstico 12, 13, 17
Dinâmica 72, 74, 79, 84-86, 88, 94, 96, 98, 118
Distribuição espacial 120, 121,

139, 140, 154
Domínio 48, 85, 108, 109, 113,
118, 134
Dose 11-25
Dosimetria 11-15, 17, 18, 21, 22

E

Elementos Finitos 84, 85, 89, 96
Emissão 11, 101
Empresa 27, 28
Energia 12, 22, 24, 57, 58, 69,
100, 102-105, 108-112, 116-118,
120, 122, 124, 127, 140, 156-158
Energia cinética 102, 108-111,
116-118, 122
Energia das ondas 100, 102-105
Equipamento 11-13, 24, 57, 58,
160, 161
Erro 27, 29, 31-33, 38, 71-74, 76,
77, 79, 80, 91, 93, 95, 96
Escala 42, 44, 46-49, 51-54, 75,
108-112, 114, 122, 146, 151, 157,
165
Escoamento 9, 42, 43, 45, 54, 68,
108-113, 116, 118, 120, 122, 123
Escoamento turbulento 9, 108-
110, 118, 122
Espaço-temporal 71, 74, 81
Espelho d'água 102, 127, 128
Estática 47, 73, 75, 86, 90
Estatístico 72, 73, 77, 81, 154
Estrutura 9, 28, 31, 34, 36, 74-78,
89, 106, 108-111, 118, 120, 122,
129, 144, 157
Experimental 8, 11, 14, 15, 18, 20,
23, 26, 42, 43, 50, 55, 56, 57, 59,
60, 61, 64, 66, 68, 69, 88, 89, 91,
95, 108, 122

F

Fatores k 16, 20, 21, 23
Fenômeno 9, 71, 84, 85, 105,

126, 139, 154, 157
Fetch 9, 100, 102, 103, 105, 106,
126-134, 136-144, 146-151, 154,
155, 157, 158, 166, 167
Força 43, 45, 50, 86, 89, 90, 100,
118, 156
Freio 8, 84, 85, 86, 88-91, 94-96,
98
Frequência 24, 85-89, 91, 93-97

G

Gerenciamento 14, 30
Grande 9, 13, 17, 23, 24, 27, 33,
77, 81, 85, 86, 93, 94, 96, 103,
108-112, 114, 122, 127, 139, 140,
142, 155, 156, 160, 166, 167
Grandes escalas 9, 108-110, 112,
114, 122

H

Hidrelétrica 9, 100, 102, 103, 156,
166
Hidrodinâmica 111, 112, 126, 127,
137, 157
Hot Spot 57-59, 67, 68, 70

I

Identificação 8, 27, 29, 35, 38, 39,
151, 152, 158, 161, 165, 166, 167
Incerteza 19, 20, 23, 29, 76, 80,
81, 89
Incompletude 32
Inconsistências 8, 27, 32, 35, 38,
39
Interferência 144
Itaipu 9, 102, 103, 106, 126-128,
137, 139-141, 146, 150-152, 154,
155, 159, 167

J

Jonswap 100, 102, 105

L

Lago 103, 126, 127, 139, 140,

141, 144-146, 150, 155, 156, 167
Linhas de corrente 53-55, 111, 122
Lisp 104, 144

M

Malha 55, 62, 63, 89, 103, 109, 112, 113, 128, 144-147, 151, 165
Margem 31, 80, 103, 127, 132-134, 136, 140-145, 152, 155, 156, 164, 166, 167
Margens 101, 103, 105, 126-128, 131, 133, 137, 139, 140, 142, 143, 151, 154, 155, 156, 167
Matriz 75, 77, 78, 86, 87, 133
Média 16, 18, 58, 60, 71, 73, 75, 77-81, 94, 95, 108-116, 118, 120, 122, 141, 158, 160
Mesoescala 8, 71, 72, 77,
Método 7-9, 11, 14, 18, 20, 23, 27, 35-39, 50, 74, 84, 85, 96, 102, 105, 108, 109, 111-113, 122, 123, 127-137, 139-145, 151, 154, 155, 157, 159, 161, 162
Método oceânico 127, 130, 131
Metodologia 11-21, 23, 24, 57, 68, 76, 84-86, 88, 90, 91, 94, 96, 142, 161
MIIRNA 27, 35-38
Minas Gerais 8, 71, 76-78, 80, 81, 83
Modelagem 30, 34, 38, 59, 73, 74, 100, 103, 105, 106, 111
Modelo 8, 13, 14, 16, 24, 30, 31, 34-38, 42-55, 58-60, 62, 65, 71-81, 84, 89, 91, 96, 100, 103-106, 109-112, 126, 128, 130, 133, 144, 146, 152, 154, 157, 159, 160
Modelo de mesoescala 71, 72, 77
Modelo matemático 89, 91, 96
Modelo numérico 60, 62, 72, 103, 152

Modelos conceituais 31
Modelos de turbulência 42, 48, 109, 111
Modelos numéricos 71, 73, 89, 90, 155
Monte Carlo 14, 82

N

Negócio 27-32, 34-38, 40
Numérico 49, 50, 58-60, 62, 66-68, 71-73, 89-91, 93, 95, 96, 103, 112, 152, 155

O

Oncológico 11, 13, 14, 16, 22-24
Onda 100-102, 104, 105, 126-128, 136, 137, 139, 140, 142, 154-159, 165
Ondacad 100, 103, 104, 106, 126, 128, 130, 138, 144, 146, 154
Ônibus 8, 42, 44-55, 90, 91

