



UTILIZAÇÃO DE SISTEMA DE COLUNAS D'ÁGUA OSCILANTES NO CONTROLE DE PITCH DE UM CASCO FPSO

Daniel de Oliveira Costa

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientador(es): Antonio Carlos Fernandes

Rio de Janeiro

Agosto de 2019

UTILIZAÇÃO DE SISTEMA DE COLUNAS D'ÁGUA OSCILANTES NO CONTROLE
DE PITCH DE UM CASCO FPSO

Daniel de Oliveira Costa

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Antonio Carlos Fernandes, Ph.D.

Prof. Joel Sena Sales Jr. D.Sc.

Prof. Carlos Antonio Levi da Conceição, Ph.D.

Dr. Allan Carré de Oliveira, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

AGOSTO DE 2019

Costa, Daniel de Oliveira

Utilização de Sistema Colunas d'Água Oscilantes no Controle de pitch de um Casco FPSO / Daniel de Oliveira Costa. – Rio de Janeiro: UFRJ / COPPE, 2019.

XVII, 159 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Antonio Carlos Fernandes

Dissertação (Mestrado) – UFRJ/COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 101-104

1. Comportamento em Ondas. 2. Resposta em Ondas de Casco com *Moonpools*. 3. Colunas de Água Oscilantes. I. Fernandes, Antonio Carlos. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram em meu desenvolvimento e minha trajetória até a conclusão desta etapa. À minha família, por todo incentivo e suporte em toda minha vida, especialmente ao longo de minha formação acadêmica e profissional.

À Larissa, pelo apoio em todas minhas escolhas, pelo companheirismo em todos os meus passos, pela compreensão nos momentos de ausência, pelo incentivo nos momentos de dúvida ou cansaço, pela enorme paciência e pelo carinho nos momentos de lazer e descanso.

À toda equipe do Laboratório de Ondas e Correntes da UFRJ pelo auxílio em todas as ocasiões necessárias e pelas risadas compartilhadas nos momentos de descontração. Ao Douglas, Lucas, Ana, Rafaela e Neide e Luiz por todo aprendizado, pela paciência, apoio e pelos momentos de descontração e lazer.

Ao Professor Joel S. S. Junior pelos muitos ensinamentos e conversas, e ao Professor Antonio Carlos Fernandes pela orientação e estímulo na execução deste trabalho, bem como por todo conhecimento transmitido e pelas muitas oportunidades dadas.

A todos, meu reconhecimento e gratidão!

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc).

UTILIZAÇÃO DE SISTEMA DE COLUNAS D'ÁGUA OSCILANTES NO CONTROLE DE PITCH DE UM CASCO FPSO

Daniel de Oliveira Costa

Agosto/2019

Orientador: Antonio Carlos Fernandes

Programa: Engenharia Oceânica

O presente estudo apresenta continuidade às pesquisas de redução do movimento de pitch de FPSO's conduzidas no Laboratório de Ondas e Correntes (LOC/COPPE) utilizando um sistema de colunas d'água oscilantes aliado ao conceito de absorvedores dinâmicos de vibrações.

Apresenta-se modelo matemático para descrição do escoamento no interior de moonpools a partir do conceito de Colunas de Águas Oscilantes, incorporando-o em procedimentos numéricos para obtenção de estimativa das respostas da embarcação, considerando os efeitos potenciais da instalação dos moonpools sobre o casco bem como os termos viscosos associados ao escoamento no interior dos mesmos.

Um extenso estudo teórico, numérico e experimental foi conduzido para aprimorar o sistema proposto, tendo como objetivo final alcançar uma configuração ideal que minimize o movimento de pitch da embarcação. Os ensaios experimentais foram conduzidos no Laboratório de Ondas e Correntes (LOC) da Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ) e as análises numéricas por meio de um software baseado em Teoria Potencial.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M. Sc.).

USE OF OSCILLATING WATER COLUMN SYSTEM TO CONTROL THE PITCH
RESPONSE OF FPSO VESSEL

Daniel de Oliveira Costa

August/2019

Advisor: Antonio Carlos Fernandes

Department: Ocean Engineering

This work presents a continuation of the study about reduction of pitch response of FPSO platforms carried out at the Laboratory of Waves and Current (LOC/COPPE), using a system of oscillating water columns combined to the concept of dynamic vibration absorbers.

A mathematical model is proposed to describe the behavior of the flow within the moonpools from the concept of Oscillating Water Columns, incorporating it into numerical procedures to evaluate the response of the vessels with moonpools, considering their influence over the potential coefficients as well as the viscous effects of the flow inside of them.

An extensive theoretical, numerical and experimental study was carried out for the purpose of improving the proposed system, with the achievement of an ideal configuration to minimize the pitch response of FPSO platforms as final objective. The experiments were performed at the Laboratory of Waves and Current (LOC/COPPE) at the Federal University of Rio de Janeiro (UFRJ) and the numerical analysis through a Potential Theory based software.

ÍNDICE

1.	INTRODUÇÃO.....	1
2.	CONCEITO PROPOSTO.....	5
3.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	8
3.1.	Colunas d'Água Oscilantes – OWC.....	8
3.2.	Efeitos de <i>moonpools</i> em unidades flutuantes	11
3.3.	Absorvedores Dinâmicos de Vibrações	14
4.	DESCRIÇÃO DO ESCOAMENTO NO INTERIOR DE MOONPOOLS.....	19
4.1.	Modelo Matemático proposto	19
4.2.	Análise Experimental – Decaimento.....	25
4.3.	Análise Experimental – Ensaio em Ondas	36
5.	REPRESENTAÇÃO DOS EFEITOS DE MOONPOOLS SOBRE CASCOS.....	39
5.1.	Abordagem geral.....	39
5.2.	Métodos para solução das Equações de Movimento.....	45
5.3.	Casos de Exemplo	48
5.3.1.	Cilindro com <i>Moonpool</i>	48
5.3.2.	Balsa retangular com <i>Moonpool</i> circular.....	52
5.3.3.	Balsa retangular com 2 <i>Moonpools</i> circulares simétricos	56
5.3.4.	Balsa retangular com 2 <i>Moonpools</i> circulares assimétricos	61
6.	APLICAÇÃO DO CONCEITO PROPOSTO.....	64
6.1.	Modelo estudado	64
6.2.	Estudo do casco original	67
6.2.1.	Análise numérica	67
6.2.2.	Análise experimental	68
6.3.	Estudo de um casco com <i>moonpools</i>	71
6.3.1.	Modelo com <i>moonpools</i>	71
6.3.2.	Análise numérica	72
6.3.3.	Análise experimental	79
6.4.	Varredura 1: coeficientes de amortecimento em <i>moonpools</i> definidos	81
6.5.	Varredura 2: dimensionamento e posicionamento dos <i>moonpools</i>	88
7.	CONCLUSÕES	99
8.	REFERÊNCIAS	101

APÊNDICE A. DISCUSSÃO DOS DIFERENTES MÉTODOS DE SIMULAÇÃO EM TEORIA POTENCIAL.....	105
APÊNDICE B. EFEITO DE PAREDE EM SIMULAÇÕES NUMÉRICAS EM TEORIA POTENCIAL.....	116
APÊNDICE C. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL PARA ENSAIO DE COMPORTAMENTO EM ONDAS	131
APÊNDICE D. PLANEJAMENTO FATORIAL DE ENSAIOS	138
APÊNDICE E. CURVAS DE RESPOSTA EM <i>HEAVE</i> E <i>PITCH</i> DOS MODELOS COM <i>MOONPOOLS</i>	143

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Unidades FPSO em operação ao redor do mundo [1].....	1
Figura 1.2 – Respostas verticais (<i>heave</i>) usuais das diferentes unidades flutuantes usadas para extração/produção de petróleo sob ação de ondas de proa	2
Figura 1.3 – Respostas em <i>pitch</i> usuais das diferentes unidades flutuantes usadas para extração/produção de petróleo sob ação de ondas de proa	3
Figura 2.1 - Sistema proposto.....	5
Figura 3.1 – Imagens extraídas de Knott e Mackley [13] ilustrando os vórtices liberados em ensaio de decaimento de coluna d’água oscilante em estrutura cilíndrica.....	10
Figura 3.2 - Resultados obtidos em [19] para resposta em <i>heave</i> , <i>pitch</i> e movimento relativo entre casco e superfície livre dos <i>moonpools</i>	13
Figura 3.3 – Sistema massa-mola-amortecedor com absorvedor dinâmico instalado.....	14
Figura 3.4 – Curvas de resposta de um sistema não amortecido ($\zeta_1 = 0$) para vários valores de amortecimento do absorvedor (ζ_{ABS}).....	16
Figura 3.5 – Curvas de resposta de um sistema amortecido ($\zeta_1 \neq 0$) para vários valores de amortecimento do absorvedor (ζ_{ABS}).....	17
Figura 4.1 – Desenho esquemático da coluna d’água oscilante	19
Figura 4.2 – Diferentes perfis de velocidades para escoamento oscilatório interno, extraída de Schlichting [24].....	21
Figura 4.3 - Ilustração da convergência da função memória fluida em relação ao tempo de regresso	24
Figura 4.4 – Desenho esquemático do procedimento experimental.....	25
Figura 4.5 – Série temporal típica da coluna d’água em decaimento.....	26
Figura 4.6 – Comparação entre série temporal aqusitada e ajuste a cada meio ciclo.....	27
Figura 4.7 – Período de oscilação a cada meio ciclo.....	27
Figura 4.8 – Comprimento adicional obtido experimentalmente, comparando com estimativas por Fukuda [12] e <i>WAMIT</i> [6]	28
Figura 4.9 – Amplitude de oscilação ao longo do decaimento.....	29
Figura 4.10 – Fator de amortecimento (ζ) em função da amplitude de oscilação da coluna d’água.....	30
Figura 4.11 - Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 17.5 cm.....	31
Figura 4.12 - Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 15 cm.....	32
Figura 4.13 – Diversas medições do Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 15 cm	33
Figura 4.14 – Superfície ajustada para o Coeficiente de amortecimento quadrático – parcela Inferior	34
Figura 4.15 – Superfície ajustada para o Coeficiente de amortecimento quadrático – parcela Superior.....	34

Figura 4.16 – Série temporal obtida pelos modelos matemáticos com e sem aplicação do conceito de Memória Fluida comparadas ao sinal experimental	35
Figura 4.17 – Montagem adotada para os ensaios de comportamento em ondas da <i>OWC</i> . 36	
Figura 4.18 - Série temporal típica obtida no ensaio de comportamento em ondas de um <i>OWC</i>	37
Figura 4.19 – RAO da Coluna d’Água Oscilante para diferentes calados	38
Figura 5.1 – Efeitos de um <i>moonpool</i> em um cilindro	40
Figura 5.2 - Efeitos do uso da técnica da 'Lid' sobre os coeficientes hidrodinâmicos e resposta de um cilindro	41
Figura 5.3 – Resposta em <i>heave</i> : <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para cilindro sem <i>moonpool</i>	48
Figura 5.4 – Ilustração do cilindro com e sem <i>moonpool</i>	49
Figura 5.5 – Coeficientes de radiação e difração em <i>heave</i> para cilindro circular com e sem <i>moonpool</i> , com destaque para as singularidades no período natural da coluna d’água.....	50
Figura 5.6 – Resposta em <i>heave</i> e da coluna d’água: <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para cilindro com <i>moonpool</i>	52
Figura 5.7 – Balsa retangular com e sem <i>moonpool</i> circular em seu centro	53
Figura 5.8 – Coeficientes de radiação em <i>surge</i> , <i>heave</i> e <i>pitch</i> para balsa retangular com e sem <i>moonpool</i> , com destaque para a singularidade em <i>pitch</i>	54
Figura 5.9 – Resposta em <i>heave</i> , <i>pitch</i> e da coluna d’água: <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para balsa com <i>moonpool</i>	56
Figura 5.10 – Balsa retangular sem e com 2 <i>moonpools</i> circulares simétricos.....	57
Figura 5.11 – Coeficientes de radiação em <i>surge</i> , <i>heave</i> e <i>pitch</i> para balsa retangular sem e com 2 <i>moonpools</i> simétricos, com destaque para as singularidades no período natural dos <i>moonpools</i>	58
Figura 5.12 – Resposta em <i>heave</i> e <i>pitch</i> : <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para balsa com 2 <i>moonpools</i> simétricos	60
Figura 5.13 – Resposta nos <i>moonpools</i> de popa e proa: <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para balsa com 2 <i>moonpools</i> simétricos.....	60
Figura 5.14 – Balsa retangular sem e com 2 <i>moonpools</i> circulares assimétricos.....	61
Figura 5.15 – Coeficientes de radiação em <i>surge</i> , <i>heave</i> e <i>pitch</i> para balsa retangular sem e com 2 <i>moonpools</i> assimétricos, com destaque para as singularidades em ambos os períodos naturais dos <i>moonpools</i>	62
Figura 5.16 – Resposta em <i>heave</i> e <i>pitch</i> : <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para balsa com 2 <i>moonpools</i> assimétricos	63
Figura 5.17 – Resposta nos <i>moonpools</i> de popa e proa: <i>WAMIT</i> x <i>solver</i> no domínio da frequência x <i>solver</i> no domínio do tempo para balsa com 2 <i>moonpools</i> assimétricos	63
Figura 6.1 – LOC1: Modelo físico posicionado para ensaios	64
Figura 6.2 – Modelo computacional representado por painéis planos (esquerda) e por <i>b-splines</i> (direita).....	66

Figura 6.3 - RAO's em <i>heave</i> e <i>pitch</i> para modelo LOC1 obtidos pelos métodos <i>High order</i> e <i>Low order</i> do <i>WAMIT</i> [6] e pelo <i>Hydrostar</i> [30] em águas abertas.....	67
Figura 6.4 – RAO's em <i>heave</i> e <i>pitch</i> para modelo LOC1 sem e com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software <i>Hydrostar</i> [30].....	68
Figura 6.5 – RAO em <i>heave</i> do modelo LOC1, comparação entre dados experimentais e numéricos, com destaque para os efeitos de parede	69
Figura 6.6 – RAO em <i>pitch</i> do modelo LOC1, comparação entre dados experimentais e numéricos, com destaque para os efeitos de parede	70
Figura 6.7 – LOC1_2MP: Modelo físico posicionado para ensaios	71
Figura 6.8 – Desenho computacional dos modelos LOC1 e LOC1_2MP	72
Figura 6.9 – Coeficientes de radiação e difração em <i>heave</i> e <i>pitch</i> para modelo LOC1 sem e com 2 <i>moonpools</i> , com destaque sobre as singularidades presentes no período natural dos <i>moonpools</i>	73
Figura 6.10 – Resposta em <i>heave</i> prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em <i>heave</i> do modelo LOC1_2MP, com 2 <i>moonpools</i>	74
Figura 6.11 – Resposta em <i>pitch</i> (adimensional) prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em <i>heave</i> do modelo LOC1_2MP, com 2 <i>moonpools</i>	74
Figura 6.12 – Resposta em <i>pitch</i> prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em <i>heave</i> do modelo LOC1_2MP, com 2 <i>moonpools</i>	75
Figura 6.13 – Resposta prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência para os <i>moonpools</i> de popa (superior) e proa (superior) do modelo LOC1_2MP com 2 <i>moonpools</i>	76
Figura 6.14 – Coeficientes de radiação e difração em <i>heave</i> e <i>pitch</i> para modelo LOC1_2MP com 2 <i>moonpools</i> e efeitos de parede	77
Figura 6.15 – RAO em <i>heave</i> do modelo LOC1_2MP com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software <i>Hydrostar</i> [30]	78
Figura 6.16 – RAO em <i>pitch</i> do modelo LOC1_2MP com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software <i>Hydrostar</i> [30]	78
Figura 6.17 – RAO experimental em <i>heave</i> do modelo LOC1_2MP com 2 <i>moonpools</i>	79
Figura 6.18 – RAO experimental em <i>pitch</i> do modelo LOC1_2MP com 2 <i>moonpools</i>	80
Figura 6.19 – Conjunto de respostas em <i>pitch</i> para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o modelo LOC1_2MP, com 2 <i>moonpools</i>	82
Figura 6.20 – Resposta em <i>pitch</i> para menor pico de resposta em <i>pitch</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 30 cv0</i> e <i>cv, VA = 22, 14 cv0</i>	83
Figura 6.21 – Resposta em <i>heave</i> para menor pico de resposta em <i>pitch</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 30 cv0</i> e <i>cv, VA = 22, 14 cv0</i>	84
Figura 6.22 – Resposta prevista pelo modelo matemático dos <i>moonpools</i> de popa (superior) e proa (superior) do modelo LOC1_2MP para menor pico de resposta em <i>pitch</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 16, 52 cv0</i> e <i>cv, VA = 30 cv0</i>	85

Figura 6.23 – Resposta em <i>pitch</i> para menor área do RAO em <i>pitch</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 30cv0</i> e <i>cv, VA = 28,03 cv0</i>	86
Figura 6.24 – Resposta em <i>heave</i> para menor área do RAO em <i>pitch</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 30cv0</i> e <i>cv, VA = 28,03 cv0</i>	87
Figura 6.25 – Resposta em <i>pitch</i> para menor área do RAO em <i>pitch</i> e <i>heave</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 19,20cv0</i> e <i>cv, VA = 2,97 cv0</i>	87
Figura 6.26 – Resposta em <i>heave</i> para menor área do RAO em <i>pitch</i> e <i>heave</i> estimados pela Varredura 1: <i>cv, RE = 19,20cv0</i> e <i>cv, VA = 2,97 cv0</i>	88
Figura 6.27 – Modelo LOC1: ilustração da região de fundo plano do casco (em vermelho), limitando a área de instalação dos <i>moonpools</i>	89
Figura 6.28 – Modelos investigados na varredura.....	92
Figura 6.29 – Comparação entre resultados correspondentes aos limites do domínio e ponto central.....	95
Figura 6.30 – Conjunto de respostas em <i>pitch</i> para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o caso modificado – caso 4	97
Figura 6.31 – Conjunto de respostas em <i>pitch</i> para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o caso modificado – caso 7	98
Figura A.1 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método High order do WAMIT	107
Figura A.2 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método Low order do WAMIT	108
Figura A.3 – Fundo do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e O-grid.....	109
Figura A.4 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método Low order do WAMIT com técnica O-grid.....	109
Figura A.5 – Fundo do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e Cosine Spacing	110
Figura A.6 - Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método Low order do WAMIT com técnica Cosine Spacing aplicada no fundo do modelo.....	111
Figura A.7 – Lateral do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e Cosine Spacing	112
Figura A.8 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método Low order do WAMIT com técnica Cosine Spacing aplicada no modelo inteiro.....	112
Figura A.9 – Comparação entre convergência dos resultados obtidos pelo método Low order do WAMIT e pelo Hydrostar para distribuição uniforme e por Cosine Spacing	113
Figura A.10 – Coeficiente de massa adicional: High order x Low order x Hydrostar x Yeung e Sphaier [32].....	114

Figura A.11 – Coeficientes adimensionais de massa adicionada, amortecimento e força de excitação e curva de resposta obtidos pelos diferentes métodos	115
Figura B.1 – Vista perspectiva do modelo (centro) com suas imagens (cinza) representando a técnica do conjunto finito de imagens e as paredes de comprimento finito extraída de [42] ..	117
Figura B.2 – Resultados apresentados por Newman [42] para massa adicionada de acordo com a técnica da parede finita (esquerda) e do conjunto finito de imagens (direita), comparando-os com a ‘solução exata’ (IGF = Image Green Function).....	118
Figura B.3 – Desenho esquemático da técnica das imagens	119
Figura B.4 – Resultados para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de <i>heave</i> de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2, comparando com Yeung e Sphaier [32]	120
Figura B.5 – Adaptação do método das imagens por meio de simulações de 2 corpos	121
Figura B.6 – Comparação entre os resultados de massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para simulações com N corpos ou J simulações com 2 corpos.....	123
Figura B.7 – Resultados para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de <i>heave</i> de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2, para J=20 -> N=41	124
Figura B.8 – Valores médios para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de <i>heave</i> de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2 em função do número de corpos até J=20 , comparando com Yeung e Sphaier [32].....	124
Figura B.9 – Valores médios para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de <i>heave</i> de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 7 em função do número de corpos até J=20 , comparando com Yeung e Sphaier [32].....	125
Figura B.10 - Diferentes modelos simulados (ciano) com suas imagens (em cinza) para três razões comprimento/boca	126
Figura B.11 – Efeitos de parede sobre coeficientes de radiação para $L/B = 3$	127
Figura B.12 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B = 3$	127
Figura B.13 – Efeitos de parede sobre resposta para $L/B = 3$	128
Figura B.14 – Efeitos de parede sobre coeficientes de radiação para $L/B \sim 7, 35$	128
Figura B.15 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B \sim 7, 35$	129
Figura B.16 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B \sim 7, 35$	130
Figura C.1 – Desenho computacional do Canal de Ondas do LOC	131
Figura C.2 – Desenho computacional do sistema de geração de ondas	132
Figura C.3 – Comparação dos ensaios para calibração da onda (acima) e para leitura da resposta do modelo (abaixo)	133
Figura C.4 – Séries temporais obtidas pelo sensor de referência para a onda livre (azul) e com o modelo (vermelho), antes (acima) e depois (abaixo) da sincronização	134
Figura C.5 – Séries temporais típicas para elevação de onda, resposta em <i>heave</i> e <i>pitch</i> do modelo.....	135

Figura C.6 – Séries temporais com comportamentos de batimento para movimento em <i>heave</i> do modelo.....	136
Figura C.7 – Série temporal típica do fenômeno de batimento, extraída de Rao [7]	136
Figura D.1 – Ilustração de domínio em 2^2 Projeto Fatorial.....	139
Figura D.2 – Ilustração de domínio em 2^2 Projeto Fatorial com ponto central.....	140
Figura E.1 – RA03 e RA05 – Caso 1	143
Figura E.2 – RA07 e RA08 – Caso 1	143
Figura E.3 – RA03 e RA05 – Caso 2.....	144
Figura E.4 – RA07 e RA08 – Caso 2.....	144
Figura E.5 – RA03 e RA05 – Caso 3.....	145
Figura E.6 – RA07 e RA08 – Caso 3.....	145
Figura E.7 – RA03 e RA05 – Caso 4.....	146
Figura E.8 – RA07 e RA08 – Caso 4.....	146
Figura E.9 – RA03 e RA05 – Caso 5.....	147
Figura E.10 – RA07 e RA08 – Caso 5.....	147
Figura E.11 – RA03 e RA05 – Caso 6.....	148
Figura E.12 – RA07 e RA08 – Caso 6.....	148
Figura E.13 – RA03 e RA05 – Caso 7.....	149
Figura E.14 – RA07 e RA08 – Caso 7.....	149
Figura E.15 – RA03 e RA05 – Caso 8.....	150
Figura E.16 – RA07 e RA08 – Caso 8.....	150
Figura E.17 – RA03 e RA05 – Caso 9.....	151
Figura E.18 – RA07 e RA08 – Caso 9.....	151
Figura E.19 – RA03 e RA05 – Caso 10.....	152
Figura E.20 – RA07 e RA08 – Caso 10.....	152
Figura E.21 – RA03 e RA05 – Caso 11.....	153
Figura E.22 – RA07 e RA08 – Caso 11.....	153
Figura E.23 – RA03 e RA05 – Caso 12.....	154
Figura E.24 – RA07 e RA08 – Caso 12.....	154
Figura E.25 – RA03 e RA05 – Caso 13.....	155
Figura E.26 – RA07 e RA08 – Caso 13.....	155
Figura E.27 – RA03 e RA05 – Caso 14.....	156
Figura E.28 – RA07 e RA08 – Caso 14.....	156
Figura E.29 – RA03 e RA05 – Caso 15.....	157
Figura E.30 – RA07 e RA08 – Caso 15.....	157
Figura E.31 – RA03 e RA05 – Caso 16.....	158
Figura E.32 – RA07 e RA08 – Caso 16.....	158
Figura E.33 – RA03 e RA05 – Caso 17.....	159
Figura E.34 – RA07 e RA08 – Caso 17.....	159

LISTA DE TABELAS

Tabela 6.1 – Dimensões principais do modelo em escala real e reduzida	64
Tabela 6.2 – Dimensões principais e propriedades do modelo lastreado.....	66
Tabela 6.3 – Posições (em relação à meia nau) e diâmetros mínimos e máximos adotados para varredura	90
Tabela 6.4 – Combinações de diâmetros e posições dos <i>moonpools</i> testados na varredura em escala reduzida (cm)	91
Tabela 6.5 – Resumo dos respostas obtidas para os cascos modificados.....	93
Tabela 6.6 – Erros nas estimativas dos parâmetros para o ponto central a partir de regressão linear	94
Tabela 6.7 – Resumo dos respostas obtidas para os cascos modificados, com destaque aos casos selecionados para segunda fase da varredura.....	96
Tabela B.1 – Tempo de simulação para diferentes números de corpos	121
Tabela B.2 – Comparação entre os tempos de simulação para 1 simulação com N corpos ou J simulações com 2 corpos.....	124
Tabela C.1 – Modos naturais transversais do canal de ondas, com seus respectivos comprimentos e períodos	137
Tabela D.1 – Matriz completa de testes para 2^4 Projeto Fatorial com pontos central e axiais	141

LISTA DE SÍMBOLOS

- OWC** – Coluna d'Água Oscilante (do inglês, *Oscillating Water Column*) ;
- FPSO** – *Floating Production Storage and Offloading vessel* ;
- LOC** – Laboratório de Ondas e Correntes;
- DDE** – Dispositivo Dissipador de Energia;
- RAO** – *Response Amplitude Operator*;
- g** – aceleração da gravidade;
- T** – comprimento submerso da *OWC* e calado do modelo;
- L_a** – comprimento adicional da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- S_0** – área seccional da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- ω_n** – frequência natural angular;
- τ** – período de onda;
- ω** – frequência de onda;
- η_0** – elevação da onda;
- η_{0A}** – amplitude da onda;
- z** – elevação da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- z_A** – amplitude de movimento da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- c_f** – coeficiente de amortecimento friccional da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- c_v** – coeficiente de amortecimento viscoso por liberação de vórtices da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- \dot{z}** – velocidade da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- \ddot{z}** – aceleração da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);
- b_{eq}** – coeficiente de amortecimento linear equivalente da coluna d'água no interior do *moonpool* (OWC);

$\mathbf{b}_2 - \mathbf{b}_{VISC}$ – parcela quadrática e viscosa do coeficiente de amortecimento linear equivalente da coluna d’água no interior do *moonpool* (OWC);

\mathbf{x}_G – posição longitudinal do centro de gravidade do modelo a partir do seu extremo à ré;

\mathbf{z}_G – posição vertical do centro de gravidade do modelo a partir da linha de base;

\mathbf{m} – massa do modelo;

I_5 – momento de inércia em relação ao eixo transversal do modelo;

$[\mathbf{A}]$ – matriz de massa adicional;

$[\mathbf{a}]$ – matriz adimensional de massa adicional;

$[\mathbf{B}]$ – matriz de amortecimento potencial;

$[\mathbf{b}]$ – matriz adimensional de amortecimento potencial;

$[\mathbf{C}]$ – matriz de restauração hidrostática;

$\vec{\mathbf{F}}_{DIFF}$ – vetor de força de difração;

$\vec{\mathbf{f}}_{DIFF}$ – vetor adimensional de força de difração;

η_3 – movimento de *heave* do modelo;

η_5 – movimento de *pitch* do modelo;

η_{3A} – amplitude do movimento de *heave* do modelo;

η_{5A} – amplitude do movimento de *pitch* do modelo;

$X_{MP,RE}$ – posição do *moonpool* instalado no corpo de ré do modelo;

$X_{MP,VA}$ – posição do *moonpool* instalado no corpo de vante do modelo;

$D_{MP,RE}$ – diâmetro do *moonpool* instalado no corpo de ré do modelo;

$D_{MP,VA}$ – diâmetro do *moonpool* instalado no corpo de vante do modelo;

$\zeta_{MP,RE}$ – fator de amortecimento do *moonpool* instalado no corpo de ré do modelo;

$\zeta_{MP,VA}$ – fator de amortecimento do *moonpool* instalado no corpo de vante do modelo;

Como consequência da larga utilização, algumas das plataformas FPSO atuais são projetadas como unidades flutuantes estacionárias o que altera a geometria de seu casco, otimizando seu comportamento em ondas e reduzindo a preocupação com a sua resistência ao avanço. Ainda que os projetos recentes correspondam a unidades estacionárias ('*New Built*'), as plataformas convertidas ainda representam 70% da frota dos FPSO ao redor do mundo [1], tendência que deve mudar no futuro com o fim da vida útil das unidades convertidas e o aumento de novas encomendas.

O diferencial deste tipo de plataforma de petróleo é que ela é capaz, ao contrário das outras unidades, de armazenar óleo produzido em tanques internos, o que facilita a logística de escoamento além de possibilitar sua operação em poços mais distantes da costa. Para isto, há uma necessidade maior de volumes internos para possibilitar o armazenamento, o que acarreta em dimensões maiores para este tipo de plataforma.

A consequência dinâmica destas características geométricas é uma resposta natural deste tipo de unidade flutuante que se concentra na faixa mais energética habitualmente encontrada em mares. Ou seja, a faixa de períodos de excitação em que as plataformas tendem a ter respostas mais acentuadas se concentra na mesma faixa de períodos de maior amplitude de ondas encontradas no mar. A Figura 1.2 apresenta um esquema comparando as respostas verticais usuais dos diferentes tipos de unidades flutuantes submetidos a ondas de proa e com espectros generalizados de estado de mar (centenário e anual), enquanto a Figura 1.3 apresenta uma comparação semelhante com os movimentos angulares de *pitch* das plataformas, também sob ação de ondas frontais.

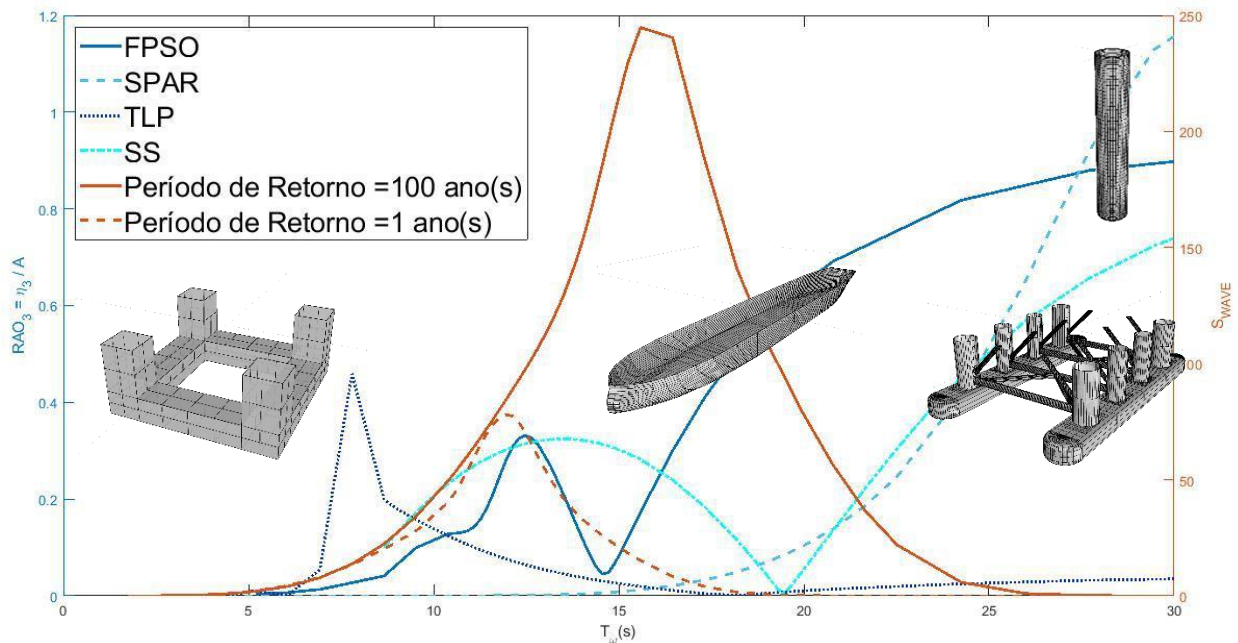


Figura 1.2 – Respostas verticais (*heave*) usuais das diferentes unidades flutuantes usadas para extração/produção de petróleo sob ação de ondas de proa

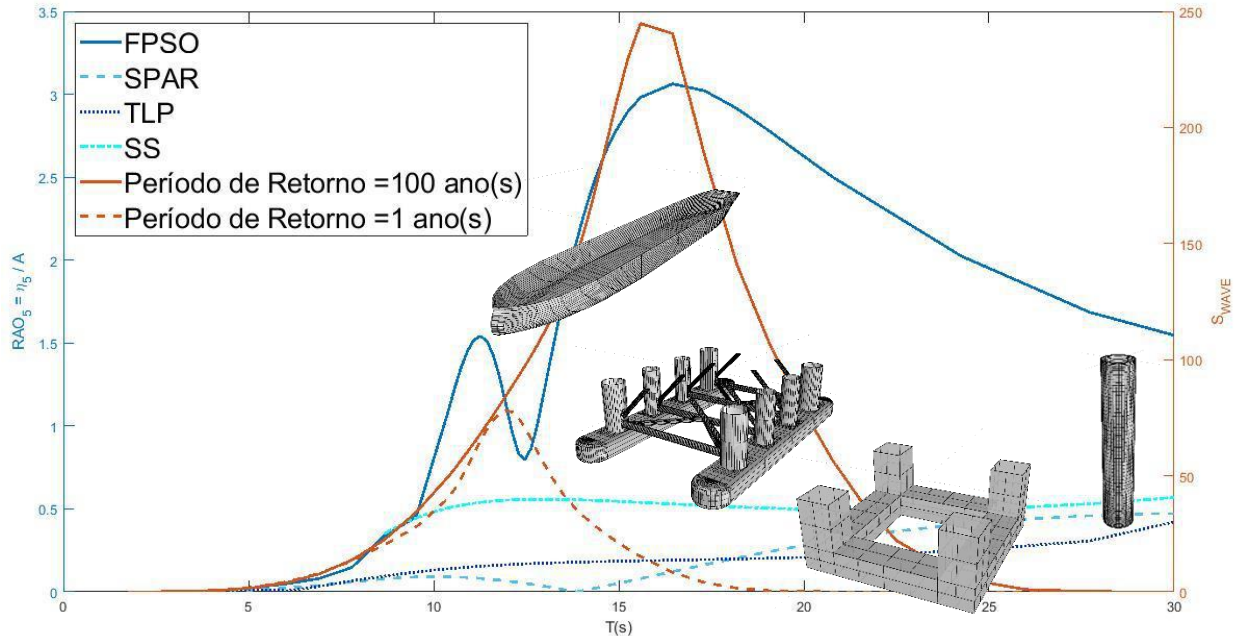


Figura 1.3 – Respostas em *pitch* usuais das diferentes unidades flutuantes usadas para extração/produção de petróleo sob ação de ondas de proa

Os movimentos de *heave* e *pitch*, que individualmente já são intensos, podem resultar em movimentos verticais de alta amplitude quando combinados, especialmente para pontos próximos aos extremos de ré e de vante da embarcação. Tais movimentos intensos geralmente são acompanhados por maiores velocidades e acelerações, que podem acarretar em dificuldades operacionais ou estruturais, como aumento da carga extrema sobre os *risers* ou redução de sua vida útil em fadiga.

Portanto, há um interesse geral em minimizar as amplitudes da resposta em *pitch* de plataformas do tipo FPSO. Silva [2], Guimarães [3] e Medeiros [4] estudaram a tentativa do controle da resposta em *pitch* por meio do uso de Sistema de Colunas d'Água Oscilantes (*OWC*), sendo o primeiro uma análise inicial e os dois últimos uma tentativa de conciliar os conceitos de *OWC* e absorvedores dinâmicos. Estes trabalhos foram seguidos por Costa [5], onde foi investigado o uso de Dispositivos Dissipadores de Energia como forma de aumentar o momento restaurador da plataforma para reduzir suas amplitudes de movimento em *pitch*.

O presente trabalho pretende prosseguir na investigação do uso de *moonpools* como colunas d'água oscilantes (*OWC*) atuando como absorvedores dinâmicos de vibrações, com análise mais detalhada sobre o escoamento no interior de *OWCs* e modelos mais avançados sobre absorvedores dinâmicos e uso de Dispositivos Dissipadores de Energia (DDE). Propõe-se ainda um método para seleção da melhor composição das propriedades dos *moonpools* de modo a minimizar a resposta em *pitch* da embarcação para ilustrar a eficiência do conceito proposto. Os estudos foram realizados através de análise experimental, com testes realizados no Laboratório de

Ondas e Correntes (LOC) da UFRJ, análise numérica feita por meio do código *WAMIT* [6], que faz uso da Teoria Potencial para realizar as simulações.

2. CONCEITO PROPOSTO

Assim como proposto por Silva [2], Guimarães [3], Medeiros [4] e Costa [5], o sistema consiste no posicionamento de dois *moonpools*, um a vante e outro a ré da embarcação, representando duas Colunas d'Água Oscilantes. Em Costa [5] adiciona-se um Dispositivo de Dissipação de Energia em cada um dos *moonpools* como tentativa de aumentar o momento restaurador do sistema. O presente estudo dá continuidade à análise do sistema proposto por Costa [5], com possibilidade de uso de Dispositivos Dissipadores de Energia para controlar o amortecimento do escoamento no interior dos *moonpools* a fim de tunar o sistema dinâmico de absorção.

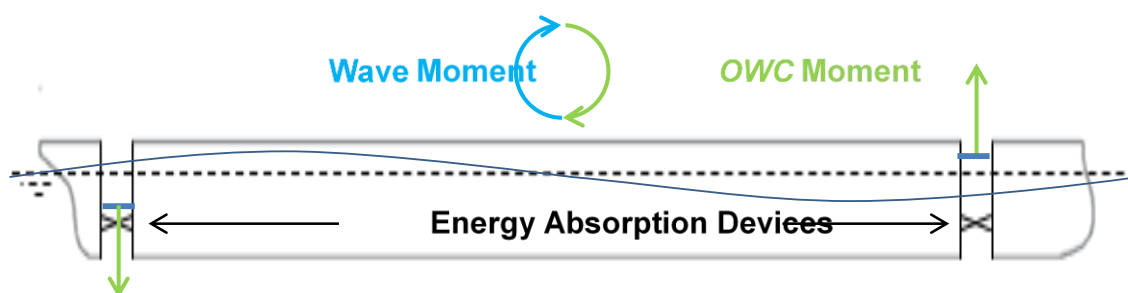


Figura 2.1 - Sistema proposto

O sistema permite a movimentação da superfície livre interna aos *moonpools* devido à passagem de ondas, gerando fluxos tanto de água (base dos *moonpools*) quanto de ar (abertura superior). A expectativa é que com o dimensionamento e posicionamento correto dos *moonpools* e eventualmente dos Dispositivos Dissipadores de Energia, a resposta do casco original seja significativamente alterada, permitindo seu controle.

A instalação dos *moonpools* provoca alterações na interação entre o casco e o fluido ao seu redor, o que se reflete nos coeficientes de radiação (massa adicionada e amortecimento potencial) bem como em sua restauração hidrostática, além de modificar a força hidrodinâmica de excitação das ondas. A relação entre o dimensionamento e posicionamento dos *moonpools* sobre os coeficientes hidrodinâmicos do casco, dada sua natureza, pode ser realizada numericamente por meio da Teoria Potencial, focando nos coeficientes mencionados. A dependência desses coeficientes com a geometria do casco original, ou seja, sem *moonpools*, faz com que seja necessário realizá-la para cada embarcação analisada e com que tais relações variem caso a caso. Devido à tradição e à precisão da abordagem numérica da Teoria Potencial, a análise de uma unidade flutuante estacionária em mar aberto pode ser realizada por meio de softwares comerciais, como o *WAMIT* [6].

Também se faz necessário compreender de maneira detalhada o comportamento do escoamento no interior dos *moonpools*. Esta etapa, que corresponde ao estudo de colunas d'água oscilantes (*OWC*), tem como objetivo estimar as propriedades (inerciais e de amortecimento) dos

moonpools enquanto absorvedores dinâmicos. Em geral, almeja-se um modelo matemático que relacione o movimento da *OWC* com a geometria do *moonpool* de maneira que permita a estimativa de seus parâmetros (em especial o amortecimento). Neste trabalho conduz-se um estudo mais detalhado das *OWC*'s, investigado seu movimento com análise experimental e propondo um modelo matemático que o descreva de maneira apropriada.

Portanto, há uma interação dinâmica entre os movimentos das colunas d'água no interior dos *moonpools* com o casco, o que neste trabalho propões que seja interpretado como adição de graus de liberdade equação de movimento do corpo rígido.

Os dois graus de liberdade a mais possuem suas propriedades inerciais ligadas à massa das colunas d'água postas em movimento, portanto ligadas ao volume dos *moonpools*, e sua restauração relacionada à quantidade de água movimentada, logo relacionada com a área seccional dos *moonpools*. Os novos graus de liberdade também possuem amortecimento próprio, com parcelas potencial e viscosa. A inserção dos Dispositivos Dissipadores de Energia tem por objetivo alterar os amortecimentos das oscilações das colunas d'água no interior de cada *moonpool* e, com isso, a dinâmica da embarcação como um todo.

Este conceito de graus de liberdade adicionais afetando a dinâmica de um sistema é conhecido em Teoria das Vibrações como Absorvedor Dinâmico de Vibrações, como apresentado por Rao [7] seguindo Hartog [8]. Medeiros [4], em seu trabalho, implementa este conceito assumindo um sistema inicialmente com apenas um grau de liberdade (apenas o movimento de *pitch*) e os dois *moonpools*, juntos, contribuindo como um segundo grau de liberdade, utilizando as consagradas expressões desenvolvidas por Hartog [8] para ajustar as propriedades dos absorvedores (*moonpools*). O conceito atual assume a embarcação como um sistema de 6 graus de liberdade, com cada *moonpool* em modo pistão (apenas movimentos verticais) visto como um absorvedor, resultando em um sistema final com 8 graus de liberdade.

De posse destas informações e lançando mão dos conceitos de absorção dinâmica, é possível dimensionar os *moonpools* focando na redução dos movimentos de *pitch* da embarcação. Para tal, é possível implementar técnicas de otimização de funções multivariáveis e não lineares para minimizar a resposta em *pitch* do casco. A investigação dos efeitos dos *moonpools* sobre os coeficientes hidrodinâmicos do casco e o estudo sobre *OWC* geram modelos matemáticos a serem usados na equação de movimento do casco alterado. A dificuldade desta etapa se encontra na definição da função objetivo a ser otimizada, que pode corresponder apenas à minimização do valor máximo do *RAO* em *pitch* (caso seja o foco da otimização) ou à área sob o *RAO* em determinada faixa de frequências, por exemplo. Diversas outras funções objetivo podem ser utilizadas. Para o caso específico de redução de vida útil em fadiga de *risers*, por exemplo, a aceleração em pontos específicos de conexão entre o duto e a embarcação podem ser interessantes para tal avaliação. Outras relações indiretas podem ser obtidas e adotadas como parâmetro de análise, se houver interesse. É possível ainda considerar a otimização multi-objetivo do problema,

o que aumentaria sua complexidade e o esforço computacional envolvido, mas permitiria englobar diversos aspectos de projeto simultâneos.

Neste trabalho pouca atenção é dada à parte de otimização do problema uma vez que o foco está dirigido à análise do conceito proposto em si. Para tal, apresenta-se um estudo comparativo de uma vasta nuvem de pontos (*screening*) correspondentes a diversos cascos modificados e a embarcação original, sem *moonpools*, a fins de verificação de efetividade do conceito proposto bem como do método implementado.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Colunas d'Água Oscilantes – OWC

Como Falcão [9] apresenta, Coluna d'Água Oscilante é (OWC) é uma estrutura parcialmente submersa com uma abertura a conectando a um campo de pressões/ondas externo. Ao incidir sobre a estrutura, a onda excita o fluido em seu interior provocando movimento da superfície livre interna. Tradicionalmente, o deslocamento da superfície livre movimenta o ar sobre si, que escoo através de turbinas instaladas na câmara interna acionando geradores elétricos. As turbinas Wells se destacam para estas aplicações por girarem na mesma direção, independente do sentido do escoamento do ar, e não demandarem válvulas retificadoras. Algumas estruturas fixas já foram instaladas ao longo das últimas décadas, comprovado a eficiência deste tipo de dispositivo. Este conceito também pode ser aplicado na descrição do movimento da superfície livre no interior de *moonpools*.

Yoshio Masuda pode ser considerado o criador deste conceito, por desenvolvê-lo para aplicar em boias de navegação alimentadas por energia das ondas na década de 1940. No campo teórico, Evans [10] estudou o conceito com uma abordagem inicial bidimensional, expandindo a seguir para o caso tridimensional e mostrando que sua frequência natural está relacionada com a aceleração da gravidade e seu calado ou comprimento submerso (T), conforme apresentado na Equação (3.1). Esta relação é encontrada na maioria, se não todos os estudos sobre colunas d'água oscilantes, e permite uma rápida e precisa estimativa sobre seu comportamento dinâmico.

$$\omega_n = \sqrt{\frac{g}{T}} \quad (3.1)$$

Lighthill [11] apresenta a hipótese de que há um campo de pressões adicional que eleva a pressão do fluido interno ao *moonpool*, definindo ainda que este aumento é proporcional à largura do *moonpool*. Em seu estudo, Lighthill propõe o conceito de comprimento adicional da OWC (L_a), reduzindo sua frequência natural apresentada na expressão (3.1). Pode-se tratar um paralelo com a abordagem tradicional em Teoria Potencial e relacionar o comprimento adicional a uma “massa adicional” da coluna fluida.

$$\omega_n = \sqrt{\frac{g}{T + L_a}} \quad (3.2)$$

Em trabalho experimental, Fukuda [12] observa o aumento do período natural de oscilação da coluna fluida e também o relaciona a um comprimento adicional, embora sem o embasamento teórico. A partir de uma extensa bateria de ensaios, Fukuda propõe a seguinte formulação empírica apresentada na Equação (3.3) para estimativa do comprimento adicional de *moonpools* para uma

geometria qualquer de seção transversal (S_0). Fukuda apresenta a conclusão que o casco ao seu redor não altera o período natural da coluna d'água, e nota liberação de vórtices nas quinas dos *moonpools*.

$$L_a = 0.410\sqrt{S_0} \quad (3.3)$$

Silva [2] sugere um simples modelo matemático que, a partir de uma expressão analítica representando a massa adicional de um disco sem restrições laterais oscilando verticalmente, chega-se à Equação (3.4) para estimativa do comprimento adicional de uma coluna circular. Nota-se grande semelhança com a expressão apresentada por Fukuda [11].

$$L_a \cong 0.849R = 0.479\sqrt{S_0} \quad (3.4)$$

Oliveira [13] realizou experimentos a fim de obter o comprimento adicional da *OWC*, bem como a parcela viscosa do amortecimento, estimado entre 4% e 6% do amortecimento crítico. Oliveira [13] observou que a contribuição friccional na parcela viscosa pode não ser a mais relevante, visto que aumento do comprimento submerso da estrutura, que provoca aumento da área molhada e, portanto, da fricção ao longo da coluna resultou em redução do amortecimento do sistema. Percebeu também não haver correspondência total entre os valores de comprimento adicional obtidos experimentalmente e por meio de teoria potencial, indicando haver uma parcela não potencial neste valor, com redução da razão L_a/T (comprimento adicional por calado) com o aumento do calado, indicando uma dependência de um em relação ao outro.

Em seu estudo, Knott e Mackley [14] apresentam uma série de resultados experimentais sobre colunas d'águas oscilantes em estruturas cilíndricas fixas, mostrando diversas imagens bastante esclarecedoras sobre a liberação de vórtices em suas bocas ao provocar oscilação da coluna d'água. A Figura 3.1, extraída desta publicação [14], ilustra os padrões dos vórtices formados dentro e fora da estrutura cilíndrica.

Os autores ainda observam uma pequena diferença no padrão de liberação de vórtices conforme a coluna se move para cima ou para baixo e, baseados nos resultados de seus ensaios, sugerem um modelo matemático desenvolvido a partir da equação de Bernoulli para descrever o movimento da coluna d'água, propondo um termo amortecimento linear, relacionado às parcelas friccional e potencial, e um termo quadrático, relacionado à energia cinética dos vórtices liberados. Este último, devido à assimetria observada, é proporcional a um coeficiente cujo valor depende do sentido da velocidade da coluna. Os autores ainda concluem que a parcela friccional é quase desprezível se comparada à associada com a energia dos vórtices, e que a potencial, embora não desprezível, também é consideravelmente inferior ao termo quadrático. Estas conclusões são semelhantes às apresentadas por Oliveira [13] em seu estudo.

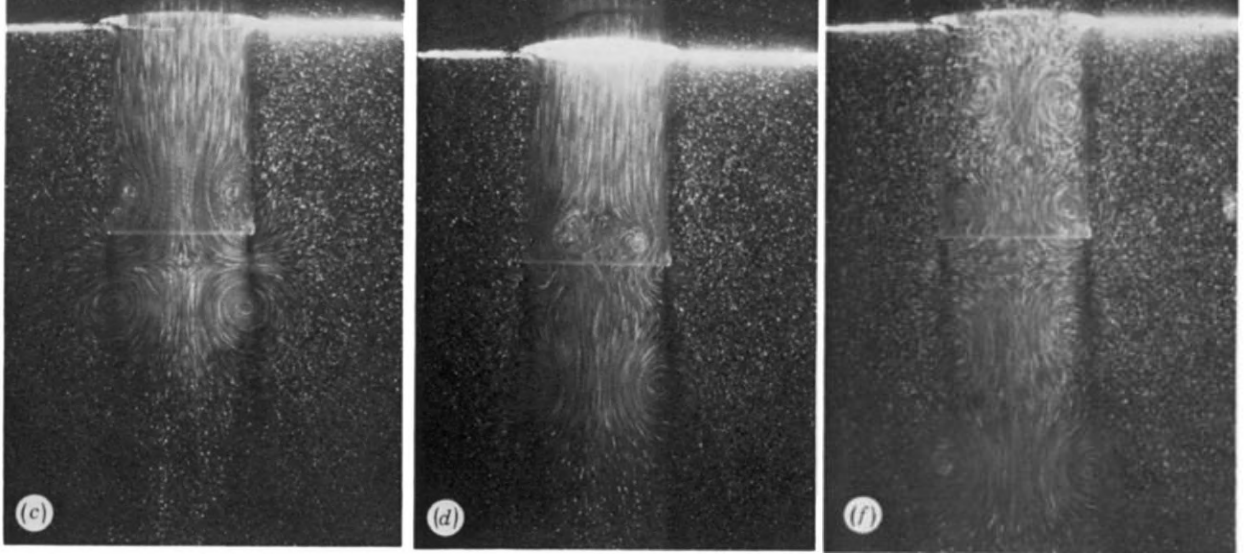


Figura 3.1 – Imagens extraídas de Knott e Mackley [13] ilustrando os vórtices liberados em ensaio de decaimento de coluna d’água oscilante em estrutura cilíndrica

O modelo matemático proposto por Knott e Mackley [14] é apresentado na Equação (3.5), lembrando que o coeficiente K' possui um valor para velocidades positivas e outro para velocidades negativas. Nele, considera-se ainda o comprimento adicional (L_a) e um termo não linear de deslocamento multiplicado por aceleração.

$$\{T(1 + L_a) + z\} \ddot{z} + \left(\frac{B_{77} + c_f}{\rho}\right) \dot{z} + \frac{1}{2} \dot{z}^2 + \frac{1}{2} K' \dot{z} |\dot{z}| + gz = -\frac{p_t}{\rho} \quad (3.5)$$

Aalbers [15] conduz um estudo sobre o comportamento dinâmico do escoamento no interior de *moonpools* de modelos flutuantes. Por conta do movimento relativo entre o casco e a coluna d’água, Aalbers propõe coeficientes de interação de amortecimento e massa adicional entre o movimento vertical do casco (*heave*) e da *OWC*, ambos de natureza potencial, de maneira análoga aos termos cruzados usualmente encontrados nas matrizes dos coeficientes de radiação para corpos rígidos. Ele se baseia nos resultados apresentados por Knott e Mackley para a parcela viscosa, mas em seu modelo propõe uma modificação no termo de amortecimento, relacionando a parcela friccional ao amortecimento quadrático, incorporando ambos a um mesmo coeficiente e mantendo apenas os termos potenciais como amortecimento linear. A Equação (3.6) apresenta o modelo proposto por Aalbers [15] seguindo a notação deste trabalho, com os termos em índice 7 indicando o grau de liberdade da coluna d’água.

$$\rho S_0(T + z + L_a) \ddot{z} + B_{77} \dot{z} + b_2 \dot{z} |\dot{z}| + \rho S_0 gz + [\rho S_0(T + z + L_a)] \ddot{\eta}_3 + B_{77} \dot{\eta}_3 + \rho S_0 g \eta_3 + \sum_{j=1}^6 (A_{j7} \ddot{\eta}_j + B_{j7} \dot{\eta}_j) = F_{DIFF} \quad (3.6)$$

3.2.Efeitos de *moonpools* em unidades flutuantes

As referências citadas no item anterior correspondem à descrição do movimento de colunas d'água oscilantes e sua interação com o fluido externo à estrutura, considerando efeitos viscosos e não viscosos. Uma série de outros estudos foi feita focando não no escoamento em si, mas nos efeitos que a presença de *moonpools* sobre as características hidrodinâmicas de unidades flutuantes e, por consequência, de seu comportamento dinâmico sob ação de ondas.

Silva [2] explora os conceitos iniciais do que veio a ser o sistema proposto neste trabalho, investigando formas de redução da resposta de *OWC* através da alteração de sua geometria, propondo um formato em “L” para tal. Em seu estudo, Silva demonstra boa adequação dos resultados experimentais aos numéricos através do uso de uma superfície virtual (*Lid*) posicionada na superfície livre, permitindo a adição de coeficiente de amortecimento extra, além do previsto pela teoria potencial.

Guimarães [3], seguindo a ideia de Silva [2], propõe a aplicação de 2 *moonpools* em formato em “L”, interpretados como colunas d'água oscilantes, para mitigação da resposta em *pitch* de cascos de FPSO's, Em seu trabalho, Guimarães defende a utilização do método *High-order* do software comercial *WAMIT* [6] para representação adequada do comportamento dinâmico da coluna d'água no interior dos *moonpools*. Seus resultados experimentais apresentaram boa adequação aos numéricos propostos, em grande parte pela abordagem numérica não ter previsto efeitos viscosos intensos no interior das colunas em “L”. Ainda assim, a comparação da resposta do casco sem e com os *moonpools* indicou que, se dimensionados apropriadamente, é possível reduzir a resposta em *pitch* dentro de uma faixa de frequências.

Medeiros [4] avançou na investigação da implementação de *moonpools* em “L” para redução da resposta em *pitch*, utilizando uma abordagem de absorvedores dinâmicos de vibrações como forma de amplificar os efeitos das colunas d'águas, vistas juntas como um grau de liberdade adicional, levando à diminuição dos movimentos de *pitch*, visto como grau de liberdade inicial único. Em outras palavras, Medeiros [4] considerou o movimento de *pitch* desacoplado e, alterando o comprimento submerso dos *moonpools*, buscou aproximar o período natural destes ao da resposta em *pitch*. A técnica não gerou êxito, por novamente desprezar os efeitos viscosos, ainda mais intensos nesta nova geometria proposta, além de desconsiderar os efeitos de acoplamento dos diferentes graus de liberdade da embarcação. Muito embora os resultados não tenham sido muito positivos, a técnica utilizada demonstrou uma boa base teórica, que é fundamental na abordagem proposta no presente trabalho.

Costa [5], seguindo os estudos sobre mitigação da resposta em *pitch* de geometrias típicas de FPSO, apresentou estudo do uso de *moonpools* verticais e área seccional constantes para atingir o mesmo objetivo, investigando os efeitos da variação do amortecimento das colunas d'água sobre a resposta da embarcação por meio dos Dispositivos Dissipadores de Energia. Diferentes dimensões de *moonpools* com diferentes coeficientes de amortecimento foram testados

experimentalmente a fim de mapear os efeitos de ambos os parâmetros sobre a resposta do casco, porém com resultados negativos, resultando em aumento da resposta se comparadas ao casco original, sem *moonpools*. Em sua análise, Costa analisa valores nulos ou bastante altos de amortecimento, acreditando que quanto maior a dissipação maior seria a redução do movimento, sem levar em conta as interações dinâmicas entre embarcação e as colunas d'água como feito por Medeiros [4] ao utilizar o conceito de absorvedores dinâmicos de vibrações. Além disto, Costa apresenta resultados experimentais atípicos, apontados pelo próprio autor, como possível causa dos resultados negativos.

Malta et al. [16] investigam diferentes formas de representação de *moonpools* em uma plataforma monocoluna em códigos baseados em teoria potencial, especificamente no software *WAMIT* [6]. Os autores apresentam comparação entre resultados experimentais e diferentes abordagens para alterar os resultados numéricos, considerando efeitos viscosos, de modo a reproduzir os valores experimentais adequadamente. Os autores mostram que, em um modelo simples, é necessário induzir um aumento virtual do coeficiente de amortecimento em *heave* da plataforma (B_{33}), caso contrário os resultados numéricos seriam muito superiores aos experimentais. A segunda forma apontada pelos autores é a do uso de uma superfície virtual (*Lid*) na superfície livre no interior do *moonpool*, como feito por Silva [2], inserindo um valor extra de amortecimento relacionado ao seu movimento vertical. Finalmente, o terceiro modo proposto consiste na modelagem da coluna d'água como um segundo corpo, levando a simulações multicorpos. Em comparação, os autores optam pela terceira opção por o considerarem fisicamente mais coerente, apresentando boa correlação com resultados experimentais.