P

Pacientes 11-13, 23
Parâmetros aerodinâmicos 42
Passagem 9, 78, 108-110, 120, 122
Passagem de peixe 9, 108-110, 120, 122
Peixe 9, 101, 108-110, 112, 116, 118, 120, 122-124
Pele 11, 15, 18, 19
Período de retorno 161-165
PET/CT 8, 11-13, 16, 17, 22, 24-26
Pistas de vento 126, 137, 142, 149-151
Planilha 14, 128, 144
Pósitrons 8, 11, 13
Predição 71, 79, 80, 84-86, 88, 90, 91, 94, 96
Previsões numéricas 8, 71-73,

75-78, 80, 81

Programa 14, 19, 20, 48, 68, 96,
106, 128, 144-146, 149, 151, 159,
160, 162, 165, 167

Protocolo 11-14, 16-24

R

Radiação 12, 15, 22, 59, 60, 65,
68

Ranhura vertical 9, 108-110, 122,
124

Rayleigh 84, 85, 90, 99

Redundância 32, 35, 37, 38

Regras 8, 27-40

Regras de negócio 8, 27, 28, 29,
30, 31, 32, 34, 35, 36, 37, 38, 39,
40

Reservatório 9, 100-106, 126-
128, 132-134, 136, 137, 139-141,
143, 150-152, 154-156, 159, 164,
166-168

Reynolds 108-111, 113, 118-120,
122, 125

Ruído 8, 84, 85, 90, 94, 95

S

Seco 8, 57, 61, 68, 69

Sensores 58-61, 63-65, 160

Simulação 5, 7, 9, 11, 14, 18, 19,
23, 35, 42, 57, 59, 62-68, 72, 84,
100, 104-106, 108, 109, 113, 116,
120, 122, 126, 139, 154

Simulação Computacional 5, 7, 9,
42, 100

Simulador 11, 14-16, 18-21

Sistemas de informação 27-30,
32, 38, 39

Sobreposição 32, 38

Software 11, 14, 18-21, 26, 28, 29,
39, 42, 46, 48, 55-58, 61, 62, 70

Squeal 8, 84-86, 88, 90, 91, 94-99

T

Tambor 84-86, 88-91, 93, 96

Tanque 59, 61, 64, 108-111, 113,
116-120, 122, 124

Técnica de modelagem 100, 103,
105

Temperatura 57-68, 73, 81

Tensões cisalhantes 120

Térmico 8, 57, 58, 60, 68, 69

Termoluminescente 11, 12, 14, 15

Tireoide 11, 15, 17, 19

TLD 11, 12, 14, 15, 17, 18, 21,
23, 26

Tomografia 8, 11, 12

Topografia 72

Transformador 8, 57-65, 67-69

Túnel de vento 42, 43, 48, 56

Turbulento 42, 108-110, 118, 122,
123

U

UHE 106, 127, 140, 155, 156, 168

Usina 9, 100, 102, 103, 156, 166

V

Variáveis meteorológicas 71, 74,
81

Vazão 108-111, 113

Velocidade 8, 42-48, 50, 51, 55,
71, 74, 76-81, 85, 100, 102, 104,
108-118, 120, 122, 129, 140, 142,
154, 157, 160, 162

Velocidade do vento 8, 71, 74, 76,
77-80, 100, 102, 104, 129, 140,
154, 157, 160

Velocidade média 108, 110, 111,
113-116, 118, 120, 122

Vento 8, 9, 42, 43, 48, 56, 71, 72,
74, 76-80, 87, 100-106, 126-137,
139-143, 145, 149-152, 154-167

Vórtices 53, 108-111, 120-123

SOBRE O(S) ORGANIZADOR(ES)

Alejandro Victor Hidalgo Valdivia

Professor da Escola Profissional de Engenharia Civil da Universidade Católica de Santa María desde 1999. Doutor em Ciências Ambientais, Mestre em Administração de Empresas de Construção e Imobiliária pela Universidade Católica de Santa María, Especialista em obras hidráulicas pela Universidade Internacional da Andalucia UNIA, Espanha. Bacharelado e Licenciatura em Engenharia Civil pela Universidade Nacional de San Agustín, Peru. Pesquisador vinculado à Vice-Reitoria de Pesquisa da Universidade Católica de Santa Maria e membro ativo do Grupo BIOGALE de Pesquisa, Inovação e Empreendedorismo. Área de Engenharia Civil, Engenharia Ambiental e Tecnologia.

Marcelo Marques

Professor da Universidade Estadual de Maringá (UEM) desde 2005, doutor em Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental pela Universidade Federal do Paraná (2013) e mestre em Engenharia de Recursos Hídricos e Tecnologias Ambientais pela UNESP (2005) realizando o estágio de docência e parte das atividades de mestrado na COPPE-UFRJ (2004). Especialista em obras hidráulicas pela Universidad Internacional de Andalucia (UNIA), Espanha (2004) e especialista em Geoprocessamento pela UEM (2006). Graduado em Engenharia Civil pela UEM (1999). Coordena o Núcleo de Pesquisa em Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental (NUPEHIDRO). Atua nas grandes áreas de Engenharia, Ciências Exatas e da Terra e Multidisciplinar.



Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

www.bookerfield.com



contato@bookerfield.com



[@bookerfield](https://www.instagram.com/bookerfield)



Bookerfield Editora



Aplicações Avançadas de Simulação Computacional

www.bookerfield.com



contato@bookerfield.com



[@bookerfield](https://www.instagram.com/bookerfield)



Bookerfield Editora



ISBN: 978-65-89929-08-6

CD



9 786589 929086