Torres [17] apresenta uma extensa revisão bibliográfica acerca do assunto, mencionando diversos autores com contribuições a respeito do modo pistão em colunas d'água oscilantes em sua dissertação sobre resposta de plataformas monocolunas. Também apresenta uma abordagem por meio do método de Lagrange aplicadas em sistemas de massa variável para chegar às equações de movimento, chegando em expressões semelhantes às de Aalbers [15].

Para aplicação no código *WAMIT* [6], Lee, Newman e Nielsen [18], baseados nas hipóteses de Evans [10], desenvolveram o modo pistão (*piston mode*), que consiste em adicionar uma superfície no interior do *moonpool* simulando sua superfície livre, como uma tampa (*Lid*). Nos trabalhos de Silva [2], Guimarães [3], Medeiros [4], Costa [5], Malta [16] e Torres [17] esta técnica é implementada, como mencionado acima. Este modelo permite a adição de valores externos de inércia, amortecimento e restauração, possibilitando a inserção dos valores de amortecimento “extra”, relacionados à viscosidade do escoamento, não previsto nos códigos de Teoria Potencial e influentes na região interna de *moonpools*. Neste modo pistão, o *WAMIT* considera apenas movimentos verticais da superfície livre interna aos *moonpools*, ajudando a prever sua elevação e, por isso, pode ser uma ferramenta para realizar simulação de *OWC*'s, já testada por Guimarães [3] e Medeiros [4].

Helder, Schmittner e Buchner [19] realizam um estudo puramente numérico sobre o conceito de *OWC* por meio de *moonpools* posicionados no casco da unidade *Inverse Concept* [20] para absorção de energia das ondas. Diferentes geometrias e dimensões foram analisadas para os *moonpools*, alterando suas dimensões e a distribuição de massa do modelo. A Figura 3.2 ilustra alguns dos resultados obtidos pelos autores [19] em seu estudo.

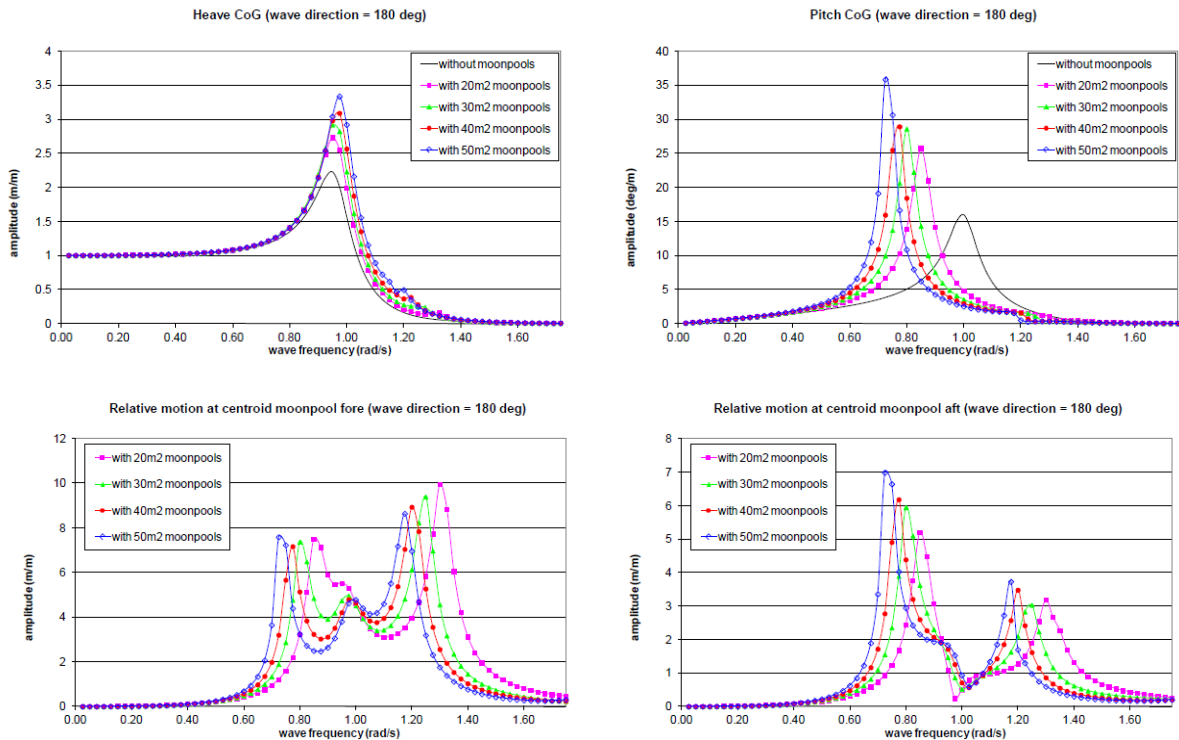


Figura 3.2 - Resultados obtidos em [19] para resposta em heave, pitch e movimento relativo entre casco e superfície livre dos *moonpools*

Diversas conclusões podem ser tiradas a partir dos resultados expostos na Figura 3.2, principalmente sobre como a instalação de *moonpools* no casco alteram sua dinâmica. Primeiramente, observa-se que o uso de *moonpools* como *OWC* no casco provocam o aumento das amplitudes de resposta tanto em *heave* quanto em *pitch* da unidade.

Para a resposta em *heave*, a única influência aparente é na amplitude da resposta, mas a frequência natural parece permanecer igual, ou ao menos muito próximo do valor observado para o casco original. Para a resposta em *pitch*, além do aumento na amplitude do movimento percebe-se também uma alteração no valor da frequência natural, tendendo a diminuir com o aumento do diâmetro do *moonpool*.

Finalmente, os dois gráficos inferiores mostram o movimento relativo entre casco e fluido para o *moonpool* posicionado à vante (esquerda) e à ré (direita), com amplitudes consideravelmente grandes e numa banda de frequência bastante extensa. Observa-se a existência de três picos de amplitude nas respostas de movimento relativo, apontados pelos autores como

consequência das frequências naturais encontradas para o casco em *heave* e *pitch*, e também da frequência natural encontrada para o movimento absoluto da superfície livre (omitida neste resumo, mas apresentada em [19]).

Assim como observado na resposta em *pitch*, os picos de maior e menor frequência deslocam-se para a esquerda conforme a área do *moonpool* aumenta, o que não é observado apenas para o pico central, onde todas as curvas se aproximam. Os autores apontam que o motivo para isso é o fato de o pico central estar relacionado com a frequência natural em *heave* dos modelos, onde o mesmo fenômeno foi visualizado, ou seja, não houve alteração de sua frequência natural.

O aumento nas respostas do casco pode ser justificado pela abordagem adotada pelos autores, com o uso de simulações em teoria potencial para realizar as análises. Como discutido anteriormente, principalmente por conta dos resultados apresentados por Knott e Mackley [14], os efeitos viscosos, principalmente o termo não linear, possuem papel fundamental na dinâmica da *OWC*. A consideração dos termos viscoso e a abordagem de suas não linearidades, por si, podem alterar significativamente as respostas do modelo em relação àquelas apresentadas na Figura 3.2.

3.3. Absorvedores Dinâmicos de Vibrações

O controle de vibrações pode ser feito de algumas maneiras diferentes, como argumenta Rao [7], algumas delas sendo: controle das frequências naturais de um sistema, evitando condições de ressonância, aumento de seu amortecimento com Dispositivos Dissipadores de Energia, redução da função transferência através de isolantes de vibrações ou o uso de absorvedores dinâmicos.

O último caso consiste na inserção de outro conjunto massa-mola-amortecedor no sistema, alterando sua resposta. Há, portanto, uma necessidade de dimensionamento apropriado das propriedades do absorvedor dinâmico a ser inserido para que a resposta do sistema seja alterada da maneira desejada. A Figura 3.3 ilustra um caso geral de um sistema massa-mola-amortecedor com um absorvedor dinâmico instalado.

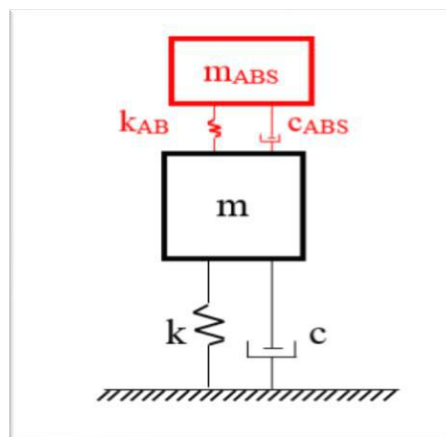


Figura 3.3 – Sistema massa-mola-amortecedor com absorvedor dinâmico instalado

O conjunto de equações de movimento para o sistema pode ser escrito conforme apresentado abaixo:

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m_{ABS} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{z}_1 \\ \ddot{z}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 + c_{ABS} & -c_{ABS} \\ -c_{ABS} & c_{ABS} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{z}_1 \\ \dot{z}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 + k_{ABS} & -k_{ABS} \\ -k_{ABS} & k_{ABS} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F \\ 0 \end{Bmatrix} \cos(\omega t) \quad (3.7)$$

A resposta do sistema correspondente à equação de movimento 3.7 é apresentada abaixo, e muito se assemelha à proposta por Hartog [8], com f representando a razão entre as frequências naturais do absorvedor e do sistema ($f = \omega_{n_{ABS}}/\omega_{n_1}$), g a razão entre a frequência de excitação e a natural do sistema ($g = \omega/\omega_{n_1}$), μ a razão entre as massas do absorvedor e do sistema ($\mu = m_{ABS}/m_1$), ζ_1 e ζ_{ABS} os fatores de amortecimento do sistema e do absorvedor, respectivamente.

$$\frac{X_1}{\left(\frac{F}{k_1}\right)} = \sqrt{\frac{(f^2 - g^2)^2 + (2\zeta_{ABS}fg)^2}{[(1 - g^2)(f^2 - g^2) - \mu f^2 g^2 - 4\zeta_1 \zeta_{ABS} f g^2]^2 + (2g)^2 [\zeta_{ABS} f (1 - g^2 - \mu g^2) + \zeta_1 (f^2 - g^2)]^2}} \quad (3.8)$$

Hartog [8] apresenta um estudo sobre absorvedores dinâmicos e propõe um método para dimensioná-lo apropriadamente, usando um sistema inicial semelhante ao apresentado na Figura 3.3, com a única diferença que o sistema não possui um amortecimento original ($c_1 = 0 = \zeta_1$).

Hartog [8] define valores adimensionais que relacionam o absorvedor dinâmico instalado às propriedades iniciais do sistema, tais como razão mássica ($\mu = \frac{m_{ABS}}{m_1}$), razão de frequências naturais ($f = \frac{\omega_{n_{ABS}}}{\omega_{n_1}}$) além do fator de amortecimento do absorvedor (ζ_{ABS}), e observa que, independente do fator de amortecimento do absorvedor, para dados valores das razões de massa e de frequência, a curva de resposta do sistema **sempre** se intercepta no mesmo ponto. A Figura 3.4 ilustra este fato para vários valores de amortecimento do absorvedor.

Baseando-se neste fato, Hartog [8] propõe 2 critérios para o dimensionamento do absorvedor ótimo, isto é, que reduza ao mínimo a resposta do sistema. Sabendo que os pontos de interseção possuem sempre a mesma resposta, define-se que eles sejam iguais e pontos de máximo. A primeira dessas premissas leva à seguinte relação entre razão mássica e de frequências naturais:

$$f = \frac{1}{1 + \mu} \quad (3.9)$$

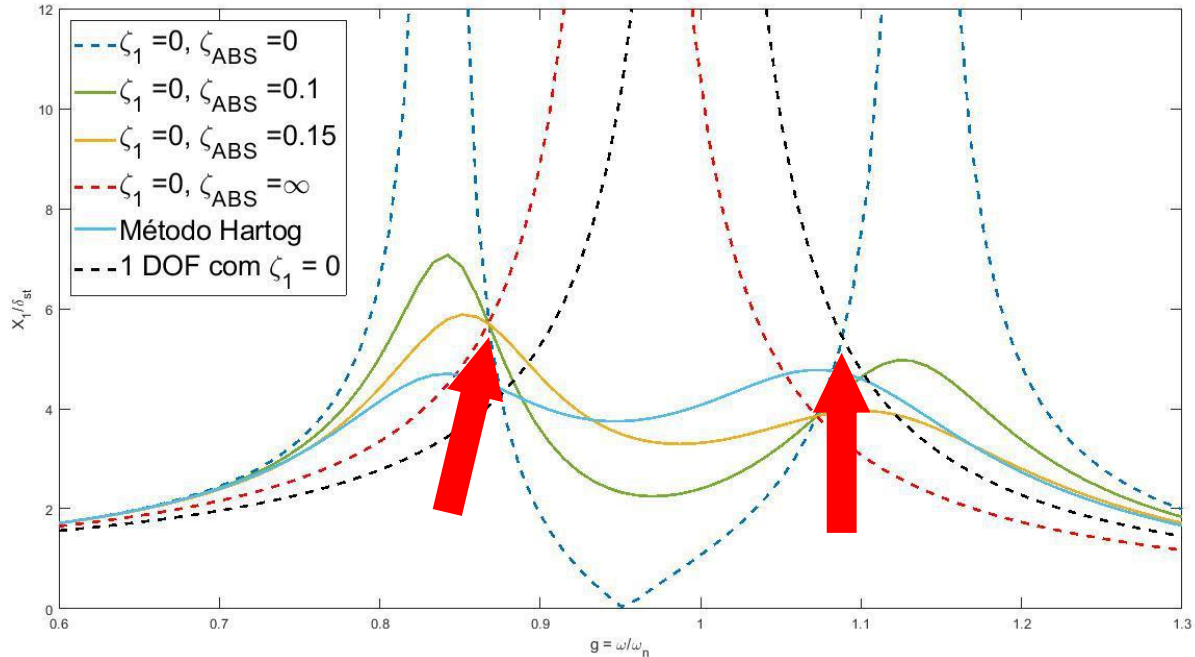


Figura 3.4 – Curvas de resposta de um sistema não amortecido ($\zeta_1 = 0$) para vários valores de amortecimento do absorvedor (ζ_{ABS})

Ao considerar que os pontos de interseção são também pontos de máximo, Hartog [8] chega à seguinte relação para o amortecimento do absorvedor:

$$\zeta_{ABS} = \sqrt{\frac{3\mu}{8(1 + \mu)^3}} \quad (3.10)$$

Desta forma, usando as relações expressas nas Equações (3.9) e (3.10) o absorvedor pode ser dimensionado adequadamente para um valor definido de razão mássica.

Para sistemas que já possuem um coeficiente de amortecimento não nulo ($\zeta_1 \neq 0$) as relações são alteradas. A Figura 3.5 mostra que os pontos de interseção fixos já não existem mais e que as amplitudes de movimento são reduzidas drasticamente em relação aos resultados apresentados na Figura 3.4.

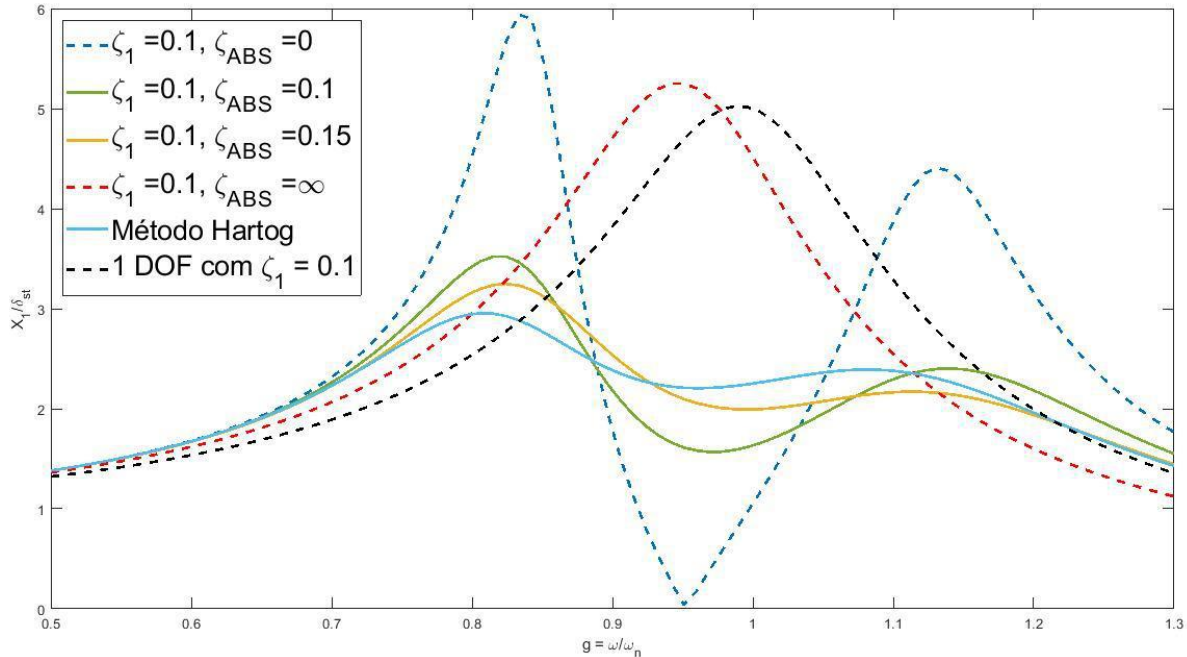


Figura 3.5 – Curvas de resposta de um sistema amortecido ($\zeta_1 \neq 0$) para vários valores de amortecimento do absorvedor (ζ_{ABS})

Ghosh e Basu [21] também observaram a diferença e propuseram um modelo de dimensionamento do absorvedor ótimo de maneira análoga à proposta por Hartog [8], usando as curvas limite de absorvedor sem amortecimento ($\zeta_{ABS} = 0$) e com amortecimento tendendo a infinito ($\zeta_{ABS} \rightarrow \infty$), chegando à relação da Equação (4.11).

$$f = \sqrt{\frac{1 - 4\zeta_1^2 - \mu(2\zeta_1^2 - 1)}{(1 + \mu)^3}} \quad (3.11)$$

Liu e Coppola [22], seguindo o estudo de Ghosh e Basu [21], compararam a solução do dimensionamento do absorvedor por meio de otimização da função resposta com a expressão analítica em (3.11), obtendo boa concordância desde que os valores de razão de massa ou amortecimento inicial do sistema sejam pequenos, sugerindo haver um limite para as aproximações aplicadas por Ghosh e Basu [21].

Os resultados acima mostram a forte sensibilidade da resposta do sistema ao seu amortecimento inicial (ζ_1) e à razão mássica (μ). Como esperado, se a massa do absorvedor for próxima à do sistema, a resposta final se comportará como a de um sistema de 2 graus de liberdade, fugindo do conceito de absorção dinâmica.

Traçando um paralelo com a aplicação deste trabalho, a massa da coluna d'água no interior do *moonpool* dificilmente atingirá valor próximo ao deslocamento da embarcação, o que vai de encontro com a premissa do conceito apresentado acima.

Por outro lado, uma unidade flutuante dificilmente será representada como um sistema de apenas 1 grau de liberdade, o sistema de absorção dinâmica a ser instalado é composto por 2 corpos e a instalação de *moonpools* no casco provoca alteração em todos os termos da equação de movimento, desde os coeficientes de restauração hidrostática até os termos inerciais e coeficientes de radiação e difração. Isto significa que não é possível aplicar as formulações apresentadas acima, mas por meio delas e dos resultados ilustrados fica claro como que alterações, mesmo que pequenas em alguns casos, podem modificar de maneira significativa a resposta do casco, sugerindo que um ajuste apropriado pode ser utilizado para o controle da resposta da embarcação.

4. DESCRIÇÃO DO ESCOAMENTO NO INTERIOR DE MOONPOOLS

Esta análise consiste no estudo do escoamento no interior de estruturas de maneira análoga às desenvolvidas em estudos sobre colunas d'água oscilantes, como em Knott e Mackley [14], Aalbers [15] ou Torres [17]. A princípio, qualquer um dos modelos citados pode ser utilizado para descrever os efeitos não potenciais sobre os movimentos da coluna d'água no interior de *moonpools*. Neste trabalho, optou-se por desenvolver um novo estudo analítico-experimental, resultando em um novo modelo matemático, conforme descrito a seguir.

4.1. Modelo Matemático proposto

A compreensão dos efeitos de uma geometria com *moonpool* em sua resposta dependem do entendimento das forças hidrodinâmicas atuantes no *moonpool*, que podem ser explicadas pelo estudo do escoamento interno a um cilindro. A Figura 4.1 ilustra um esquema geral de um *OWC* de calado T , área seccional constante S_0 (diâmetro D) e elevação da superfície livre z , que será usado no desenvolvimento da análise a seguir.

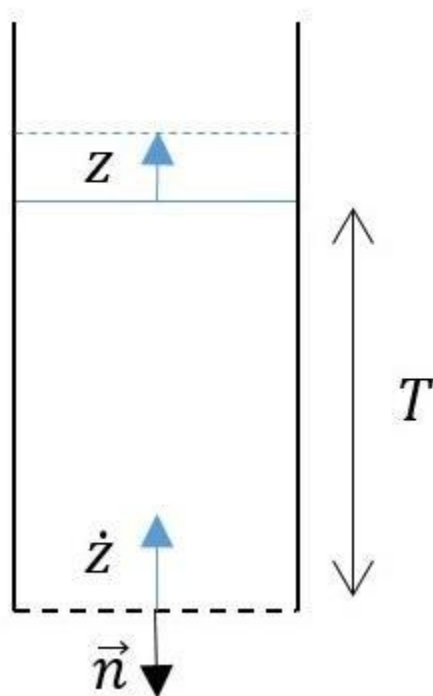


Figura 4.1 – Desenho esquemático da coluna d'água oscilante

White [23] apresenta a equação para conservação de momentum por meio do Teorema de Transporte de Reynolds como apresentado na equação (4.1), definindo que a força resultante agindo sobre um sistema (*OWC*) é proporcional à variação de massa em seu interior e ao fluxo através de suas superfícies de controle.

$$\frac{d(m\vec{V})_{Sistema}}{dt} = \sum \vec{F} = \frac{d}{dt} \left(\int_{\nabla} \rho \vec{V} d\nabla \right) + \int_S \vec{V} \rho (\vec{V}_r \cdot \vec{n}) dS \quad (4.1)$$

Baseado na Figura 4.1, assumindo que o cilindro pode se mover em seus 6 graus de liberdade, com movimento vertical η_3 e onde incidente de amplitude η_0 , o calado instantâneo pode ser definido como: $T(t) = T + \eta_0(t) - \eta_3(t)$.

Assumindo que as forças atuantes no cilindro são de natureza gravitacional (\vec{F}_G), friccional (\vec{F}_F) (ao longo da parede interna) e devido à liberação de vórtices nas quinas do *moonpool* (\vec{F}_{VS}) como forças de natureza viscosa, além da interação da coluna d'água com o campo de pressões externo (\vec{F}_{POT}) e de forças normais às paredes internas no *moonpool* devido ao seu movimento (\vec{F}_{CIL}), a equação (7.1) pode ser reescrita:

$$\vec{F}_G + \vec{F}_F + \vec{F}_{VS} + \vec{F}_{POT} + \vec{F}_{CIL} = \frac{d}{dt} \left(\int_{\nabla} \rho \vec{V} d\nabla \right) + \int_S \vec{V} \rho (\vec{V}_r \cdot \vec{n}) dS \quad (4.2)$$

O primeiro dos modos corresponde à movimentação puramente vertical da coluna d'água, e pode ser expressa considerando-se pequenos movimentos horizontais para o cilindro, o que permite desprezar o termo \vec{F}_{CIL} .

A parcela gravitacional depende da quantidade de massa deslocada de sua posição de equilíbrio, e pode ser expressa por:

$$\vec{F}_G = - \int_0^z \rho g S_0 dz \hat{k} \quad (4.3)$$

A componente friccional está relacionada com a tensão cisalhante do escoamento ao longo da parede interna do *moonpool*. Assumindo fluido newtoniano, a tensão cisalhante torna-se uma função do gradiente de velocidade do escoamento:

$$\vec{F}_F = - \int_{S_{in}} \tau dS_{in} \hat{k} = - \int_{S_{in}} \mu \frac{\partial V_z}{\partial r} dS_{in} \hat{k} = - \int_{-T}^z \mu \frac{\partial V_z}{\partial r} \pi D dz \hat{k} \quad (4.4)$$

Schlichting [24] apresenta um estudo sobre escoamento oscilatório no interior de um cilindro circular horizontal e de comprimento infinito, adotando uma abordagem teórica para descrever o comportamento da camada limite neste caso. O autor considera que o escoamento, neste caso, independe da coordenada axial do cilindro, e ao aplicar um gradiente de pressão harmônico, apresenta uma solução para a equação de Navier-Stokes que representa o perfil de velocidades $u(r, t)$ como função do tempo e da posição radial conforme a Equação 4.5, onde P_0 representa a

intensidade do gradiente de pressão, ω a frequência na qual a excitação é feita e J_0 representa a função de Bessel de primeiro tipo e ordem zero.

$$(r, t) = -i \frac{P_0}{\omega} e^{i\omega t} \left\{ 1 - \frac{J_0\left(r\sqrt{-i\frac{\omega}{\nu}}\right)}{J_0\left(\frac{D}{2}\sqrt{-i\frac{\omega}{\nu}}\right)} \right\} \quad (4.5)$$

Schlichting [24] demonstra que para baixas frequências (relacionadas ao adimensional P_0), o escoamento se comporta de maneira análoga ao escoamento em regime permanente em baixo número de Reynolds, ou seja, escoamento laminar, com um perfil de velocidades parabólico. Para frequências elevadas o autor demonstra que o perfil de velocidades é constituído de um produto de funções harmônicas, resultando em um formato como o demonstrado na Figura 4.2, extraída de [24]. Nesta Figura, é possível observar os dois regimes citados (frequências baixas ou altas) como instantes do escoamento em frequências intermediárias.

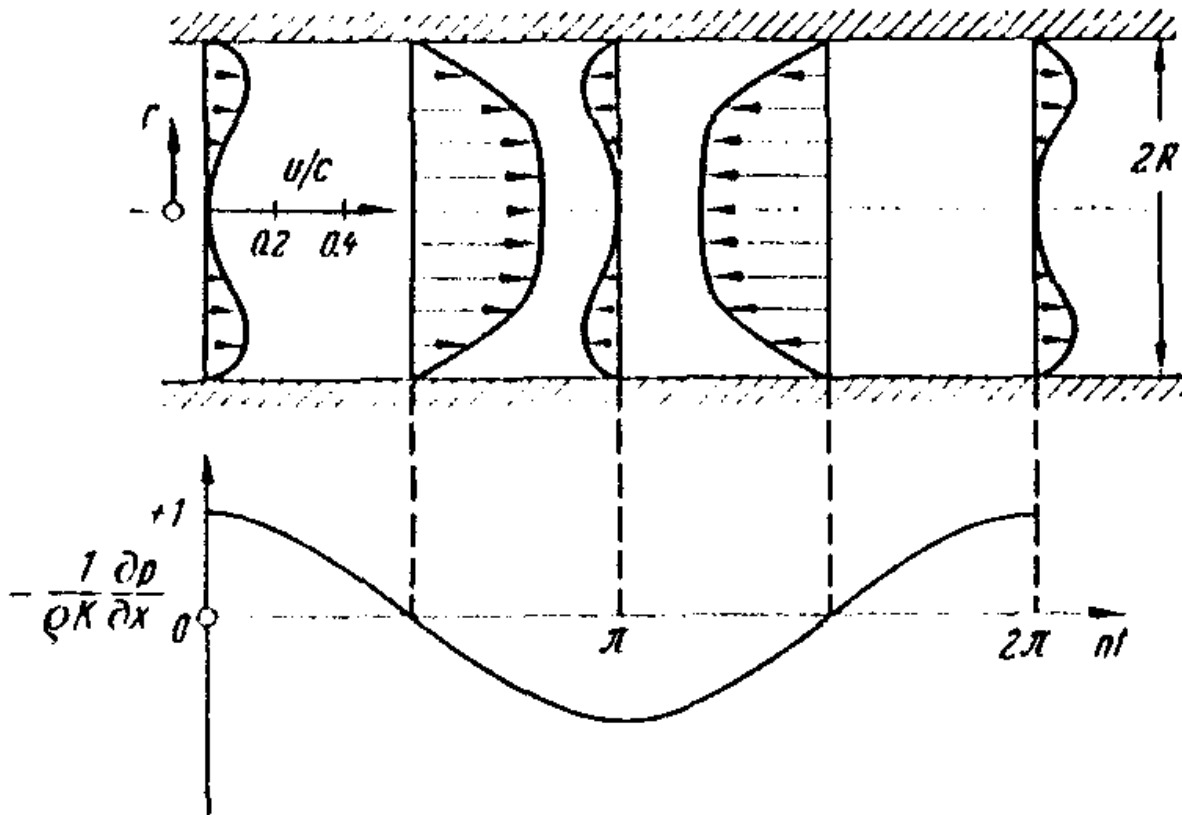


Figura 4.2 – Diferentes perfis de velocidades para escoamento oscilatório interno, extraída de Schlichting [24]

Considerando que a velocidade interna não será muito intensa, pode-se assumir um regime laminar para o escoamento, o que permite traçar um paralelo com o fator de fricção de Darcy que, como apresentado por White [23], permite rescrever a parcela friccional como:

$$\vec{F}_F = - \int_{-T}^z \frac{1}{8} c_f \rho \pi D |V_z| V_z dz \hat{k} \quad (4.6)$$

Segundo modelo proposto por Knott e Mackley [14], a parcela correspondente à liberação vórtices pode ser escrita na forma:

$$\vec{F}_{vs} = -c_v \rho \pi \frac{D^2}{4} |V_z| V_z \hat{k} \quad (4.7)$$

A relação potencial entre a coluna d'água e o campo de pressões externo pode ser feita da maneira tradicional em teoria potencial, ou seja, por meio dos casos de radiação e difração. Para tal, propõe-se o uso de uma Superfície Virtual de Controle (*SVC*) na base do cilindro, representando exatamente a interação entre a coluna d'água e o campo de pressões externo. No caso da radiação, coeficientes de massa adicional e amortecimento potenciais são proporcionais à aceleração e à velocidade da coluna d'água na *SVC*, respectivamente. Devido à hipótese de não haver movimentos horizontais, é razoável supor que apenas as parcelas verticais terão efeitos não desprezíveis. O caso da difração relaciona a pressão atuando sobre a *SVC* localizada na base da coluna d'água (contato com campo de pressões externo) como uma força agindo sobre a coluna, dependendo das propriedades da onda incidente (assumindo onda regular de primeira ordem, período e amplitude).

Devido à hipótese de movimentos planares desprezíveis para o cilindro, todas as parcelas de forças atuando na coluna possuem apenas componentes verticais, permitindo simplificação do modelo para 1 grau de liberdade apenas e justificando o modo pistão. Considerando a Conservação de Massa no interior do volume de controle, a velocidade vertical em um ponto no interior da coluna pode ser relacionada à derivada no tempo da elevação da superfície livre interna: $V_z = \dot{z}$ para o primeiro termo.

O segundo termo, que está relacionado ao fluxo através da *SVC*, depende da velocidade relativa entre a coluna e o corpo ao seu redor ($V_r = \dot{z} - \eta_3$). De maneira análoga, os termos viscosos dependem da velocidade relativa.

A equação de movimento apresentada em (4.2) pode então ser reescrita incorporando as simplificações arguadas acima:

$$\begin{aligned}
& \frac{d}{dt} \left(\int_{\nabla} \rho \dot{z} d\nabla \right) + \int_S -\dot{z} \rho |\dot{z} - \dot{\eta}_3| dS = \\
& = - \int_0^z \rho g S_0 dz - \int_{-T}^z \frac{1}{8} c_f \rho \pi D |\dot{z} - \dot{\eta}_3| (\dot{z} - \dot{\eta}_3) dz - c_v \rho \pi \frac{D^2}{4} |\dot{z} - \dot{\eta}_3| (\dot{z} - \dot{\eta}_3) \\
& \quad - A_{77} \ddot{z} - A_{37} \ddot{\eta}_3 - B_{77} \dot{z} - B_{37} \dot{\eta}_3 + F_0
\end{aligned} \tag{4.8}$$

Assumindo que a velocidade vertical é constante em z , como argumentado anteriormente, e sabendo que a área seccional é constante e igual a $S_0 = \frac{\pi D^2}{4}$:

$$\begin{aligned}
& \pi \frac{D^2}{4} (T + z) \ddot{z} + \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{z}^2 - \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{z} |\dot{z} - \dot{\eta}_3| \\
& = -\rho g \pi \frac{D^2}{4} z - \frac{1}{8} c_f \rho \pi D |\dot{z} - \dot{\eta}_3| (\dot{z} - \dot{\eta}_3) (z + T) - c_v \rho \pi \frac{D^2}{4} |\dot{z} - \dot{\eta}_3| (\dot{z} - \dot{\eta}_3) \\
& \quad - A_{77} \ddot{z} - A_{37} \ddot{\eta}_3 - B_{77} \dot{z} - B_{37} \dot{\eta}_3 + F_0
\end{aligned} \tag{4.9}$$

Rearranjando, o modelo matemático proposto para representar o modo Pistão é dado pela equação (4.10):

$$\begin{aligned}
& \left[\rho \pi \frac{D^2}{4} (T + z) + A_{77} \right] \ddot{z} + A_{37} \ddot{\eta}_3 + \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{z}^2 - \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{z} |\dot{z} - \dot{\eta}_3| + B_{77} \dot{z} + B_{37} \dot{\eta}_3 \\
& \quad + \rho g \pi \frac{D^2}{4} z + \left[\frac{1}{8} c_f \rho \pi D (z + T) + c_v \rho \pi \frac{D^2}{4} \right] |\dot{z} - \dot{\eta}_3| (\dot{z} - \dot{\eta}_3) = F_0
\end{aligned} \tag{4.10}$$

Para uma estrutura fixa ($\dot{\eta}_3 = 0$):

$$\begin{aligned}
& \left[\rho \pi \frac{D^2}{4} (T + z) + A_{77} \right] \ddot{z} + \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{z}^2 + \left[\frac{1}{8} c_f \rho \pi D (z + T) + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D^2}{4} \right] |\dot{z}| \dot{z} \\
& \quad + B_{77} \dot{z} + \rho g \pi \frac{D^2}{4} z = F_0
\end{aligned} \tag{4.11}$$

A equação acima é bastante não linear, e muito se assemelha àquela apresentada por na equação (3.6), extraída de Aalbers [15]. Alguns termos de terceira ordem presentes em (4.11) foram desprezados por Aalbers [15], por isso não aparecem em (3.6). O termo proporcional a \dot{z}^2 , que surge a partir da derivação no tempo da integral no volume e é consequência da variação de massa do volume de controle, também não é incluído na expressão (3.6), possivelmente por ter sido desprezado na integração volumétrica.

Para o caso de decaimento da coluna d'água, propõe-se o uso do conceito de memória fluida para solucionar o caso, uma vez que o sistema não oscila em uma frequência constante,

como argumentado por Cummins [25]. Desta forma, a resposta de um sistema pode ser dada pela integral de convolução da função impulso com um tempo de retardo (τ):

$$R_{ij}(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} B_{ij}(\omega) \cos(\omega\tau) d\omega \quad (4.12)$$

Logo, a função memória passa a depender do tempo de retardo, que se suficientemente longo incorporará os efeitos anteriores de maneira adequada. A função memória fluida possui, em geral, comportamento semelhante ao ilustrado na Figura 4.3. Portanto, seja um tempo retardo (τ) suficientemente grande, a função se anulará e os efeitos anteriores serão incorporados adequadamente na resposta do modelo.

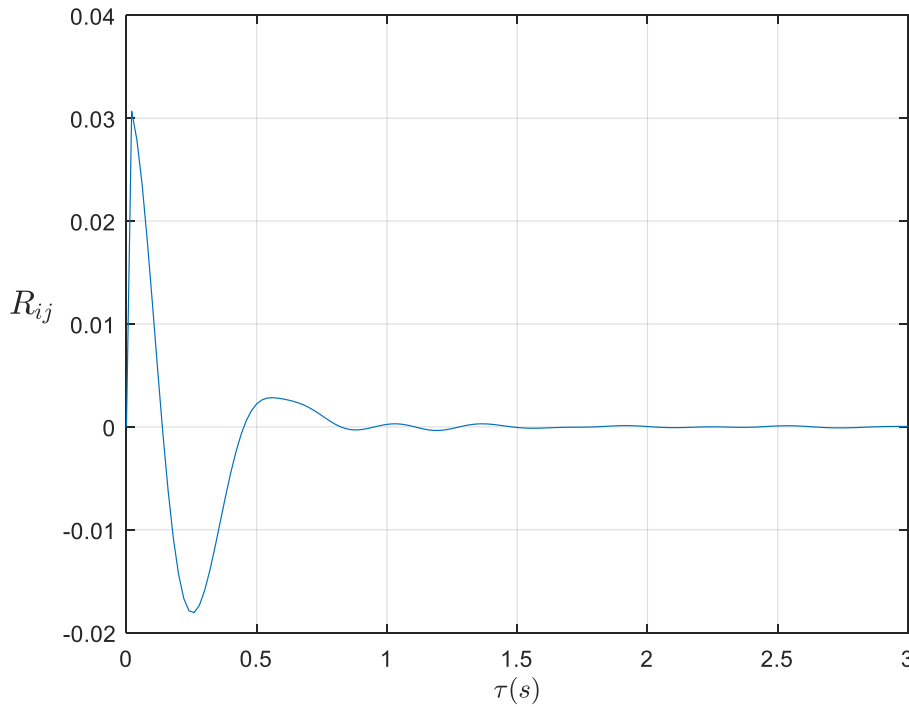


Figura 4.3 - Ilustração da convergência da função memória fluida em relação ao tempo de regresso

Seguindo método apresentado por Arnesto et al [26], a equação do movimento apresentada em (4.11) pode ser adaptada para o caso de decaimento conforme apresentado na expressão (4.13):

$$\left[\rho\pi \frac{D^2}{4} (T + z) + A_{77} \right] \dot{z} + \rho\pi \frac{D^2}{4} \dot{z}^2 + \left[\frac{1}{8} c_f \rho\pi D (z + T) + (c_v - 1) \rho\pi \frac{D^2}{4} \right] |\dot{z}| \dot{z} + \int_0^t R_{ij}(\tau) \dot{z}(t - \tau) d\tau + \rho g \pi \frac{D^2}{4} z = 0 \quad (4.13)$$

4.2. Análise Experimental – Decaimento

Os ensaios de decaimento foram realizados no Laboratório de Ondas e Correntes, da UFRJ, com a finalidade de verificar a precisão do modelo matemático proposto e estimar os coeficientes de amortecimento viscoso.

A medição da posição instantânea da superfície livre no interior do cilindro foi feita por meio de um sensor capacitivo instalado em seu centro, ligada ao sistema de aquisição *QuantumX*, da empresa *HBM* [27], também fornecido pelo LOC. O hardware recebe os sinais dos circuitos dos sensores, amplifica-os e realiza a gravação dos sinais obtidos.

O procedimento experimental consistiu na aplicação de uma condição inicial na coluna d'água no interior de um cilindro de 50 mm, o que foi feito por dois métodos diferentes. O primeiro deles segue ideia proposta por Oliveira [13] e também utilizada em [5]. Em um cilindro com uma única abertura em contato com a atmosfera e outra abertura em submersa, impõe-se uma posição inicial, diferente do calado desejado. Em seguida, veda-se a abertura no ar e move-se verticalmente o cilindro à posição correspondente ao calado desejado. Desta forma o ar no interior do cilindro é comprimido ou dilatado de maneira forçada dependendo do sentido no qual o cilindro é movido, o que altera a posição da superfície livre, conforme ilustrado na Figura 4.4, sugerindo que, se a passagem de ar estiver adequadamente selada, o deslocamento imposto à superfície livre é igual à distância aplicada sobre o cilindro. O início do decaimento corresponde à abertura da válvula que controla a passagem de ar.

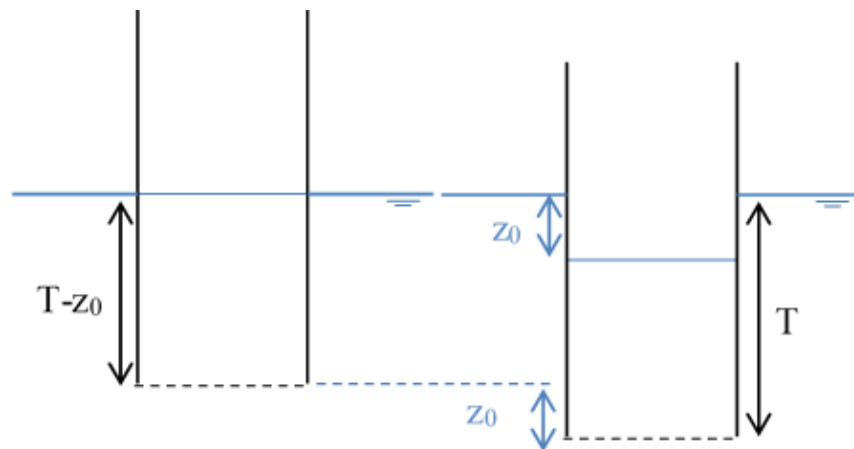


Figura 4.4 – Desenho esquemático do procedimento experimental

A segunda forma utilizada nestes ensaios foi através da injeção de ar no interior do cilindro, sobre a superfície livre, provocando um aumento na pressão interna e, com isso, forçando a superfície livre para baixo. A vantagem da primeira forma é a de permitir condições iniciais com a superfície livre acima ou abaixo do nível externo de água. Por outro lado, ao mover o cilindro é possível perturbar o campo de pressões externo, gerando ondas que podem afetar o ensaio. Parte

dos ensaios foi feita da primeira forma, como em [5], e parte da segunda forma, resultando no mesmo comportamento geral apresentado na Figura 4.5.

A equação de movimento deste caso corresponde inicialmente à Equação 4.11 totalizando 4 variáveis a serem definidas: A_{77} , B_{77} , c_f e c_{vs} . O uso de códigos baseados em teoria potencial, como o software comercial *WAMIT* [6], permite estimar os coeficientes de radiação (A_{77} e B_{77}) o que reduz o número de variáveis além de possibilitar a implementação do conceito de memória fluida, resultando na Equação 4.13 apresentada acima. Desta forma, apenas 2 variáveis permanecem desconhecidas e demandam ensaios experimentais para serem estimadas. Outra possibilidade, que não foi utilizada neste trabalho, mas é uma alternativa válida, é a de usar as expressões empíricas fornecidas por Fukuda [12] ou Silva [2] (Equações 3.3 e 3.4) para estimar o valor do comprimento adicional da coluna d'água, reduzindo o número de variáveis desconhecidas para 3.

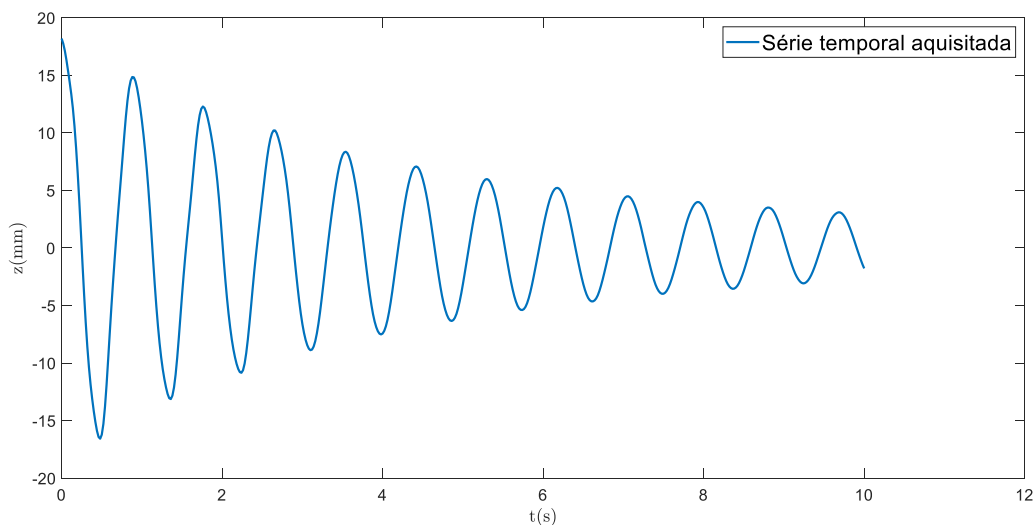


Figura 4.5 – Série temporal típica da coluna d'água em decaimento

A primeira abordagem adotada foi a de realizar um ajuste dos dados experimentais às Equações 4.11 e 4.13, por meio de mínimos quadrados, utilizando o método de 4ª ordem de Runge-Kutta para solucionar as equações diferenciais. Porém, esta abordagem em muitos casos não apresentou boa convergência devido à alta rigidez das Equações 4.11 e 4.13. A alternativa adotada foi a de ajustar funções harmônicas a cada meio ciclo das séries temporais obtidas, de modo a obter estimativa dos períodos e amplitudes a cada intervalo de tempo.

A Figura 4.6 ilustra a acurácia do ajuste a cada meio ciclo, o que possibilita obter uma estimativa do período a cada meio ciclo como o dobro do intervalo entre dois instantes em que a série temporal passa pelo zero.

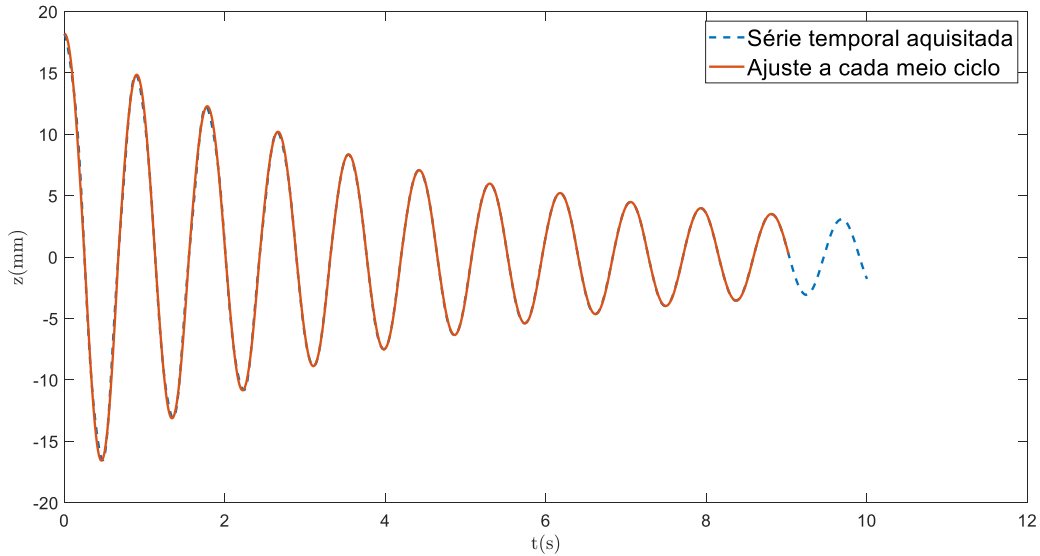


Figura 4.6 – Comparação entre série temporal aqusitada e ajuste a cada meio ciclo

A Figura 4.7 apresenta um gráfico típico do período em função do meio ciclo, demonstrando como o período varia ao longo do decaimento bem como a diferença entre os valores médios de período quando calculados pelas parcelas superior e inferior da série temporal. Ou seja, observa-se uma assimetria do meio período do sinal em relação ao calado médio da coluna d’água, apresentando períodos mais longos quando a coluna possui elevação positiva.

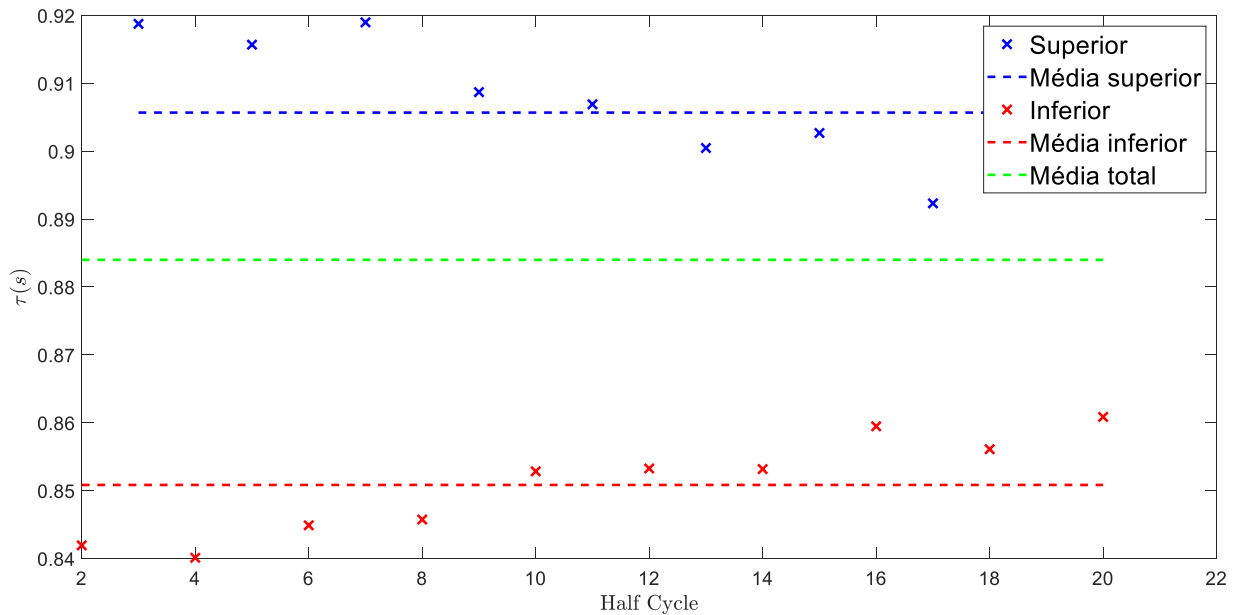


Figura 4.7 – Período de oscilação a cada meio ciclo

Este comportamento assimétrico pode ser justificado pelos dois primeiros termos nas Equação 4.11 ou 4.13, que podem ser vistos como uma parcela inercial da equação de movimento da coluna d’água, reescritos na Equação 4.14. O termo em destaque pode ser interpretado como

uma massa adicional dependente da posição da coluna d'água, quando positivo resulta num termo inercial adicional superior ao valor médio (A_{77}), provocando o aumento do período. Quando negativo, por outro lado, induz redução da inercial adicional média e reduz o meio período. Este termo também pode explicar a aproximação dos meio-períodos superior e inferior ao longo do decaimento, uma vez que seu valor reduz com o passar do tempo.

$$\left[\rho\pi \frac{D^2}{4} T + A_{77} + \rho\pi \frac{D^2}{4} z \right] \ddot{z} \quad (4.14)$$

O comprimento adicional foi calculado a partir da série temporal de acordo com a Equação 6.15 baseado nos meio períodos calculados conforme procedimento explicado acima, onde τ representa o período de oscilação e T o calado da coluna d'água.

$$L_a = \left(\frac{\tau}{2\pi} \right)^2 g - T \quad (4.15)$$

A Figura 4.8 apresenta os valores de comprimento adicional obtidos a partir dos períodos apresentados anteriormente para as partes positiva e negativa da série temporal, comprando suas médias à média total, bem como uma estimativa obtida a partir da expressão desenvolvida por Fukuda [12] (Equação 3.3) e uma estimativa obtida pelo WAMIT [6], plotados em função da amplitude estimada para cada meio período (z_0). A estimativa feita numericamente considerou uma Superfície Virtual de Controle (SVC), diferentemente da abordagem usual de posicionar a *Lid* na superfície livre, que gerou valores excepcionalmente maiores e se distanciaram muito dos valores experimentais, indicando que a opção adotada é a mais adequada.

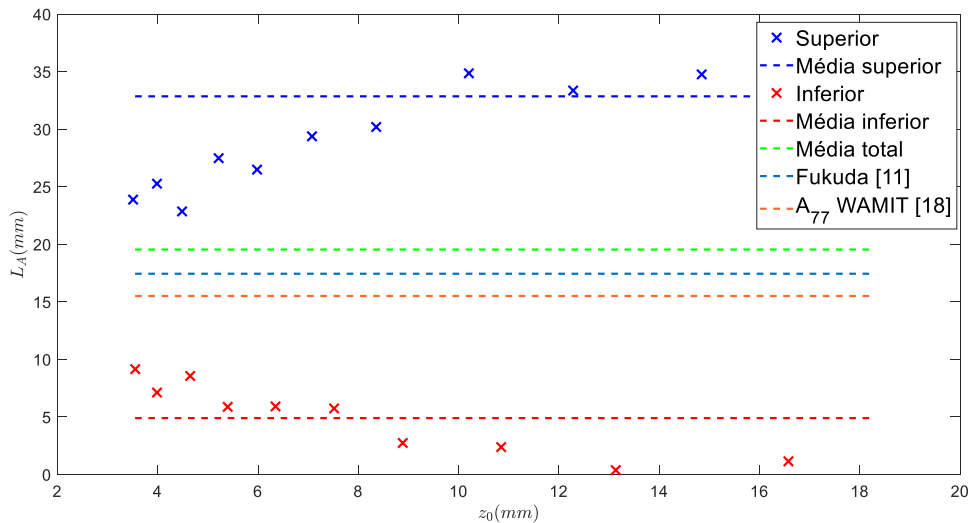


Figura 4.8 – Comprimento adicional obtido experimentalmente, comparando com estimativas por Fukuda [12] e WAMIT [6]

A diferença no comportamento das parcelas superior e inferior é um reflexo do ocorrido para o período. Os resultados apresentados na Figura 4.8 sugerem proximidade entre as diferentes estimativas realizadas experimentalmente, por meio de Fukuda [12] ou do *WAMIT* [6] para o comprimento adicional da coluna d'água.

Outra diferença observada entre os meio-ciclos superior e inferior foi na amplitude de oscilação, novamente apresentando valores maiores para a parcela positiva da série temporal em relação à parcela negativa.

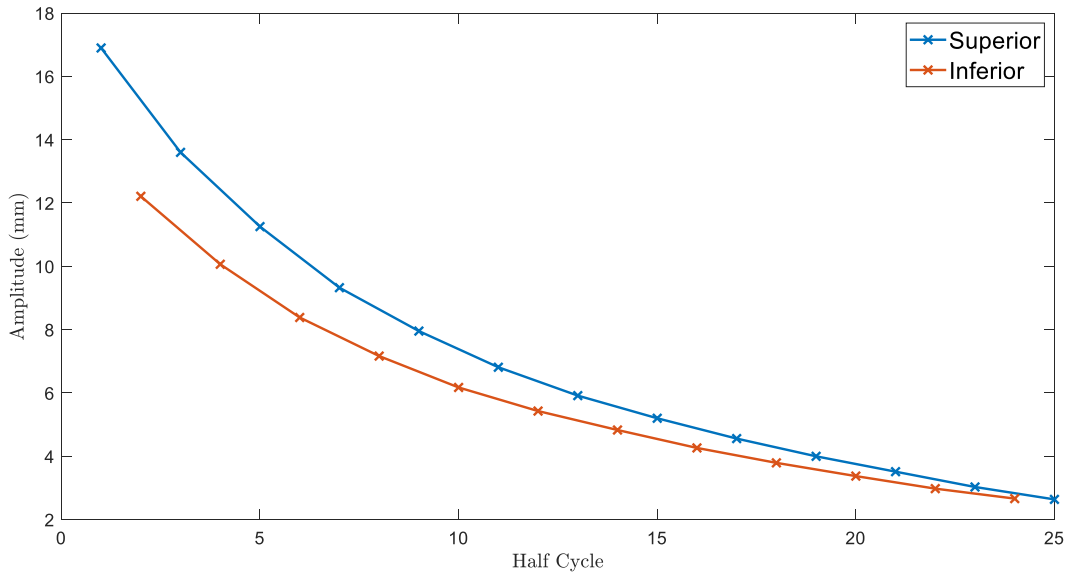


Figura 4.9 – Amplitude de oscilação ao longo do decaimento

Embora a equação de movimento seja não linear, um fator de amortecimento pode ser estimado por meio de decremento logarítmico, como apresentado por Rao [7] e na Equação 4.16 para dois picos consecutivos ($i, i+1$) para os meio-ciclos superior e inferior.

$$\delta = \log\left(\frac{z_{0i}}{z_{0i+1}}\right)$$

$$\zeta = \sqrt{\left(1 + \left(\frac{2\pi}{\delta}\right)^2\right)} - 1 \tag{4.16}$$

A Figura 4.10 apresenta os resultados para os fatores de amortecimento como função da amplitude de oscilação da coluna d'água em decaimento. Este gráfico ilustra as não linearidades presentes no amortecimento no movimento da massa fluida, uma vez que em um decaimento linear o fator de amortecimento permanece constante. Percebe-se a redução do fator de amortecimento com a amplitude de movimento, o que pode ser relacionado à queda na velocidade de movimento na oscilação.

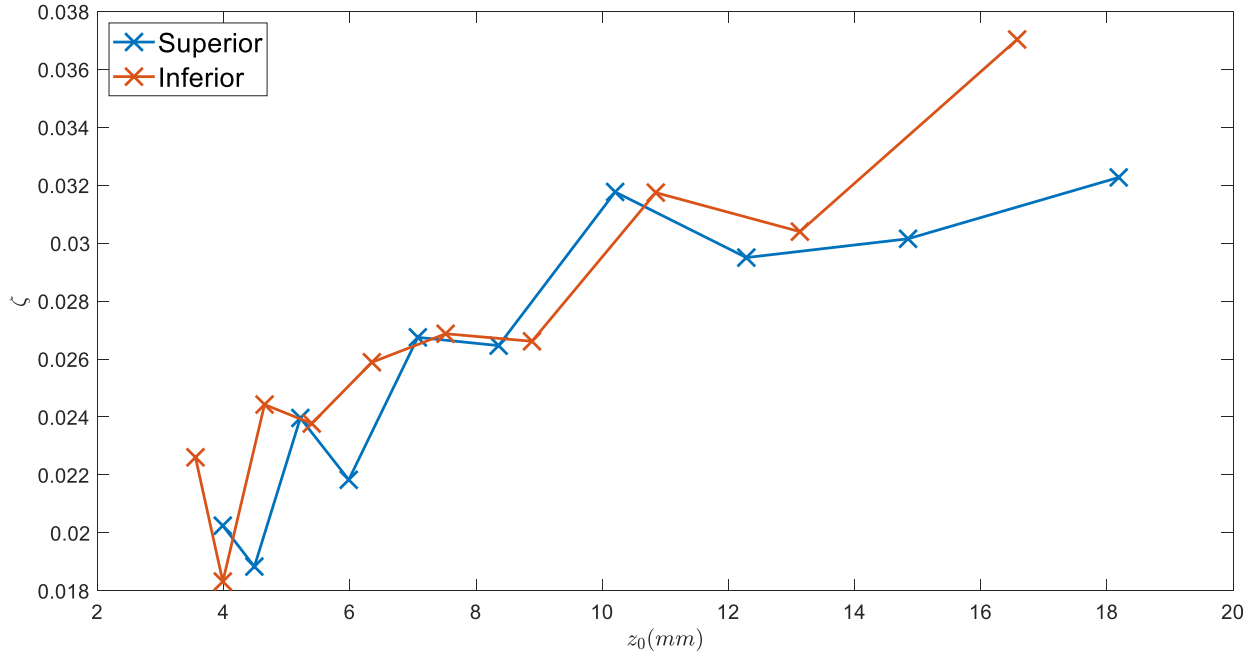


Figura 4.10 – Fator de amortecimento (ζ) em função da amplitude de oscilação da coluna d'água

As Figura 4.7, Figura 4.8, Figura 4.9 e Figura 4.10 sugerem uma diferença no comportamento do movimento da coluna d'água de acordo com o sentido de seu movimento, em concordância com o apontado por Knott e Mackley [14]. Conclusão semelhante foi apontada por Oliveira [13] após tratamento de seus dados experimentais. Logo, é razoável seguir a abordagem adotada pelos autores, assumindo a possibilidade de um coeficiente viscoso dependente da direção do escoamento com um valor ($c_{v_{su}}$) para velocidades positivas e outro ($c_{v_{sd}}$) para velocidades negativas.

O coeficiente de amortecimento está diretamente associado ao fator de amortecimento, como apresentado por Rao [7]. É possível relacionar o coeficiente de amortecimento para cada valor de amplitude de movimento a um equivalente linear, como apresentado na Equação 4.17.

$$b_{eq} = \rho\pi \frac{D^2 (T + La)}{2} \frac{\delta}{\tau} \quad (4.17)$$

O equivalente linear pode ser associado aos termos não lineares nas Equações 4.11 e 4.13 assumindo que a energia dissipada pelos dois termos se iguala, como proposto por Rao [7], levando à relação exposta na Equação 4.18, a ser aplicada para cada grupo de meio ciclos, como proposto acima.

$$b_{eq} = B_{77} + \frac{16}{3} \left(\frac{1}{8} c_f \pi \rho D T + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D^2}{4} \right) \frac{z_0}{\tau} \quad (4.18)$$

A expressão acima sugere que não é possível determinar os valores de c_f e c_{vs} com apenas uma série temporal por conta da falta de equações para isso. O termo relacionado à liberação de vórtices aparece apenas neste termo, e embora o coeficiente friccional apareça no termo de terceira ordem nas Equações 4.11 ou 4.13 (proporcional a $z\dot{z}|\dot{z}|$), este termo não contribui para a energia dissipada em um ciclo, o que impossibilita estabelecer uma outra relação a partir da qual se possa estimar ambos os coeficientes.

Desta forma, seguindo o formato do modelo matemático proposto por Aalbers [15] (Equação 3.6), o termo quadrático pode ser representado por um coeficiente geral de amortecimento quadrático (b_2), incorporando os efeitos viscosos de liberação de vórtice e fricção simultaneamente. As Equações 4.17 e 4.18 podem ser unidas, possibilitando o cálculo do coeficiente quadrático (b_2) a partir das séries temporais medidas nos ensaios, cujo comportamento típico em função da amplitude de movimento é apresentado nas Figura 4.11 e para um cilindro com 5 cm de diâmetro e calados de 17,5 cm e 15 cm, respectivamente.

$$b_2 = b_{eq} - B_{77} = \left(\frac{c_f}{8} \pi \rho D T + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D^2}{4} \right) \frac{16 z_0}{3 \tau} = \rho \pi \frac{D^2 (T + La)}{2 \tau} \delta - B_{77} \quad (4.19)$$

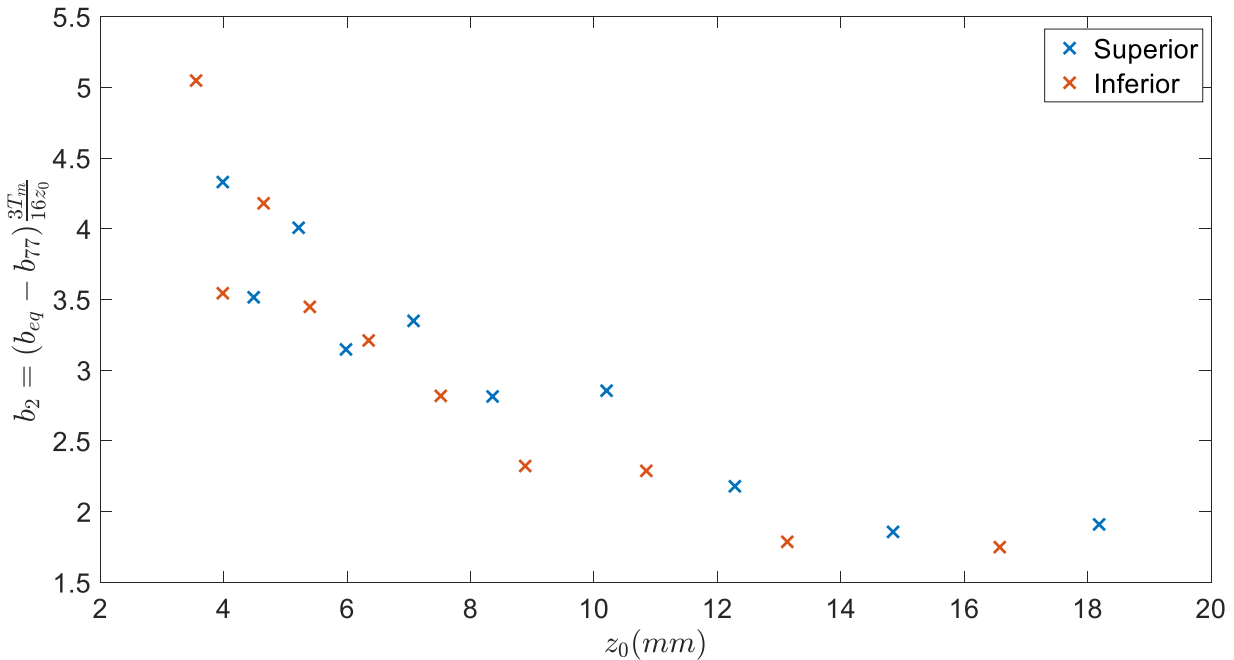


Figura 4.11 - Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 17.5 cm

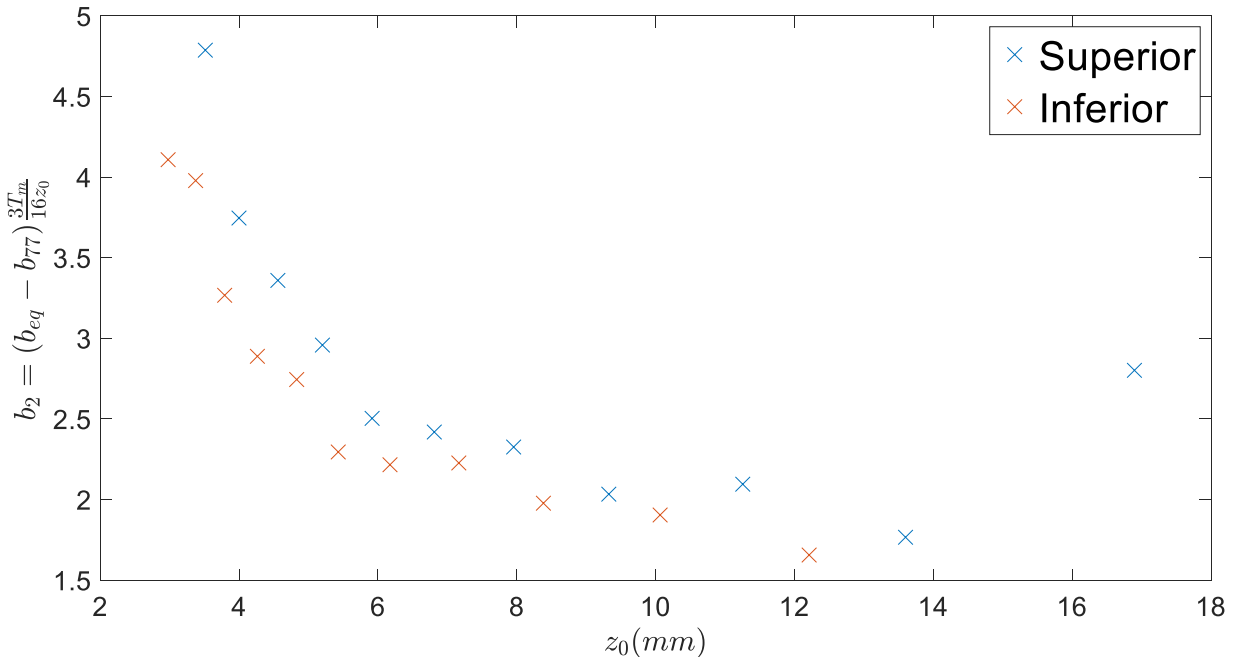


Figura 4.12 - Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 15 cm

As Figuras 4.11 e 4.12 demonstram o comportamento inversamente proporcional típico do amortecimento quadrático em função da amplitude de movimento. É possível perceber também os valores sutilmente inferiores do segundo caso, de menor calado, em relação ao primeiro, o que pode ser uma consequência da redução da parcela friccional, como sugerido pelo modelo matemático proposto.

Inicialmente, os testes foram feitos algumas vezes a fim de verificar repetibilidade dos coeficientes estimados por meio deste procedimento e observou-se que, embora o comportamento geral das séries temporais fosse o mesmo, os valores obtidos para o amortecimento quadrático sofriam variações. Por conta disto, optou-se por realizar um número elevado de medições (entre 30 e 40 medições) para verificar as flutuações no coeficiente, o que é ilustrado pela Figura 4.13 em função da razão entre período de oscilação e amplitude de movimento (z_0/τ). Este número elevado de medições para verificação das flutuações é justificado pela rapidez e facilidade deste tipo de ensaio uma vez instalado e calibrado.

Como sugerido pela Equação (4.19), o coeficiente quadrático incorpora simultaneamente os efeitos viscosos associados à fricção, que dependem do comprimentos submerso da coluna d'água (ou seu calado), bem como os efeitos relacionados à liberação de vórtices em suas quinas, proporcional apenas à área seccional da coluna d'água.

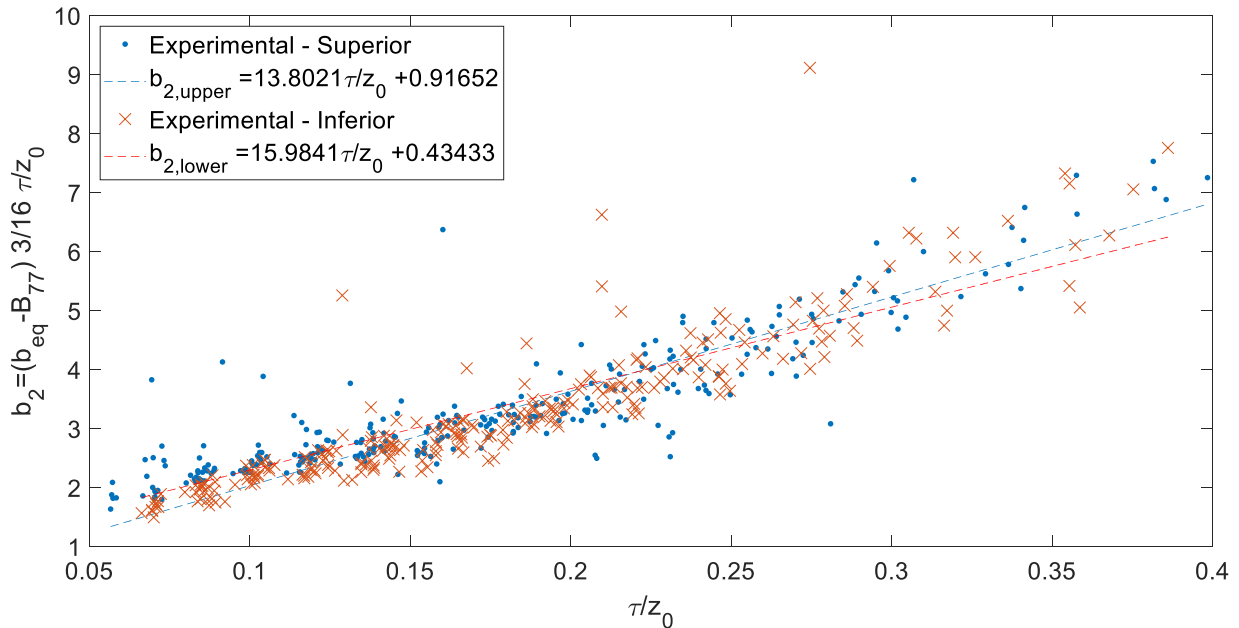


Figura 4.13 – Diversas medições do Coeficiente de amortecimento quadrático em função da amplitude de oscilação durante decaimento para um calado de 15 cm

Uma bateria de ensaios de decaimento para diferentes calados foi conduzida, obtendo séries temporais seguindo os comportamentos apresentados e discutidos acima. Diferentes calados foram testados (7 cm, 12 cm, 15 cm e 17,5 cm) em um cilindro vertical de 5 cm de diâmetro a fim de investigar a relação entre a razão calado-diâmetro (T/D) e o coeficiente quadrático de amortecimento. Para cada calado foram realizadas entre 30 e 40 medições, o que se justifica pela rapidez deste tipo de ensaio. Outro motivo para este valor elevado de aquisições é a variação observada para os coeficientes estimados por meio de cada série temporal, muito embora o mesmo comportamento geral tenha sido observado, levando à necessidade de uma matriz de ensaio larga para considerar tais flutuações na estimativa dos coeficientes.

Após seguir os procedimentos descritos previamente, foi possível obter uma estimativa para o coeficiente quadrático de amortecimento (b_2) como uma função da razão entre período e amplitude de movimento (z_0/τ) bem como do calado da coluna d'água para as parcelas superior e inferior, ajustando os dados obtidos à superfícies do tipo apresentado na Equação 4.20. Nela, os parâmetros c_1 , c_2 e c_3 permitem o ajuste da função aos dados experimentais e estão relacionados aos coeficientes viscosos c_f e c_{vs} , enquanto que o último deve ser aproximadamente nulo.

$$b_2 = c_1 \frac{\tau}{z_0} + c_2 T \frac{\tau}{z_0} + c_3 \quad (4.20)$$

As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam os dados experimentais obtidos para o coeficiente quadrático de amortecimento em função do calado e da razão período amplitude (τ/z_0) para as

parcelas inferior e superior da série temporal, respectivamente. Nota-se que as superfícies ajustadas aos dados experimentais, seguindo a Equação (4.19), possuem comportamento bastante semelhante, com o termo independente (c_3) sendo aproximadamente nulo, como esperado.

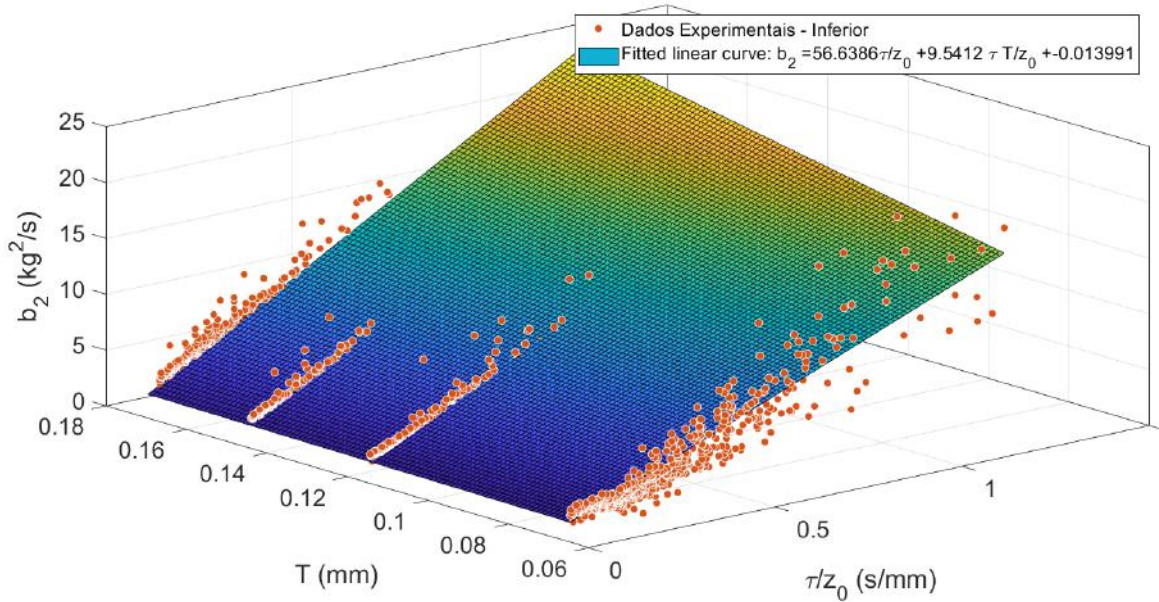


Figura 4.14 – Superfície ajustada para o Coeficiente de amortecimento quadrático – parcela Inferior

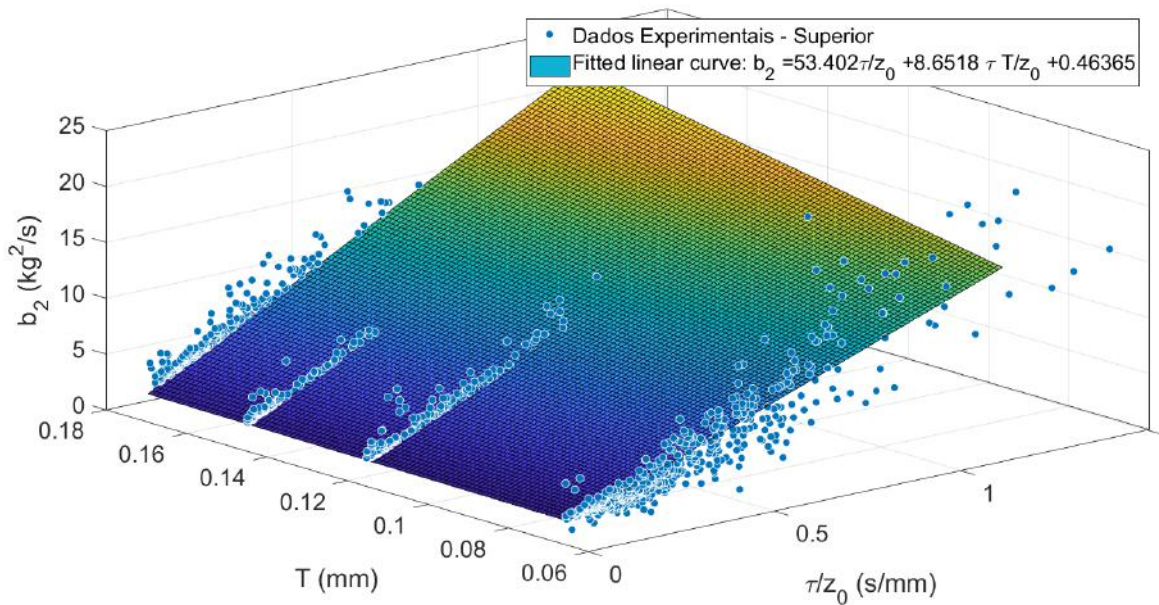


Figura 4.15 – Superfície ajustada para o Coeficiente de amortecimento quadrático – parcela Superior

Ajustando as funções regredidas dos resultados experimentais ao modelo matemático proposto, a estimativa obtida para o coeficiente friccional $c_f = 0.274$. Para o coeficiente associado à liberação de vórtices, dada a assimetria entre as parcelas superior e inferior como ilustrada previamente, o coeficiente apresenta valores de $c_{vU} = 1.90$ e $c_{vD} = 1.99$. E valores são muito próximos daqueles apresentados por Knott e Mackley [14] para os mesmos coeficientes, considerando as diferenças nas expressões!

De posse dos coeficientes viscosos, e estimando os termos potenciais por meio do software comercial *WAMIT* [6], é possível implementar um código numérico para resolver o modelo matemático proposto (Equação (4.11) ou (4.13)) no domínio do tempo. A Figura 4.16 apresenta as séries temporais obtidas após aplicação do modelo matemático, comparando-as ao sinal experimental. Nota-se boa concordância, com os sinais numéricos prevendo o comportamento geral bem como o período de oscilação, embora com pequena subestimação das amplitudes de movimento iniciais, possivelmente como consequência dos termos não lineares de amortecimento.

Outro ponto importante ilustrado na Figura 4.16 é o fato de o *solver* mais simples, seguindo o modelo apresentado na Equação (4.11), gerar uma série temporal extremamente parecida com o modelo mais complexo, que considera o conceito de memória fluida conforme apresentado na Equação (4.13), indicando que embora haja uma alteração na frequência de oscilação, este efeito é bastante pequeno e pode ser desconsiderado neste tipo de problema. As possíveis justificativas estão relacionadas às baixas variações da frequência de oscilação ao longo da série temporal bem como a relevância maior do amortecimento viscoso, se comparado ao termo potencial.

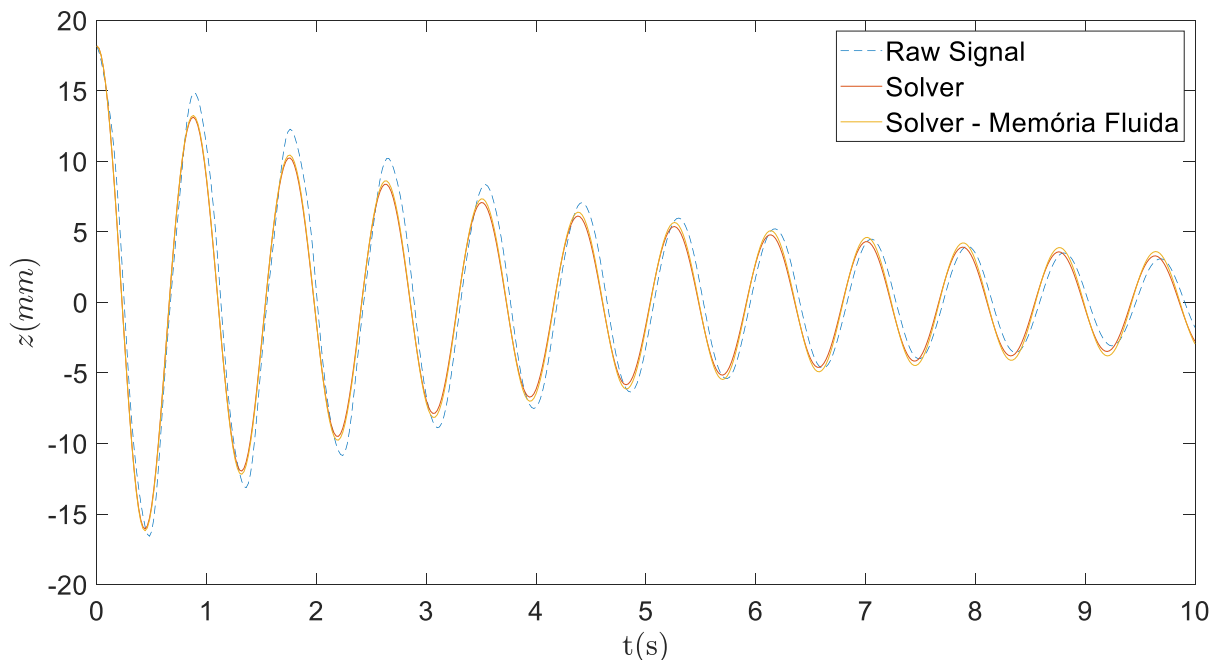


Figura 4.16 – Série temporal obtida pelos modelos matemáticos com e sem aplicação do conceito de Memória Fluida comparadas ao sinal experimental

4.3. Análise Experimental – Ensaio em Ondas

Como demonstrado no item anterior, o modelo matemático proposto foi capaz de prever de maneira acurada o comportamento geral da coluna d'água em condição de decaimento, ou seja, sua movimentação dada uma condição inicial estabelecida e nenhuma atuação externa.

Uma série de ensaios em ondas foi realizada para verificar a acurácia do modelo proposto em situações de excitação harmônica, simulando condições semelhantes às apresentadas pelo escoamento no interior dos *moonpools* durante um ensaio de comportamento em ondas.

As recomendações apresentadas nos procedimentos da ITTC ([28] e [29]) para realização de ensaios em ondas de modelos foram seguidas, conforme discutido com mais detalhes no Apêndice C deste texto.

Assim, em um primeiro momento, as ondas foram geradas com 2 *Wave Probes* (sensores de elevação da superfície livre), um sobre a posição do modelo e outro alguns metros à jusante. As leituras obtidas pelos sensores neste caso representam a onda incidente. Este procedimento, de obtenção da série temporal da onda sem a presença do modelo, bem como a determinação de suas características (período e amplitude) é denominado neste trabalho como calibração da onda.

A seguir, substitui-se o *Wave Probe* pelo modelo, mantendo o sensor de referência na mesma posição. Desta forma, caso haja boa confiabilidade e repetibilidade do sistema gerador de ondas, é possível determinar de maneira precisa a resposta do modelo (aferida no segundo caso) às ondas incidentes não distorcidas (obtida no primeiro caso). A leitura obtida pelo *Wave Probe* de referência é utilizada para comparação e sincronização entre as diferentes medições. A Figura 4.17 ilustra a montagem adotada para realização dos ensaios.

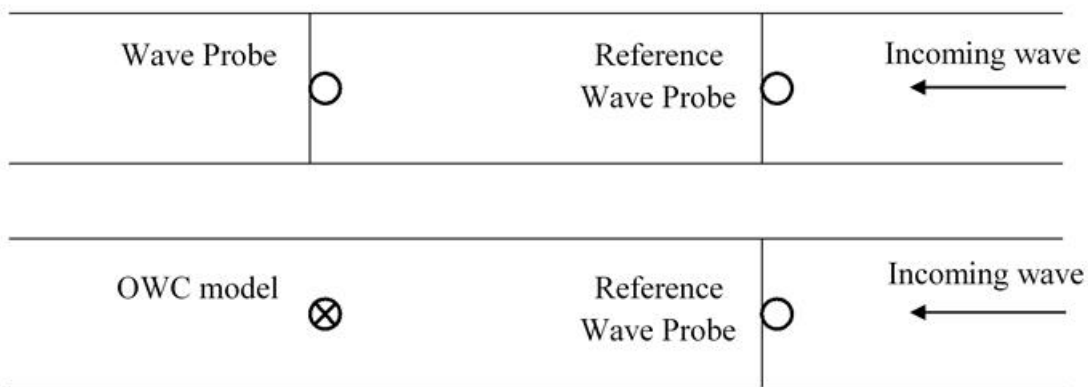


Figura 4.17 – Montagem adotada para os ensaios de comportamento em ondas da OWC

Nestes ensaios, foram analisados um total de 14 períodos de ondas entre 0.60 s e 1.00 s, com mais medições realizadas nas proximidades do período natural estimado, por exemplo, por meio

da formulação proposta por Fukuda [12] (Equação (3.3)). As alturas de onda experimentadas foram as menores possíveis de serem obtidas de acordo com a capacidade do sistema gerador, sempre abaixo do limite de 2% de declividade de ondas sugerido pela ITTC [28] para não se afastar das hipóteses da Teoria Potencial de primeira ordem.

A duração de aquisição de dados foi fixada em 2 minutos como padrão, e a análise das séries temporais foi feita em 20 ciclos consecutivos uma vez estabelecida uma condição de regime permanente. A verificação do período foi feita de 2 das maneiras sugeridas pela ITTC [29], tanto por análise espectral da série truncada quanto por contagem de picos em um intervalo de tempo definido, ambas resultando no mesmos valores. A amplitude das ondas foi calculada por meio do conceito do “harmônico equivalente”, que relaciona a amplitude de uma função harmônica ideal ao desvio padrão da série temporal, conforme a Equação (4.21).

$$\eta_{0A} = std(\eta_0)\sqrt{2} \quad (4.21)$$

As medições foram realizadas em 2 calados distintos, de 15 cm e 17,5 cm. A Figura 4.18 ilustra uma série temporal típica obtida nos ensaios. Nela, nota-se o comportamento característico de funções harmônicas bem como a boa aproximação do conceito de “harmônico equivalente” para estimar a amplitude de das séries temporais, conforme ilustrado pelas linhas tracejadas.

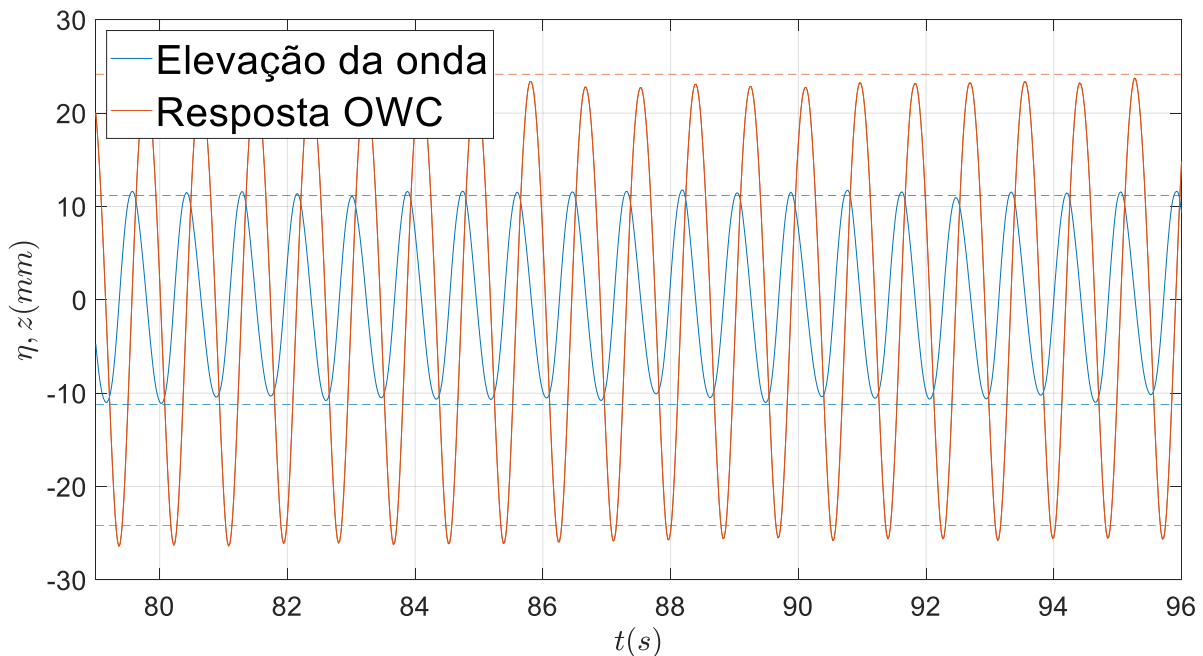


Figura 4.18 - Série temporal típica obtida no ensaio de comportamento em ondas de um OWC

Com as amplitudes das ondas incidentes e de resposta da coluna d’água é possível calcular uma função de transferência relacionando ambos, como apresentado na Equação (4.22).

$$RAO = \frac{z_0}{\eta_0} \quad (4.22)$$

O modelo matemático apresentado na Equação (4.10) pode ser implementado para estimar a resposta da coluna d'água às excitações da onda, utilizando novamente o software comercial WAMIT [6] para estimar os coeficientes de radiação bem como a força de excitação, de natureza potencial, e os coeficientes viscosos estimados por meio de ensaios de decaimento, como apresentado previamente. A Figura 4.19 apresenta a comparação dos resultados para 2 calados distintos, de 15 cm e 17,5 cm, para o mesmo cilindro de 5 cm de diâmetro.

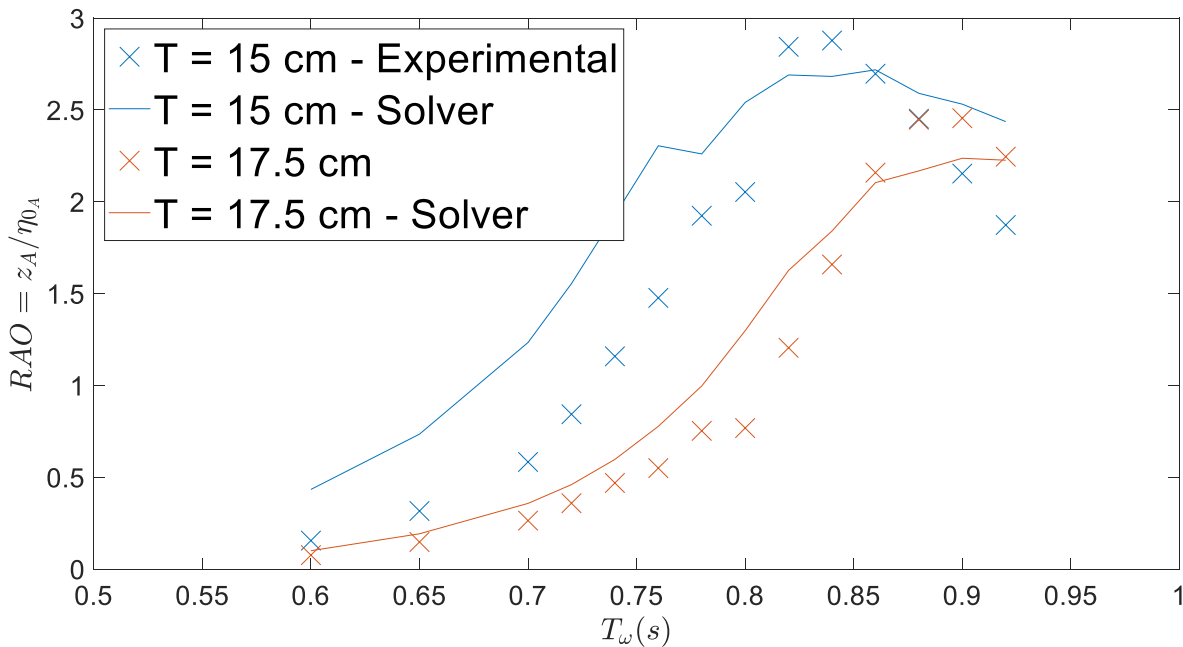


Figura 4.19 – RAO da Coluna d'Água Oscilante para diferentes calados

Observa-se, em linhas gerais, que o modelo matemático consegue prever de maneira adequada o comportamento geral da curva de resposta da coluna d'água em ambos os calados, mas nota-se uma superestimação dos valores de resposta para baixos períodos, especialmente no caso de menor calado. Por outro lado, nas proximidades de ressonância, o modelo proposto subestima a resposta da coluna d'água.

A estimativa dos coeficientes viscosos de amortecimento foi feita a partir de ensaio de decaimento, com períodos mais altos (Figura 4.7), o que pode ter induzido uma subestimação dos valores de amortecimento viscosos. Seguindo o modelo matemático proposto por Schlichting [24] (Equação (4.5)) para descrever o escoamento oscilatório no interior de dutos, há uma dependência da amplitude de movimento em relação à frequência de oscilação que, neste caso, está associada ao período da onda incidente. Por analogia, é de se esperar uma dependência da frequência também do termo associado à liberação de vórtices, o que não é considerado em nenhum dos modelos adotados como referência e se propõe que seja investigado em trabalhos futuros.

5. REPRESENTAÇÃO DOS EFEITOS DE MOONPOOLS SOBRE CASCOS

No item anterior discutiu-se a fundo as características dinâmicas do escoamento no interior de *moonpools* por meio de uma análise em volume de controle utilizando o Teorema de Transporte de Reynolds no chamado modo pistão, no qual estuda-se apenas os movimentos verticais da coluna d'água. Esta abordagem permite estimar de maneira razoável os movimentos da superfície livre no interior, como demonstrado nos resultados experimentais obtidos.

Outra parte fundamental para a implementação do conceito proposto é a compreensão dos efeitos da 'abertura do casco' para instalação dos *moonpools* sobre seus coeficientes hidrodinâmicos em ambos os casos de radiação e difração. Dada a natureza do problema, esta etapa pode ser feita inteiramente por meio do uso da Teoria Potencial, o que neste trabalho foi feito com o uso do software *WAMIT* [6].

5.1. Abordagem geral

É intuitivo prever que a remoção de parte da superfície do casco provoque alterações nos coeficientes hidrodinâmicos. Em geral, ao reduzir a região de fundo do casco pode-se esperar haver uma diminuição proporcional nos coeficientes relacionados a esta direção, como por exemplo os termos A_{33} , B_{33} ou F_3 , uma vez que com isto reduz-se a área ao longo da qual a pressão é integrada e conseqüentemente as reações hidrodinâmicas e a excitação provocada pelas ondas.

Porém, é importante considerar que a alteração da geometria modifica as funções de Green que representam as condições de contorno como um todo, portanto embora intuitivo esta relação pode não ser direta em alguns casos. Logo, faz-se fundamental uma análise delicada dos efeitos da instalação dos *moonpools* sobre as propriedades do casco, uma vez que tanto o dimensionamento quanto o posicionamento dos *moonpools* as afetam, bem como as funções de Green associadas às condições de contorno do casco original, sem aberturas, que são relacionadas à sua forma.

Como exemplo, a Figura 5.1 apresenta a comparação entre os coeficientes hidrodinâmicos em *heave* bem como a resposta para os casos de um cilindro sem e com *moonpool*, todos na forma adimensional e obtidos por meio do método *High-order* do software *WAMIT* [6]. O cilindro simulado possui 48 metros em diâmetro e calado e, no segundo caso, o diâmetro do *moonpool* é igual à metade do diâmetro externo, ou seja, 24 metros.

Nota-se a presença de uma singularidade nos coeficientes de massa adicional, amortecimento e força de excitação para um período de aproximadamente 12 segundos, o que afeta a resposta em *heave* do modelo. Este valor coincide com o período natural da coluna d'água no interior do *moonpool* estimado pela Equação (3.3), proposta por Fukuda [12], como esperado.

Podemos observar que, em linhas gerais, a redução da área na base do cilindro resultou na diminuição dos coeficientes de radiação. No caso de difração, por outro lado, percebe-se que o

modelo com *moonpool* possui excitação levemente superior ao cilindro fechado para períodos acima da singularidade, contrariando a expectativa inicial e ilustrando a necessidade de cautela em análises desta natureza.

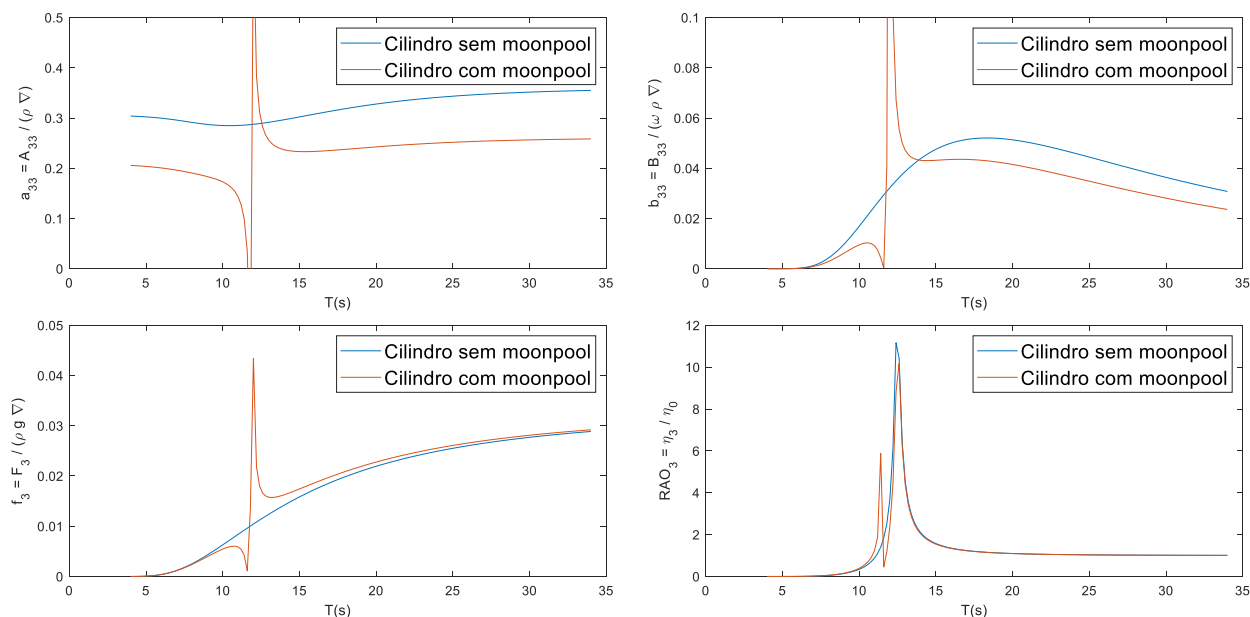


Figura 5.1 – Efeitos de um *moonpool* em um cilindro

Faz-se necessário, portanto, um estudo detalhado em cada caso uma vez que, como argumentado anteriormente, a variação provocada pela instalação de *moonpools* em cascos induz mudanças nas condições de contorno e nas funções de Green que às representam de maneira muitas vezes não intuitiva. O uso de simulações numéricas por meio de softwares como o *WAMIT* [6] ou *Hydrostar* [30] é interessante neste tipo de análise por permitir a estimativa dos coeficientes hidrodinâmicos alterados pela presença dos *moonpools*.

Porém, os efeitos viscosos do escoamento no interior dos *moonpools* são geralmente bastante intensos, como apresentado no modelo matemático proposto neste trabalho ou nas referências adotadas, o que não é previsto por códigos em teoria potencial.

Como apresentado na Revisão Bibliográfica, uma tentativa de controlar o movimento da superfície livre no interior de *moonpools* e limitar os movimentos do modelo é proposta Lee, Newman e Nielsen [18] com o uso de uma superfície virtual posicionada sobre a superfície livre, chamada de ‘*Lid*’. Desta forma, propõe-se adicionar um coeficiente de amortecimento empírico extra, além do previsto por teoria potencial, reduzindo os movimentos da coluna d’água.

O software *WAMIT* [6] possui em seu código os chamados ‘modos generalizados’ que, como definido no manual do programa, correspondem a uma série de técnicas para representar fenômenos associados ao campo potencial calculado pelo software mas que não são previstos pelos 6 graus de liberdade originais de um corpo rígido. Desta forma, o usuário pode, por meio do uso

de modos generalizados, acrescentar novos graus de liberdade para descrever, por exemplo, deformações estruturais ou movimentos de partes articuladas do corpo, relacionando-os aos casos de difração e radiação. A ‘Lid’ proposta em [18] consiste em um modo generalizado, representado pela superfície virtual inserida pelo usuário sobre a superfície livre no interior de *moonpools*.

Dada a forma como o modo generalizado da ‘Lid’ é concebido, o software considera a superfície virtual que a representa como parte do casco ao computar os coeficientes de radiação e difração. A consequência disto é que os coeficientes hidrodinâmicos obtidos por esta técnica são, geralmente, maiores que aqueles oriundos de simulações sem o uso da ‘Lid’ ou mesmo do casco original, como ilustrado pela Figura 5.2.

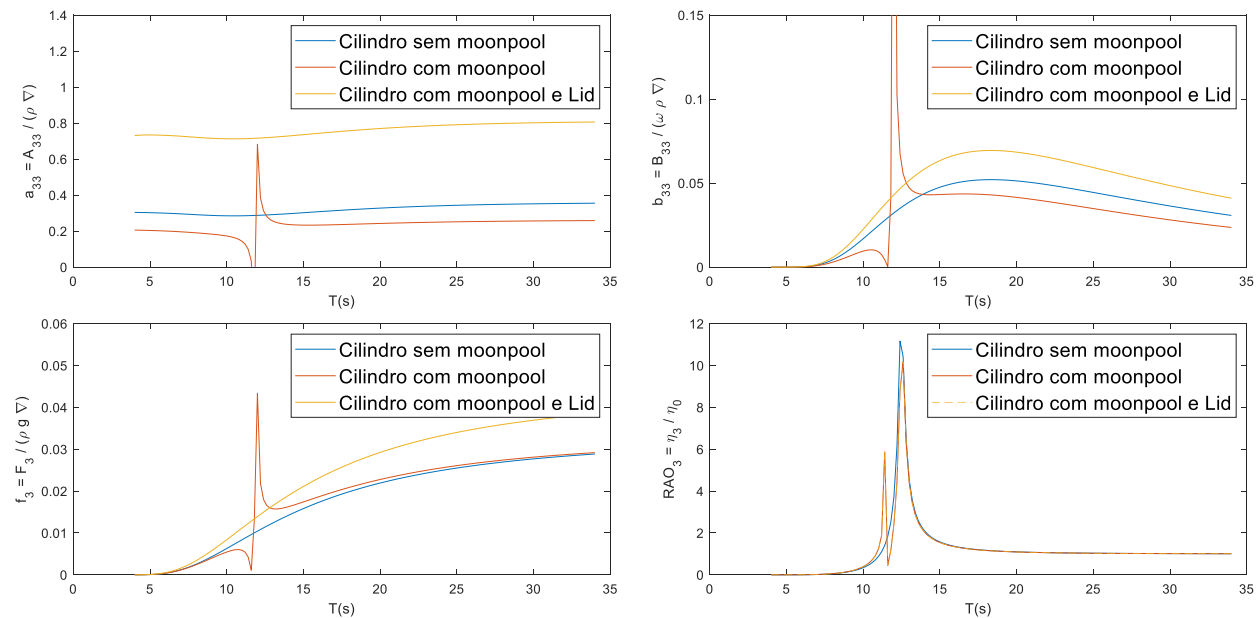


Figura 5.2 - Efeitos do uso da técnica da ‘Lid’ sobre os coeficientes hidrodinâmicos e resposta de um cilindro

É notável a grande diferença entre os coeficientes hidrodinâmicos obtidos pelas simulações sem e com o uso da ‘Lid’, com valores expressivamente maiores no segundo caso. Porém, nota-se que a curva de resposta final obtida sem a adição de amortecimento extra sobre a ‘Lid’ é praticamente a mesma nos dois casos. Esta técnica, conforme proposto pelos autores [18], foca primordialmente nos resultados finais de movimento da superfície livre no interior de *moonpools* e de resposta do modelo, cuja eficiência é ilustrada pelas curvas apresentadas na Figura 5.2 .

Muito embora o exemplo de um cilindro demonstre a eficácia do uso da ‘Lid’ seguindo os preceitos definidos por seus autores, esta técnica possui alguns contrapontos. O primeiro deles está associado aos efeitos viscosos e à maneira de representá-los como forma de amortecimento adicional imposto sobre a ‘Lid’, uma vez que tanto o modelo matemático proposto neste trabalho representado pela Equação (4.10) quanto os modelos de Knott e Mackley [14] e Aalbers [15] adotam uma superfície virtual na base do cilindro para representar a interação entre a coluna d’água

como um todo e o campo de pressões externo, estando associada à SVC no modelo proposto neste trabalho. Isto significa que os modelos que descrevem os coeficientes de amortecimento viscosos devem ser alterados para considerar o aumento do termo potencial devido à posição da ‘Lid’.

Outro ponto crítico da técnica da ‘Lid’ é o fato mencionado previamente de sua aplicação alterar os coeficientes hidrodinâmicos. Embora as curvas de resposta obtidas sejam muito semelhantes ao caso sem ‘Lid’ (Figura 5.2), o que em termos práticos indica não haver problemas, isto afasta a análise de uma representação fisicamente mais detalhada e, embora não haja evidências, pode dificultar a adequação dos resultados numéricos aos obtidos experimentalmente.

Malta et al [16], como mencionado na Revisão Bibliográfica, apresentam comparações entre os resultados experimentais e numéricos obtidos utilizando a técnica da ‘Lid’. Os autores apresentam uma representação alternativa da ‘Lid’ como um segundo corpo descrito apenas pelo painel virtual posicionado sobre a superfície livre. A diferença é que nesta segunda técnica, uma vez que nela a ‘Lid’ é descrita como um corpo independente, os coeficientes hidrodinâmicos do modelo não são integrados sobre esta superfície. Por outro lado, adicioná-la na simulação implica em alterações nas condições de contorno como um todo e conseqüentemente nos coeficientes potenciais do modelo. O fato de ela estar posicionada sobre a superfície livre e a não-linearidade do amortecimento viscoso são outros fatores dificultadores para obtenção de soluções numéricas mais precisas.

Uma forma de contornar os problemas associados à superestimação da parcela potencial de amortecimento da superfície virtual é posicioná-la na base do cilindro, abandonando o conceito da ‘Lid’, que, como sugerido pelo seu nome (tampa, em inglês) deve estar posicionada sobre a coluna d’água. Usando a Superfície Virtual de Controle (SVC), proposta neste trabalho, é possível realizar estimativas das interações potenciais entre a coluna d’água e o campo de pressões externos, como demonstrado no capítulo anterior para o caso de uma estrutura fixa e exemplificado pela Figura 4.8.

Para justificar esta ideia, é possível interpretar os valores dos coeficientes hidrodinâmicos de um casco com *moonpools* como função da geometria do casco sem *moonpools* bem como do dimensionamento e posicionamento da abertura. A Equação (5.1) exemplifica esta interpretação para o coeficiente de massa adicionada $A_{ij}^*(\omega)$ do casco ‘modificado’, ou seja, com *moonpools* instalados, definido como uma função desconhecida f dependente do coeficiente para o mesmo grau de liberdade do casco sem aberturas $A_{ij}(\omega)$, do diâmetro D_{MP} e posição \vec{r}_{MP} da abertura.

$$A_{ij}^*(\omega) = f(A_{ij}(\omega), D_{MP}, \vec{r}_{MP},) \quad (5.1)$$

Uma vez que qualquer tentativa de representar a coluna d’água no interior de *moonpools* provoca alterações nas condições de contorno e, com isso, dos coeficientes hidrodinâmicos do modelo estudado, o método proposto neste trabalho para modelagem dos *moonpools* parte do Princípio da Superposição para estimar os coeficientes de radiação e de excitação por meio de duas

simulações distintas. A primeira delas considerando apenas o casco com abertura, provendo os coeficientes relativos ao modelo apenas, e a segunda delas contendo também a *SVC* para simular os efeitos da coluna d'água sobre o modelo.

Com isso, três possibilidades surgem para a modelagem de *moonpools*. A primeira delas consiste na simples adaptação do método proposto em [16], representando a *SVC* como outro corpo independente de espessura nula. Esta abordagem pode ser executada no software *WAMIT* em ambos os métodos *High order* e *Low order*.

A segunda alternativa é a de utilizar o modo generalizado que descreve a '*Lid*', porém posicionando a superfície relacionada ao modo generalizado (*patch* de índice 4 de acordo com o procedimento padrão deste modo no *WAMIT* [6]) na base do *moonpool* como a *SVC*. Este caso consiste na simulação de apenas 1 corpo, com a *SVC* sendo descrita como o sétimo grau de liberdade do sistema.

A terceira opção consiste na representação da coluna d'água por um corpo independente com formato igual ao do *moonpool*. Desta forma, a *SVC* é associada à base do pistão que simula a coluna d'água e seus coeficientes hidrodinâmicos são obtidos diretamente por meio de uma simulação multi-corpos. Os contrapontos deste último método estão associados ao esforço computacional para realizar as simulações que podem ser expressivamente altos uma vez que o tempo de simulação geralmente está associado com a quantidade de painéis (ou *patches*) utilizados na descrição da geometria. Outro comentário a ser feito se refere à necessidade de um pequeno espaçamento entre os painéis (ou *patches*) que representam as paredes dos *moonpools* do modelo e do pistão que representa a coluna d'água para evitar problemas por superposição.

Nos 3 casos as estimativas dos coeficientes hidrodinâmicos do modelo são afetadas pela presença da *SVC* devido à presença de painéis não associados ao modelo em si. Isto implica na demanda de 2 simulações a serem feitas, uma sem a *SVC* e outra com a *SVC*, permitindo a obtenção dos coeficientes do modelo e dos termos relacionados à coluna d'água e sua interação com o corpo ao seu redor, respectivamente.

De posse dos coeficientes obtidos com e sem a *SVC*, propõe-se que as matrizes finais a serem utilizadas sejam formadas parcialmente por ambos, com os graus de liberdade associados puramente ao modelo sendo obtidos pela primeira simulação (sem *SVC*) e os graus de liberdades que representam as interações da coluna d'água com o casco e o campo de pressões externo obtidos pela segunda (com *SVC*), como ilustrado pela Equação (5.2).

$$A_{ij} = \begin{cases} A_{ij}^{SemSVC}, & \text{se } i \leq 6 \text{ e } j \leq 6 \\ A_{ij}^{ComSVC}, & \text{se } i > 6 \text{ ou } j > 6 \end{cases} \quad (5.2)$$

$$B_{ij} = \begin{cases} B_{ij}^{SemSVC}, & \text{se } i \leq 6 \text{ e } j \leq 6 \\ B_{ij}^{ComSVC}, & \text{se } i > 6 \text{ ou } j > 6 \end{cases}$$

$$C_{ij} = \begin{cases} C_{ij}^{SemSVC}, & \text{se } i \leq 6 \text{ e } j \leq 6 \\ C_{ij}^{ComSVC}, & \text{se } i > 6 \text{ ou } j > 6 \end{cases}$$

$$F_i = \begin{cases} F_i^{SemSVC}, & \text{se } i \leq 6 \\ F_i^{ComSVC}, & \text{se } i > 6 \end{cases}$$

Ainda que o uso da SVC em qualquer das 3 possibilidades apresentadas contorne os problemas relacionados à estimativa dos termos potenciais associados à dinâmica da OWC, outro fator complicador, que vai além da estimativa destes termos, está associado aos termos de amortecimento viscoso, mas desta vez à não-linearidade destes coeficientes. Uma vez que os métodos de solução no domínio da frequência assumem linearidade de todos os coeficientes, inclusive o de amortecimento, há necessidade de linearizar o termo ‘quadrático’. Isto pode ser feito por meio do conceito do amortecimento linear equivalente, que estima o coeficiente linear que resulta na mesma quantidade de energia dissipada por ciclo. Esta técnica foi utilizada neste trabalho para análise de decaimento da coluna d’água oscilante, resultando no coeficiente b_2 apresentado na Equação (4.19).

Como demonstrado nesta mesma equação, o termo linear equivalente depende do período de oscilação (τ) e da amplitude de movimento da coluna d’água (z_0). Por conta do primeiro, estimar um único termo de amortecimento que valha para todas as frequências estudadas é difícil, senão impossível, devido a esta dependência do período ou frequência. O segundo também dificulta a análise uma vez que a amplitude de movimento é desconhecida e depende do coeficiente de amortecimento, resultando em um modelo implícito para obtenção das respostas.

Softwares comerciais, como o WAMIT [6] ou Hydrostar [30], permitem a adição de termos extra de amortecimento. Porém apenas valores constantes em relação à frequência, o que dificulta a utilização direta dos resultados obtidos de algum desses softwares sem algum tratamento posterior. Desta forma, é necessário a implementação de um *solver* capaz de resolver as equações do movimento do sistema como um todo, em seus 8 graus de liberdade. A solução pode ser obtida por meio de um *solver* no domínio da frequência para cada período de excitação, o que permite adicionar termos de amortecimento dependentes da frequência, como é o caso do coeficiente linear equivalente de amortecimento b_2 apresentado na Equação (4.19). Devido à dependência da amplitude de movimento, um processo iterativo pode se fazer necessário para que o *solver* consiga prever a amplitude de movimento da coluna d’água bem como a resposta do modelo em todos os seus graus de liberdade de maneira apropriada. Embora a solução no domínio da frequência permita estimar de maneira implícita o termo de amortecimento viscoso ‘quadrático’, os outros termos não lineares não podem ser considerados por não possuírem relação direta com nenhuma parcela em um sistema linear.

Uma abordagem alternativa consiste na integração no tempo das equações de movimento do sistema em seus 8 graus de liberdade seguida de análises estatísticas das séries temporais obtidas. Em geral, esta abordagem pode ser interpretada como mais precisa, uma vez que considera as não-linearidades dos termos de amortecimento e inércia, lembrando da parcela não linear proporcional à aceleração da coluna d'água explicitada na Equação (4.10).

Os itens a seguir apresentarão análises mais detalhadas de modelos simples, como um cilindro com *moonpool* (com alguns resultados já apresentados nas Figuras 5.1 e 5.2), e 3 casos com uma balsa retangular, com um *moonpool* retangular à meia nau, com um *moonpool* circular à meia nau e com 2 *moonpools* simétricos em relação à meia nau.

5.2. Métodos para solução das Equações de Movimento

Como discutido previamente, os efeitos da instalação de *moonpools* em cascos de unidades flutuantes sobre os coeficientes de radiação e difração da forma como apresentados na Figura 5.1, por exemplo, são de natureza puramente potencial. Contudo, a investigação exibida no capítulo anterior sobre colunas d'água oscilantes enfatiza as fortes influências viscosas sobre o comportamento do escoamento no interior de *moonpools*, e as discussões acerca do conceito de Absorvedores Dinâmicos de Vibrações expõem de maneira clara as possíveis consequências de alteração dos termos de amortecimento sobre o sistema.

Uma abordagem completa requer, portanto, a consideração de ambas as parcelas para obtenção de uma estimativa precisa das características dinâmicas de um corpo com *moonpools* e da própria coluna d'água em seus interiores.

De posse dos coeficientes hidrodinâmicos da geometria alterada para todos os graus de liberdade, ou seja, os 6 correspondentes às translações e rotações do modelo adicionado aos graus de liberdade relativos aos movimentos das colunas d'águas no interior dos *moonpools*, é possível encontrar a solução para as Equações de Movimento pelo domínio da frequência ou pelo domínio do tempo.

Para implementar um *solver* no domínio da frequência assume-se uma representação geral para a Equação do movimento na forma expressa em (5.3), onde \vec{F}^* retrata a excitação induzida pelas ondas, A_{eq}^* e B_{eq}^* as matrizes de massa adicional e amortecimento, todos dependentes da frequência, C a matriz de restauração e M a matriz inercial.

$$\sum \vec{F}^*(\omega) = [M]\{\ddot{\eta}\} = -[A_{eq}^*(\omega)]\{\ddot{\eta}\} - [B_{eq}^*(\omega)]\{\dot{\eta}\} - [C]\{\eta\} \quad (5.3)$$

Os termos subscritos 'eq' nas matrizes de massa adicionada e amortecimento estão relacionados às não linearidades presentes na dinâmica da coluna d'água no interior de *moonpools* como demonstrado na Equação (4.10). Uma vez que a excitação possui caráter harmônico, a solução da equação de movimento em (5.3) é dada assumindo resposta também harmônica e em

mesma frequência que, em notação imaginária, é dada por $\eta(t) = \eta_0 e^{-i(\omega t + \phi)}$, onde i representa o termo imaginário. Com a substituição da resposta esperada, é possível unir as parcelas que multiplicam a resposta em uma única matriz $[M] = [-\omega^2 [A_{eq}^*(\omega)] + i \omega [B_{eq}^*(\omega)] + C]$. A resposta é calculada então pela simples inversão da matriz $[M]$.

$$[M]\vec{\eta}_0 = \vec{F}^*(\omega) \rightarrow \vec{\eta}_0 = \vec{F}^*(\omega)[M]^{-1} \quad (5.4)$$

O *solver* no domínio da frequência é simples e rápido de ser implementado, mas possui como aspecto negativo a necessidade de adaptar os termos não lineares, que são consideravelmente intensos na descrição da dinâmica do escoamento no interior dos *moonpools*.

Para o termo de massa adicional, a Equação (4.10) demonstra uma parcela não linear proporcional ao produto entre o deslocamento e a aceleração da coluna d'água, que não possui associação direta com algum elemento comum à teoria linear de vibrações e, por isso, deve ser desprezado.

Já no caso das parcelas viscosas de amortecimento, que possuem caráter 'quadrático' (produto do módulo da velocidade pela velocidade), o conceito do amortecimento linear equivalente que estima um coeficiente linear igualando a energia dissipada a cada ciclo pode ser implementado, permitindo sua consideração em (5.4). Contudo, a Equação (4.19) demonstra o cálculo deste termo (b_2), explicitando sua dependência tanto da frequência (ou período) de oscilação quanto da amplitude de movimento, o que sugere a necessidade do uso de um processo iterativo para uma estimativa apropriada dos efeitos viscosos sobre o amortecimento para o *solver* no domínio da frequência. Isto pode ser feito estimando um valor para a amplitude de movimento (z_0) e, ao fim do cálculo, verificando se a amplitude obtida para o grau de liberdade equivalente ao movimento da coluna d'água é compatível ao estimado, dada uma tolerância especificada.

Outra possibilidade, a princípio mais precisa, é a implementação de um *solver* desenvolvido no domínio do tempo. Para este caso, o método Runge-Kutta de 4ª ordem é um método eficiente para realização da integração da Equação de Movimento ao longo do tempo. Isto permite integrar toda a equação, considerando todos os termos não lineares sem a necessidade de quaisquer adaptações ou simplificações, além de considerar os efeitos da direção do escoamento no interior do *moonpool* discutidas no capítulo anterior.

O procedimento geral para integração por Runge-Kutta parte da geração de duas funções $f_1(t, \eta, d\eta)$ e $f_2(t, \eta, d\eta)$, conforme a Equação (5.9). A primeira delas é a simples associação com a derivada no tempo da variável de interesse, neste caso o vetor posição (η).

$$\begin{cases} f_1(t, \eta, d\eta) = d\eta \\ f_2(t, \eta, d\eta) = [M^* + A^* + \alpha']^{-1} [\vec{F} - [B^*]d\eta - [C^*]\eta - B_{quad}d\eta^2 - B_{visc}d\eta|d\eta|] \end{cases} \quad (5.5)$$

Na expressão acima, $[M^*]$ representa a matriz de inércia do modelo com *moonpools*, $[A^*]$, $[B^*]$ e $[C^*]$ as matrizes de massa adicional, amortecimento potencial e restauração do casco alterado, de acordo com o previsto pela teoria potencial como discutido previamente, lembrando que ela é constituída dos 6 graus de liberdade do corpo rígido somada aos graus adicionais relativos às colunas d'água dentro dos *moonpools*. Os termos $[\alpha']$ e $[B_{quad}]$ representam os termos não lineares associados à variação de massa no interior do *moonpool* e ao fluxo na *SVC*, como discutido no capítulo anterior. Ambas as matrizes possuem termos nulos para todos os graus de liberdade, exceto aqueles associados ao movimento da coluna d'água no interior dos *moonpools*. Por fim, $[B_{visc}]$ representa o amortecimento viscoso 'quadrático', relacionado à fricção ao longo da parede e à liberação de vórtices na base do *moonpool*. Este termo é não-nulo apenas para os graus de liberdade associados aos *moonpools* bem como aos movimentos verticais do casco.

Assim, a partir de uma condição inicial conhecida $(\eta(t=0), \dot{\eta}(t=0))$, a integração é resolvida seguindo as expressões apresentadas na Equação (5.6), permitindo definir a posição e velocidade em cada instante de índice ' $i+1$ ' a partir do instante anterior dado um passo no tempo dt .

$$\begin{aligned}
k_1 &= f1(t(i), \eta(i), \dot{\eta}(i)) \\
dk_1 &= f2(t(i), \eta(i), \dot{\eta}(i)) \\
k_2 &= f1(t(i) + dt/2, \eta(i) + dt/2 k_1, \dot{\eta}(i) + dt/2 dk_1) \\
dk_2 &= f2(t(i) + dt/2, \eta(i) + dt/2 k_1, \dot{\eta}(i) + dt/2 dk_1) \\
k_3 &= f1(t(i) + dt/2, \eta(i) + dt/2 k_2, d\eta(i) + dt/2 dk_2) \\
dk_3 &= f2(t(i) + dt/2, \eta(i) + dt/2 k_2, d\eta(i) + dt/2 dk_2) \\
k_4 &= f1(t(i) + dt, \eta(i) + dt k_3, d\eta(i) + dt dk_4) \\
dk_4 &= f2(t(i) + dt, \eta(i) + dt k_3, d\eta(i) + dt dk_3)
\end{aligned} \tag{5.6}$$

$$\begin{aligned}
\eta(i+1) &= \eta(i) + dt/6(k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4) \\
d\eta(i+1) &= d\eta(i) + dt/6(dk_1 + 2dk_2 + 2dk_3 + dk_4)
\end{aligned}$$

De posse da série temporal obtida pelo procedimento descrito, a curva de resposta pode ser representada por meio do RAO (*Response Amplitude Operator*), que relaciona a amplitude de resposta à amplitude da onda incidente, conforme apresentado na Equação (5.7), estimando as amplitudes de movimento por meio do desvio padrão das séries temporais.

$$RAO_i = \frac{\eta_{iA}}{\eta_{0A}} = \frac{\sqrt{2} \text{std}(\eta_i(t))}{\sqrt{2} \text{std}(\eta_0(t))} \tag{5.7}$$

A verificação da precisão dos códigos implementados para solução dos sistemas foi feita para o caso do cilindro sem *moonpool* resolvido por ambos os procedimentos, ou seja, no domínio do tempo e da frequência, comparados à solução apresentada pelo software *WAMIT* para a resposta em *heave* do cilindro, conforme a Figura 5.3. Nela, observamos boa concordância entre as curvas obtidas, indicando acurácia dos códigos implementados.

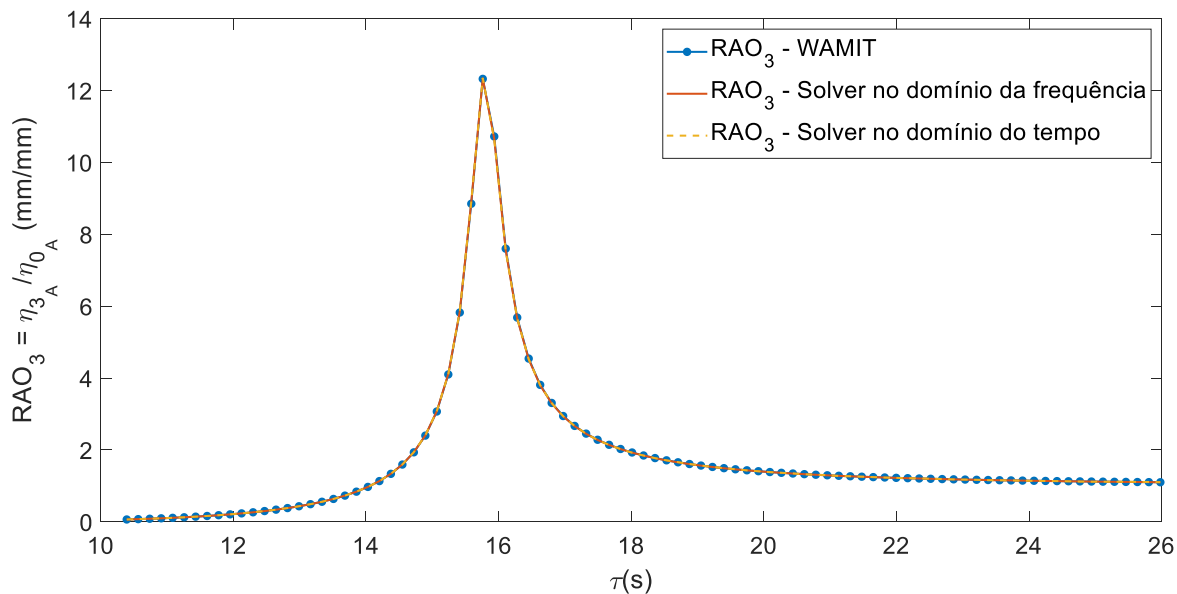


Figura 5.3 – Resposta em *heave*: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para cilindro sem *moonpool*

5.3. Casos de Exemplo

Com o intuito de demonstração e discussão sobre o procedimento proposto e os diferentes métodos possíveis para executá-lo, ou seja, o uso de um solver aplicado aos domínios da frequência ou do tempo, alguns casos gerais serão apresentados, ilustrando os efeitos da instalação do *moonpool* bem como os resultados estimados por meio da técnica proposta.

5.3.1. Cilindro com *Moonpool*

O primeiro dos casos a ser estudado corresponde a um cilindro vertical com um *moonpool* instalado no centro de sua seção transversal, de dimensões principais iguais a 48 m de diâmetro e calado, com *moonpool* de 12 m de diâmetro a 240 m de profundidade. Tais dimensões foram adotadas para representar um suposto protótipo cujo modelo em escala de 1:300 se assemelhe às dimensões usualmente experimentadas no Laboratório de Ondas e Correntes (LOC/UFRJ). Este caso, embora simples, possui valor didático e permite introdução dos métodos utilizados de maneira mais clara. A Figura 5.4 apresenta ilustração dos modelos simulados.

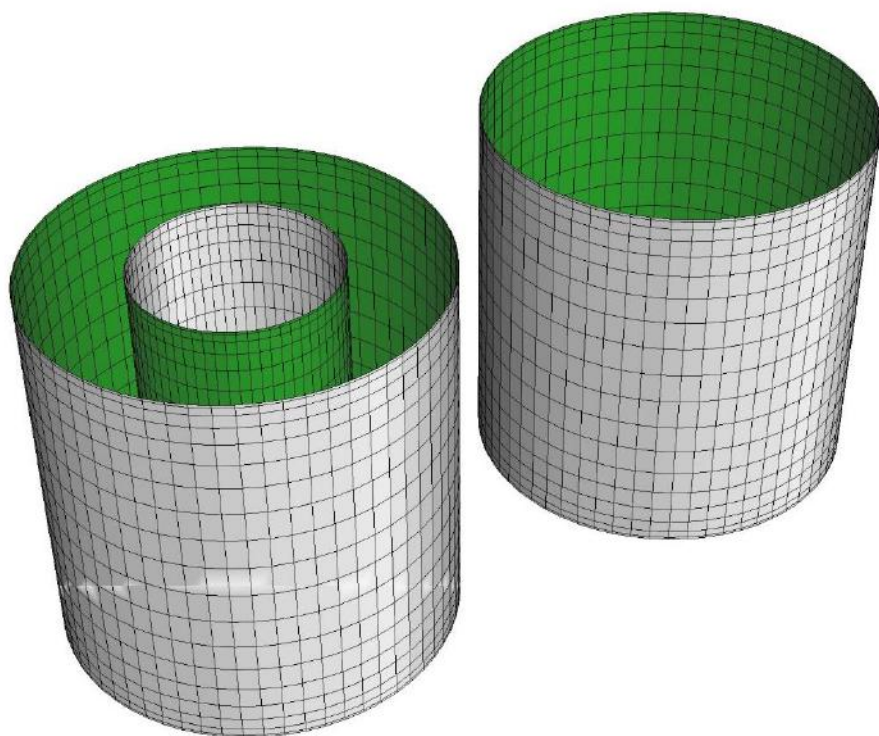


Figura 5.4 – Ilustração do cilindro com e sem *moonpool*

A Figura 5.1 apresentada acima ilustra os efeitos do *moonpool* sobre os coeficientes de radiação e força de excitação para este caso. Estes resultados foram gerados pelo método *High order* do *WAMIT* que, como discutido no Apêndice I deste trabalho, provê boas estimativas para os resultados envolvendo geometrias circulares.

Devido às conclusões apresentadas no Apêndice I deste trabalho, o tamanho médio de painéis foi definido pela razão $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$, com λ representando o menor comprimento de ondas a ser testado, no caso, correspondente a um período de 4 segundos.

Nota-se que todos os resultados obtidos pelo *WAMIT* preveem uma singularidade para um período próximo daquele previsto pelas expressões apresentadas por Fukuda [12] (ou Silva [2]) (Equações (3.3) e (3.4)) para o período natural da coluna d'água no interior do *moonpool*, como esperado.

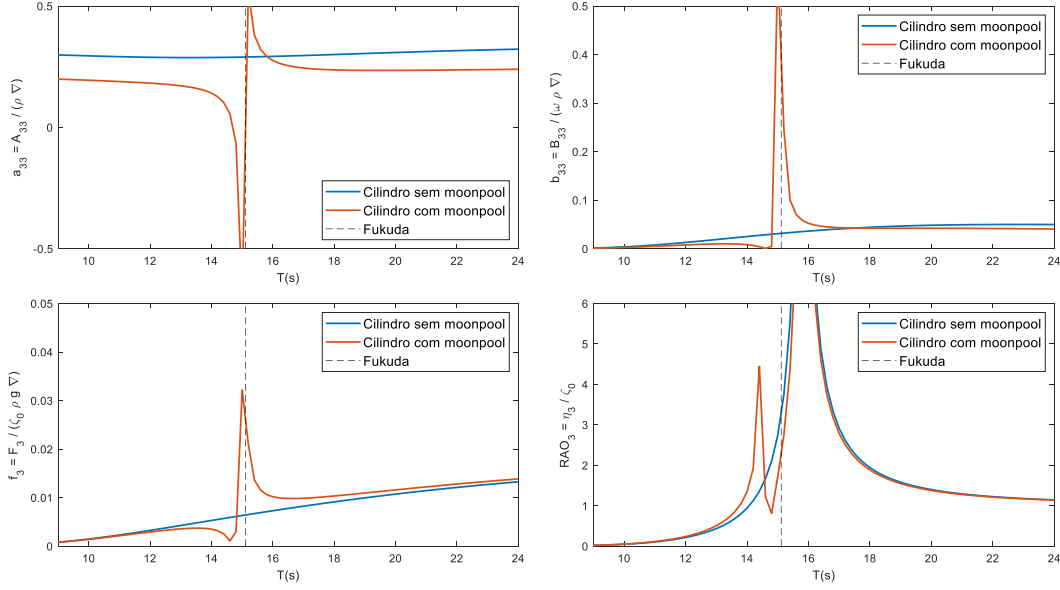


Figura 5.5 – Coeficientes de radiação e difração em *heave* para cilindro circular com e sem *moonpool*, com destaque para as singularidades no período natural da coluna d’água

De posse destes coeficientes, é possível representar a Equação de Movimento do sistema considerando os efeitos não lineares como na Equação (5.8), desenvolvida a partir da adaptação da Equação (4.10) que representa a interação da coluna d’água no interior de um *moonpool* com uma unidade flutuante, assim como descrito na da Equação (5.3).

Adaptando a notação para descrever os movimentos do *moonpool* como o sétimo grau de liberdade do corpo (desta forma, η_7 representa o movimento vertical da coluna d’água) para o caso de um cilindro descrevendo apenas translação vertical, ou seja, movimento de *heave* (η_3), a forma acoplada é apresentada na Equação (5.8), onde o coeficiente b_{VISC} representa a parcela viscosa de amortecimento ‘quadrático’ conforme a Equação (5.9). O caso analisado, portanto, despreza movimentos em todos os outros graus de liberdade para uma análise primária sendo representado por um sistema com apenas dois graus de liberdade.

$$\begin{bmatrix} m + A_{33} & A_{37} \\ A_{73} & \rho\pi \frac{D^2}{4} (T + \eta_7) + A_{77} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\eta}_3 \\ \ddot{\eta}_7 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{33} & B_{37} \\ B_{73} & B_{77} + \rho\pi \frac{D^2}{4} \dot{\eta}_7 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\eta}_3 \\ \dot{\eta}_7 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} b_{VISC} & -b_{VISC} \\ -b_{VISC} & b_{VISC} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \eta_3 \\ \eta_7 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{33} & 0 \\ 0 & \rho g \pi \frac{D^2}{4} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \eta_3 \\ \eta_7 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_3 \\ F_7 \end{Bmatrix} \quad (5.8)$$

$$b_{VISC} = \left(\frac{1}{8} c_f \rho \pi D (\eta_7 + T) + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D^2}{4} \right) |\dot{z} - \dot{\eta}_3| \quad (5.9)$$

Seguindo a forma apresentada, nota-se que o modelo proposto prevê acoplamento inercial entre os movimentos verticais do modelo e da coluna d’água devido à interação potencial, representado pelos termos cruzados na matriz de inércia adicional A_{37} e A_{73} . Estes termos são

iguais, em tese, dada a simetria usualmente observada em casos do tipo, além de serem substancialmente menores que os termos da diagonal principal. Uma possível simplificação do modelo consiste em considerá-los desprezíveis, eliminando o acoplamento do termo inicial. Percebe-se ainda uma parcela não linear ($\eta_7\ddot{\eta}_7$) como discutido no capítulo anterior, além do termo associado à massa da coluna d'água no interior do *moonpool*, assemelhando-se ao modelo do 'pistão em uma casca' proposto por Silva [2], no qual a coluna d'água pode ser representada por um segundo corpo, em formato cilíndrico, como um pistão no *moonpool*.

O prevê também termos de acoplamento cinético representados por coeficientes de amortecimento, com a parcela prevista pela teoria potencial e associados à radiação de ondas do modelo e da coluna d'água. Além dos termos lineares, a expressão (5.8) apresenta os coeficientes não lineares de amortecimento, de natureza viscosa, seguindo o modelo matemático proposto neste trabalho para descrever o movimento da coluna d'água no interior de *moonpools*.

Finalmente, o modelo proposto não prevê quaisquer interações entre os termos de restauração, de natureza hidrostática, culminando em um sistema desacoplado em termos de rigidez.

A Figura 5.6 apresenta as respostas em *heave* do modelo (superior) e da coluna d'água no interior do *moonpool* (inferior) estimadas no domínio da frequência e do tempo, assumindo os coeficientes viscosos apresentados no capítulo anterior para descrever os efeitos viscosos no interior do escoamento ($\mathbf{c}_f = \mathbf{0.274}$, $\mathbf{c}_{vU} = \mathbf{1.90}$ e $\mathbf{c}_{vD} = \mathbf{1.99}$). No primeiro caso, adotou-se um valor médio para representar a dissipação de energia associada à liberação de vórtices em cada ciclo, enquanto que no segundo esta relação foi modelada como dependente da direção do escoamento conforme proposto no capítulo anterior.

Observa-se que os dois métodos resultam em estimativas bastante semelhantes em grande parte do intervalo de períodos simulados, divergindo em duas faixas, uma delas correspondendo ao pico de respostas correspondente ao período natural em *heave* do modelo. O pico presente nesta faixa, conforme ilustrado no gráfico superior da Figura 5.6, foi previsto também pela simulação sem modelagem da coluna d'água, reforçando a interpretação de estar relacionada com o período natural do modelo. A diferença entre os resultados pode ser justificada pela simplificação adotada na implementação do código no domínio da frequência, especificamente na linearização dos termos quadráticos de amortecimento viscoso, que claramente estão subestimando esta parcela e induzido respostas mais proeminentes.

A segunda região de divergência parece surgir devido a uma estimativa de altas velocidades relativas entre o modelo e a coluna d'água, por parte do *solver* no domínio da frequência, apenas em um período específico (14,5 s), o que não parece estar relacionado com nenhuma característica dinâmica do sistema (frequência natural, pico de excitação ou coeficiente de radiação, etc). Esta diferença pontual indica a necessidade de cuidado quanto à presença de picos estimados pelo *solver* no domínio da frequência.

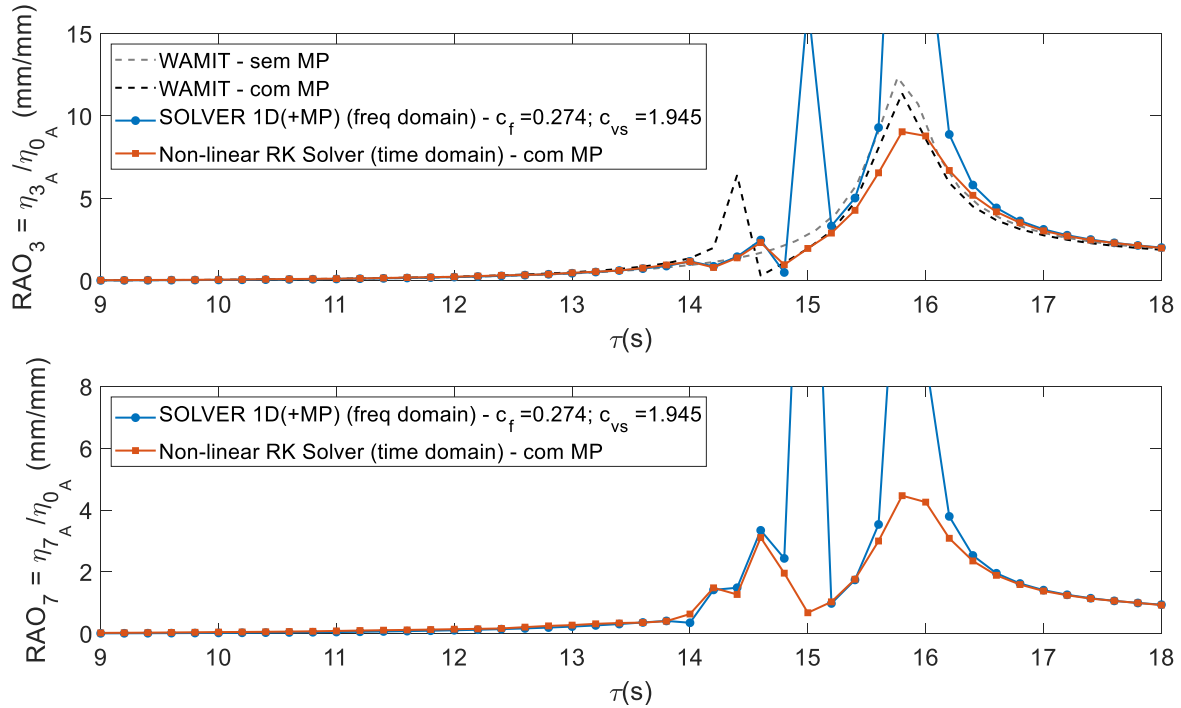


Figura 5.6 – Resposta em *heave* e da coluna d’água: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para cilindro com *moonpool*

Apesar das diferenças encontradas, com estimativas de movimentos mais intensos e menos condizentes com o esperado nas proximidades dos picos de resposta, o tempo de computação dos resultados é um ponto bastante positivo para o *solver* no domínio da frequência, gerando os resultados apresentados na Figura 5.6 em questão de poucos segundos, enquanto que o código implementado no domínio do tempo demandou aproximadamente 30 minutos para solucionar os mesmos casos.

Desta forma, conclui-se que o procedimento implementado a partir da solução de sistemas lineares mostra-se adequado para uma varredura em grande quantidade de casos a se analisar, enquanto que a integração do domínio do tempo é interessante para o refinamento em pontos específicos, onde o primeiro prevê picos acentuados, bem como para fins de comparação e obtenção de resultados mais precisos.

5.3.2. Balsa retangular com *Moonpool* circular

A fim de estender a complexidade da análise e aproximar de um caso geral de um corpo flutuante, o segundo exemplo corresponde a uma balsa retangular com um *moonpool* circular instalado em seu centro. As dimensões adotadas para a balsa são de 336 m de comprimento, 54 m de boca e 21 m de calado, com um *moonpool* de diâmetro igual a 30 m. A escolha destas dimensões foi feita para se aproximar daquelas de uma plataforma do tipo FPSO. A investigação conduzida neste caso considerou apenas ondas de proa, permitindo a consideração apenas dos movimentos ímpares dada a simetria, ou seja, os movimentos de *surge*, *heave* e *pitch* da embarcação. Assim,

trata-se de um sistema inicialmente com 3 graus de liberdade que, com a adição do *moonpool*, passa a ter 4 graus de liberdade.

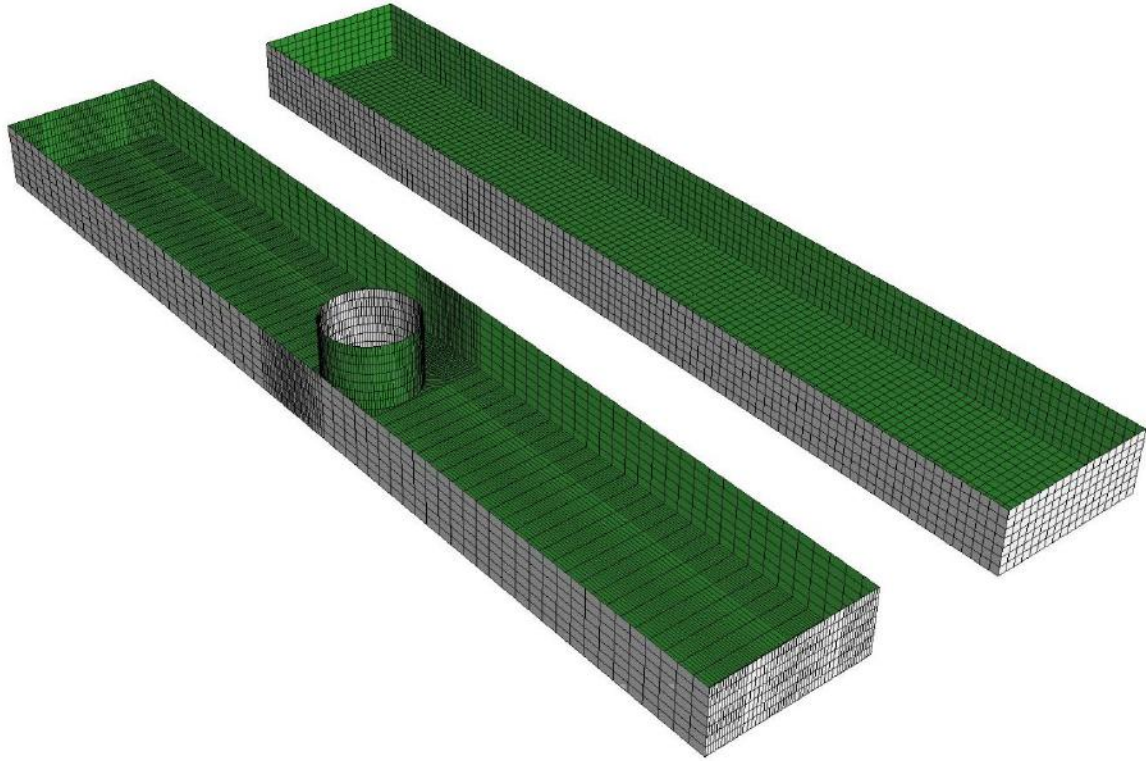


Figura 5.7 – Balsa retangular com e sem *moonpool* circular em seu centro

Na criação do modelo computacional, houve preocupação em manter a maior quantidade de elementos quadriláteros nos painéis que o compõem, bem como em evitar a existência de vértices em contato com a face de outros painéis. Isto resultou no aumento da concentração de elementos nos arredores do *moonpool*, como ilustrado na Figura 5.7. Para a distribuição dos painéis, adotou-se a técnica do *Cosine Spacing* que, conforme o Apêndice A deste texto, reduz a quantidade de elementos necessários para uma boa representação das condições de contorno associadas à impenetrabilidade sobre o casco do modelo.

Os efeitos da instalação do *moonpool* sobre os coeficientes de radiação são apresentados na Figura 5.8 obtidos pelo método *Low order* do WAMIT [6]. O tamanho médio dos painéis foi definido pela relação $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$, com λ representando o menor comprimento de ondas a ser testado, como no caso anterior do cilindro.

Percebe-se que em *surge* as curvas de massa adicionada possuem mesmo comportamento geral, porém com a curva correspondente ao modelo com *moonpool* aproximadamente 90% maior

que a do casco original, o que não ocorre para o caso de amortecimento nesta direção. Para as curvas relacionadas ao movimento em *pitch* observa-se pouca diferença entre os coeficientes adimensionais dos cascos sem e com *moonpool*, provavelmente devido ao fato de o *moonpool* estar centralizado na direção longitudinal embarcação. Para os coeficientes de radiação em *heave* o software prevê um ponto de singularidade, novamente em um período próximo ao correspondente à frequência natural da coluna d'água conforme previsto por Fukuda [12] e Silva [2] (Equações (3.3) e (3.4)) para as dimensões adotadas.

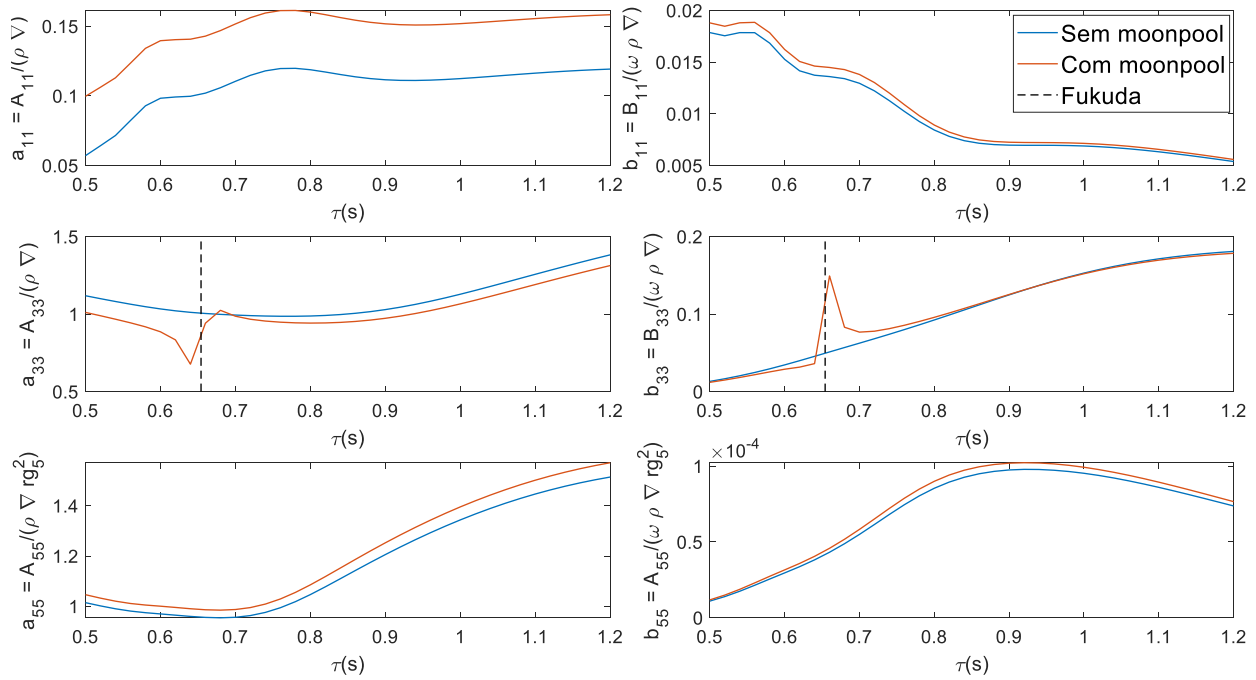


Figura 5.8 – Coeficientes de radiação em *surge*, *heave* e *pitch* para balsa retangular com e sem *moonpool*, com destaque para a singularidade em *pitch*

A Equação de Movimento do sistema considerando os efeitos não lineares é apresentado em (5.10), onde $[A^*]$, $[B^*]$ e $[C^*]$ representam as matrizes de massa adicionada, amortecimento e restauração hidrostática do casco alterado, conforme a Equação (5.2) assim como descrito na da Equação (5.8)(5.3).

$$\begin{aligned}
 & \left([A^*] + \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m r_5^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \rho \pi \frac{D^2}{4} (T + \eta_7) \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \dot{\eta}_1 \\ \dot{\eta}_3 \\ \dot{\eta}_5 \\ \dot{\eta}_7 \end{Bmatrix} + [B^*] \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \end{Bmatrix} \\
 & + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & b_{VISC} & 0 & -b_{VISC} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -b_{VISC} & 0 & b_{VISC} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \end{Bmatrix} + \left([C^*] + \begin{bmatrix} k & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_3 \\ F_5 \\ F_7 \end{Bmatrix} \quad (5.10)
 \end{aligned}$$

A equação de movimento deste sistema é bastante semelhante à anterior, para o caso do cilindro em *heave*. Nela, prevê-se acoplamento por consequência dos termos cruzados das matrizes dos coeficientes de radiação, bem como por conta da parcela viscosa do coeficiente de amortecimento, seguindo modelo matemático proposto neste trabalho para descrição do movimento da coluna d'água no interior de *moonpools*. O acoplamento não linear por conta dos efeitos viscosos relaciona apenas a resposta em *heave* do casco ao movimento da coluna d'água por simplificação, uma vez que o *moonpool* encontra-se longitudinalmente centralizado em relação ao casco. Destaca-se ainda um coeficiente de restauração linear em *surge* (k) proposto para representar uma ação equivalente de um suposto sistema de ancoragem da plataforma e evitar problemas de convergência dos modelos matemáticos.

A definição do coeficiente de amortecimento viscoso (b_{VISC}) é a mesma que a do caso anterior, apresentada na Equação (5.9) uma vez que neste caso, assim como no do cilindro, o movimento relativo entre a coluna d'água e o casco é uma relação que depende apenas do deslocamento em *heave* da embarcação dada a posição do *moonpool*.

A Figura 5.9 apresenta as soluções obtidas para as equações de movimento apresentadas acima por meio do método nos domínios do tempo e da frequência para as respostas em *heave*, *pitch* e da coluna d'água no interior do *moonpool*.

Em linhas gerais, as conclusões que podem ser traçadas a partir destes resultados seguem os mesmos apresentados para o caso anterior, para o cilindro em *heave*. Nota-se que ambos os métodos resultam em curvas com comportamento geral semelhante, prevendo um pico para um período de aproximadamente 9.5 s e outro perto de 11.3 s, o último correspondendo ao período natural da coluna d'água de acordo com Fukuda [12].

O gráfico central da Figura 5.9 indica que, neste caso, a presença do *moonpool* pouco afeta a resposta em *pitch* da embarcação uma vez que as curvas obtidas pelo solver no domínio do tempo e do casco original encontram-se praticamente superpostas, muito provavelmente por conta do posicionamento adotado para o *moonpool*, indícios já sugeridos pelas curvas da Figura 5.8.

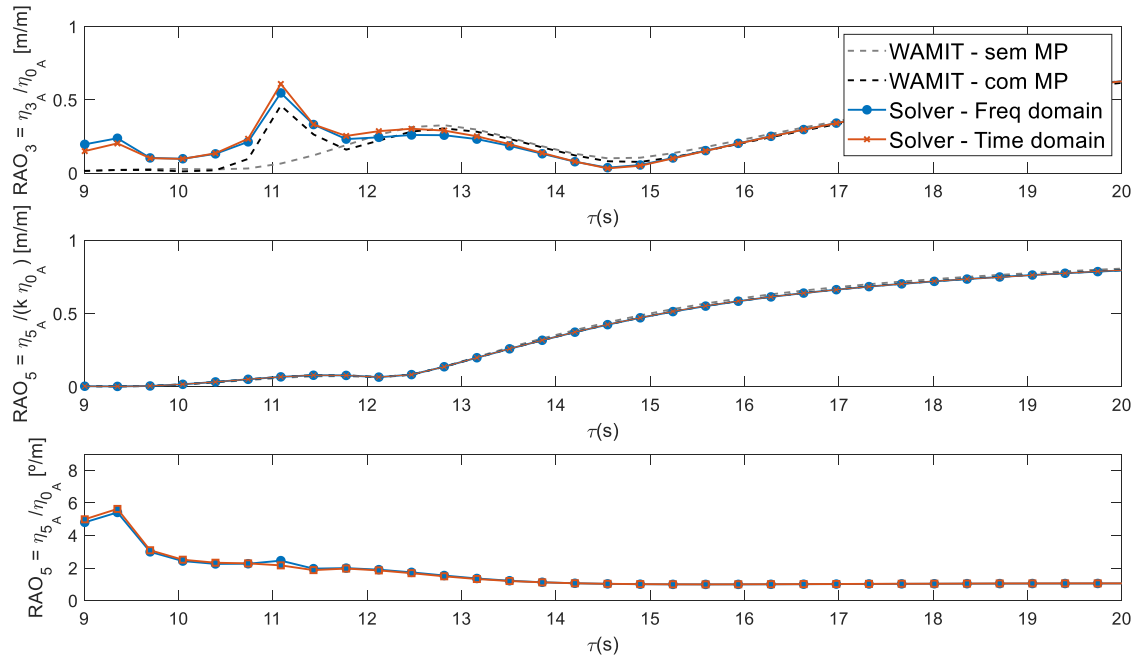


Figura 5.9 – Resposta em *heave*, *pitch* e da coluna d’água: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para balsa com *moonpool*

5.3.3. Balsa retangular com 2 *Moonpools* circulares simétricos

O exemplo seguinte corresponde a uma balsa retangular de mesmas dimensões principais e agora com dois *moonpools* circulares instalados simetricamente em seu casco, ou seja, um *moonpool* no corpo de proa e outro no corpo de popa da embarcação, ambos com mesmo diâmetro e distância em relação ao centro longitudinal do casco. Novamente, foram simuladas apenas ondas de proa, permitindo a consideração apenas dos movimentos de *surge*, *heave* e *pitch* da embarcação. Porém, neste caso trata-se de um sistema inicialmente com 3 graus de liberdade que, com a adição dos *moonpools*, passa a ter 5 graus de liberdade.

A Figura 5.10 ilustra o casco original compara ao casco com 2 *moonpools* com 30 m de diâmetros instalados simetricamente em relação ao centro longitudinal da embarcação, a uma distância de 111 m.

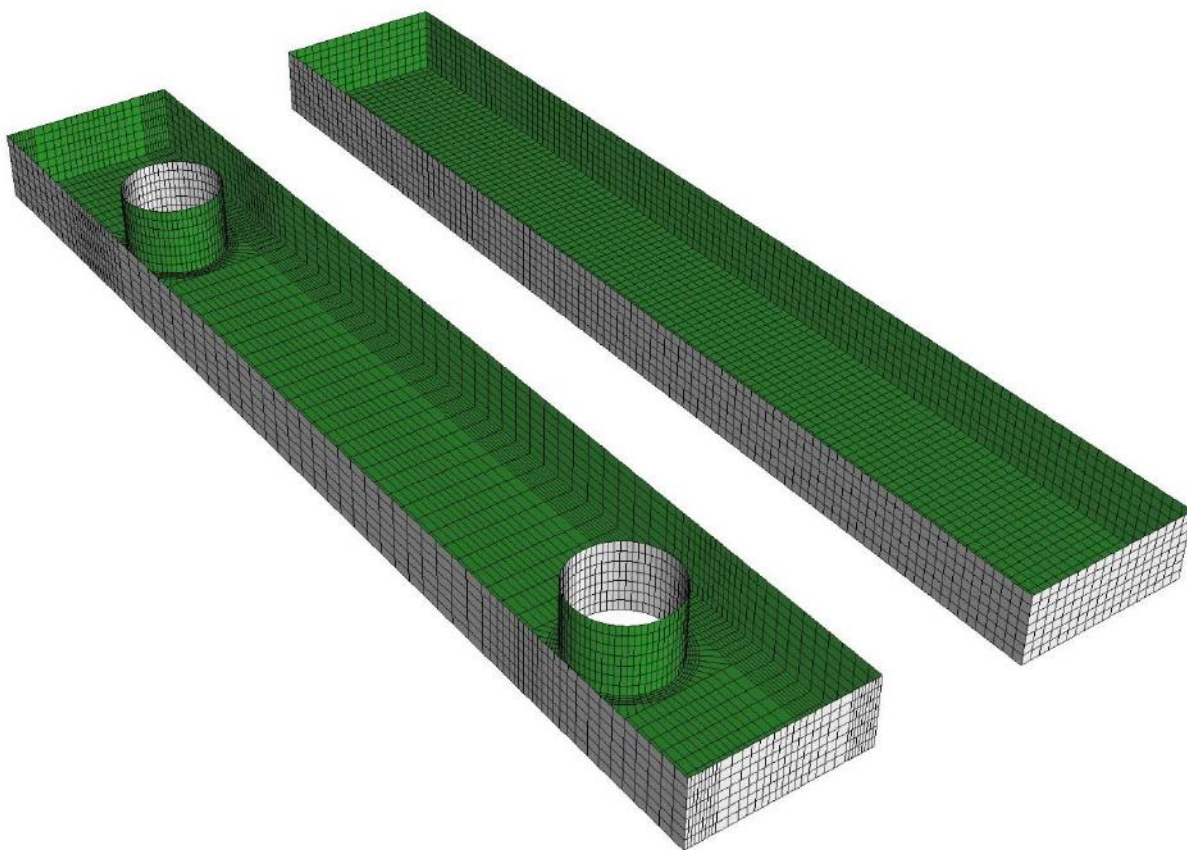


Figura 5.10 – Balsa retangular sem e com 2 *moonpools* circulares simétricos

O mesmo procedimento geral foi utilizado na geração da malha correspondente à superfície do casco deste modelo, utilizando a técnica *Cosine Spacing* para determinar a distribuição e o dimensionamento dos painéis, resultando em maiores concentrações de elementos próximos a quinas e aos *moonpools*. Os efeitos da instalação do *moonpool* sobre os coeficientes de radiação são apresentados na Figura 5.11 obtidos pelo método *Low order* do *WAMIT* [6].

Para o movimento de *surge* as mesmas conclusões podem ser traçadas para o presente caso em relação ao anterior, com curvas de massa adicionada tendo mesmo comportamento geral, porém com aumento do casco modificado em relação ao original, o que não ocorre para o caso de amortecimento nesta direção.

Em *heave* observa-se novamente singularidades nas proximidades do período natural previsto pelas Equações (3.3) e (3.4), de Fukuda [12] e Silva [2], porém com alterações mais intensas em relação ao caso anterior pela presença de dois *moonpools* neste modelo.

O efeito da instalação de *moonpools* sobre os coeficientes em *pitch* foi aquele que sofreu mais alterações em relação ao caso anterior. Agora nota-se a presença de pontos de singularidade, semelhantes àqueles presentes nas curvas dos coeficientes em *heave*, inclusive na mesma faixa de

períodos, reforçando a justificativa apresentada previamente sobre o baixo efeito de um único *moonpool* centralizado na embarcação. Neste modelo, a presença de 2 *moonpools*, ainda que simétricos na direção longitudinal, afeta os coeficientes na direção de *pitch* por conta da frequência natural da coluna d'água em seus interiores.

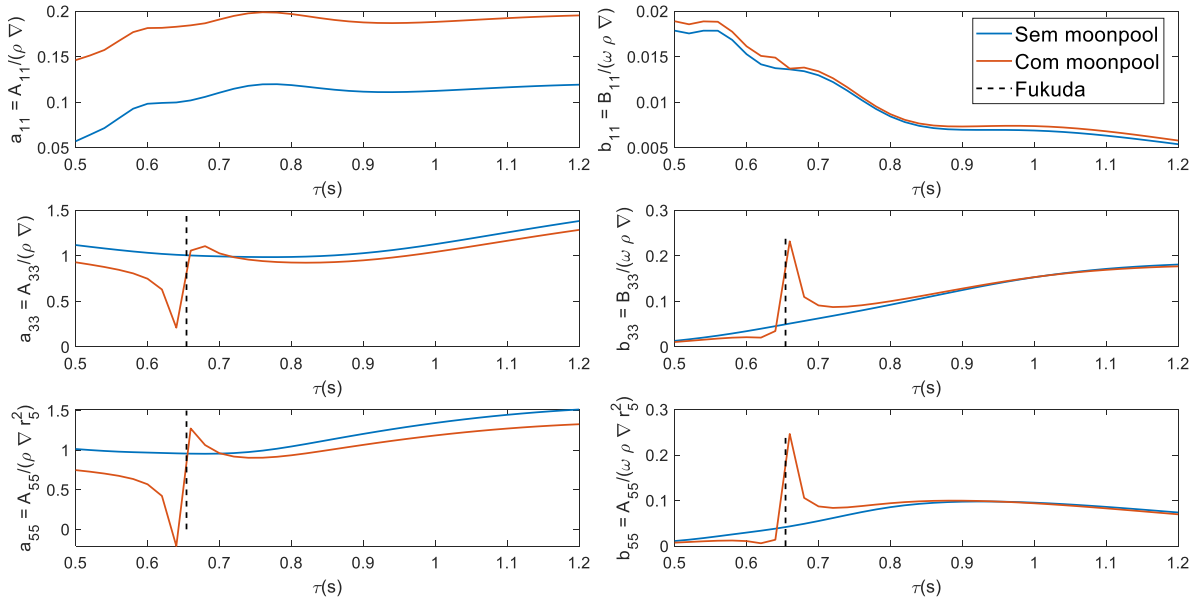


Figura 5.11 – Coeficientes de radiação em *surge*, *heave* e *pitch* para balsa retangular sem e com 2 *moonpools* simétricos, com destaque para as singularidades no período natural dos *moonpools*

A Equação de Movimento do sistema considerando os efeitos não lineares é apresentada em (5.11) onde $[A^*]$, $[B^*]$ e $[C^*]$ representam as matrizes de massa adicionada, amortecimento e restauração hidrostática do casco alterado, conforme a Equação (5.2) assim como descrito na da Equação (5.8). O termo $[B_{VISC}]$ representa a matriz dos coeficientes de amortecimento viscoso não lineares, definida na Equação (5.12) para fins de organização.

$$\begin{aligned}
 & \left([A^*] + \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m r_5^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \rho\pi \frac{D_{RE}^2}{4} (T + \eta_7) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \rho\pi \frac{D_{VA}^2}{4} (T + \eta_8) \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \dot{\eta}_1 \\ \dot{\eta}_3 \\ \dot{\eta}_5 \\ \dot{\eta}_7 \\ \dot{\eta}_8 \end{Bmatrix} + [B^*] \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \\ \eta_8 \end{Bmatrix} + [B_{VISC}] \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \\ \eta_8 \end{Bmatrix} \\
 & + \left([C^*] + \begin{bmatrix} k & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \eta_1 \\ \eta_3 \\ \eta_5 \\ \eta_7 \\ \eta_8 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_3 \\ F_5 \\ F_7 \\ F_8 \end{Bmatrix}
 \end{aligned} \tag{5.11}$$

$$[B_{VISC}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & b_{VISC,RE} + b_{VISC,VA} & 0 & -b_{VISC,RE} & -b_{VISC,VA} \\ 0 & 0 & x_{MP,RE}^2 b_{VISC,RE} + x_{MP,VA}^2 b_{VISC,VA} & -x_{MP,RE} b_{VISC,RE} & -x_{MP,VA} b_{VISC,VA} \\ 0 & -b_{VISC,RE} & -x_{MP,RE} b_{VISC,RE} & b_{VISC,RE} & 0 \\ 0 & -b_{VISC,VA} & -x_{MP,VA} b_{VISC,VA} & 0 & b_{VISC,VA} \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

A definição da matriz de amortecimento viscoso explica as maiores diferenças entre o presente caso, de um modelo com dois *moonpools* descentralizados, em relação ao exemplo anterior de uma embarcação com apenas um *moonpool* centralizado. As divergências vão além da simples adição de um grau de liberdade na Equação de Movimento, com termos mais complexos e a consideração do acoplamento entre o movimento de *pitch* da embarcação aos deslocamentos das colunas d'água no interior de cada *moonpool*, o que no caso anterior foi desprezado. Os coeficientes de amortecimento viscoso ($b_{VISC,RE}$ e $b_{VISC,VA}$) neste caso são dados pelas expressões apresentadas na Equação (5.13), considerando o movimento relativo entre o fluido e o casco na posição de cada *moonpool*.

$$\begin{aligned} b_{VISC,RE} &= \left(\frac{1}{8} c_f \rho \pi D_{RE} (\eta_7 + T) + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D_{RE}^2}{4} \right) |\dot{z} - \dot{\eta}_3 + x_{MP,RE} \dot{\eta}_5| \\ b_{VISC,VA} &= \left(\frac{1}{8} c_f \rho \pi D_{VA} (\eta_8 + T) + (c_v - 1) \rho \pi \frac{D_{VA}^2}{4} \right) |\dot{z} - \dot{\eta}_3 + x_{MP,VA} \dot{\eta}_5| \end{aligned} \quad (5.13)$$

As soluções obtidas a partir destes coeficientes, implementando as Equações de Movimento apresentadas acima nos *solvers* nos domínios do tempo e da frequência geral as curvas apresentadas na Figura 5.12 para as respostas em *heave* (superior) e *pitch* (inferior) da embarcação e na Figura 5.13 para os movimentos da coluna d'água no interior do *moonpool* de popa (superior) e proa (inferior).

Nota-se boa aderência entre as curvas obtidas por meio do solver no domínio da frequência e por integração no tempo, sugerindo acurácia de ambos os métodos. Comparando as curvas obtidas pelo modelo matemático proposto às fornecidas pelo WAMIT para as respostas em *heave* e *pitch* percebe-se que o efeito dos termos não lineares presentes no escoamento no interior dos *moonpools* não parecem afetar de maneira substancial a dinâmica do flutuante.

Para o movimento de *heave*, o modelo prevê que para baixos períodos (ou altas frequências) a resposta tende a aumentar em relação à prevista pela teoria potencial. Para altos períodos, o modelo prevê que os termos viscosos exercem pouca influência sobre o casco uma vez que a resposta quase que coincide com o previsto sem considerar tais termos.

Conclusões semelhantes podem ser traçadas para a resposta em *pitch* da embarcação, com movimentos mais acentuados em alta frequência, em relação ao previsto pelo WAMIT [6], e respostas bastante semelhantes para altos períodos.

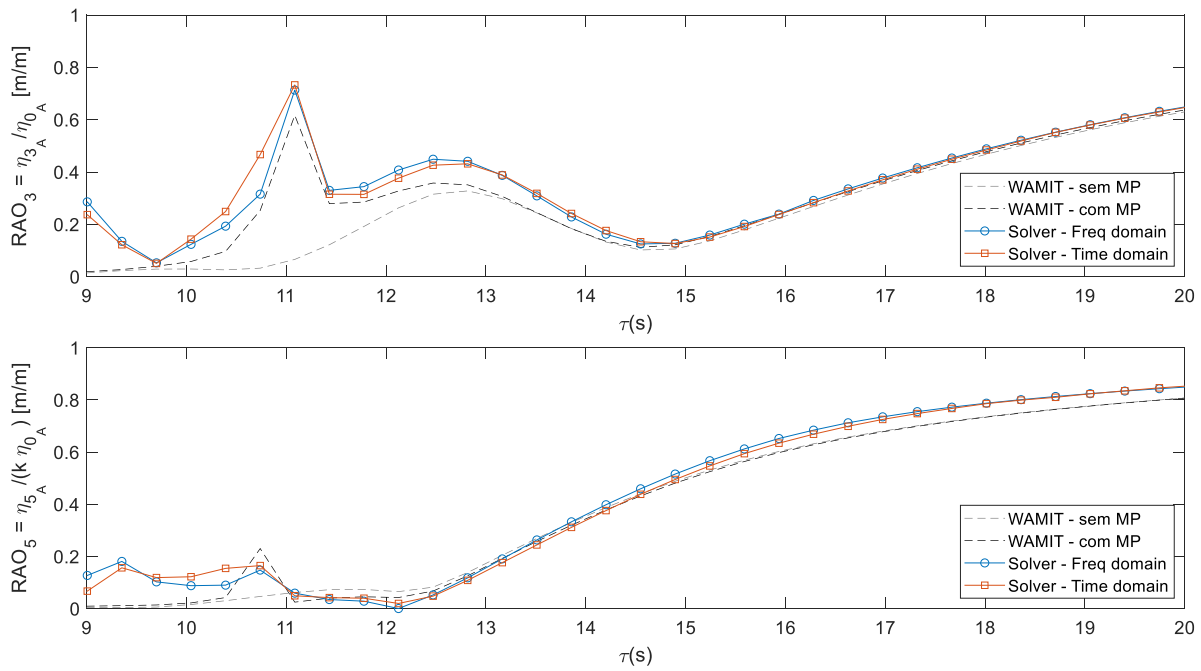


Figura 5.12 – Resposta em *heave* e *pitch*: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para balsa com 2 moonpools simétricos

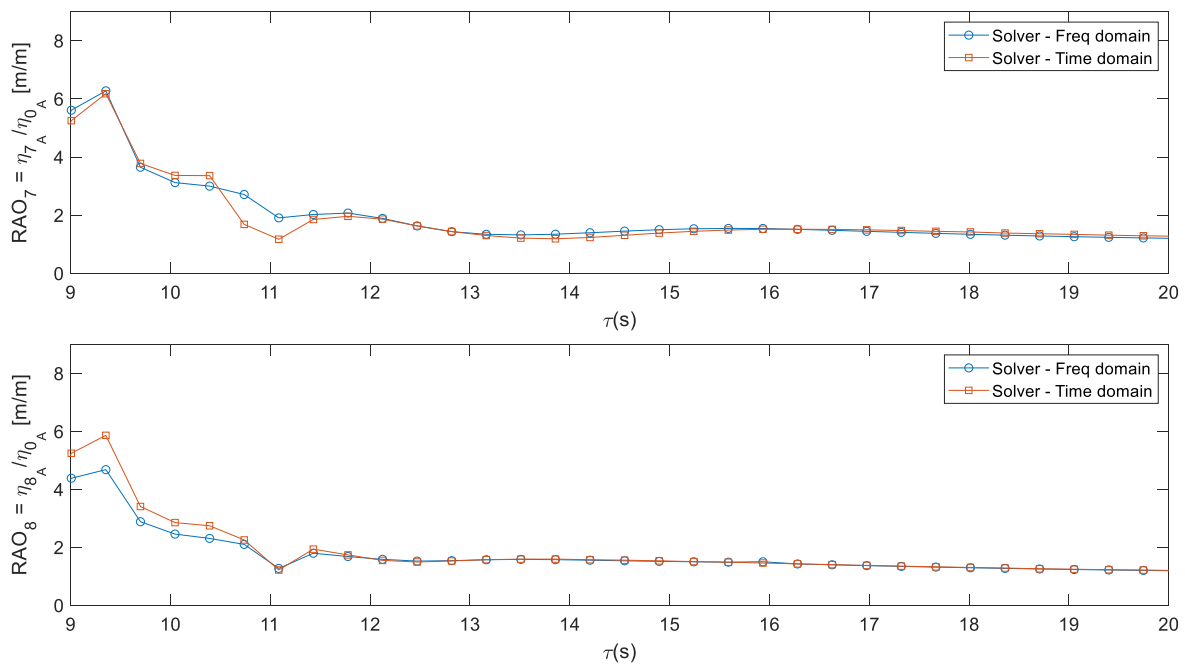


Figura 5.13 – Resposta nos *moonpools* de popa e proa: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para balsa com 2 moonpools simétricos

5.3.4. Balsa retangular com 2 *Moonpools* circulares assimétricos

A fim de explorar de maneira mais aprofundada o conceito proposto bem como o modelo matemático adotado para estimar a resposta ao adicionar *moonpools* no casco, o último exemplo a ser apresentado corresponde novamente a uma balsa retangular com 2 *moonpools*, porém desta vez instalados assimetricamente, ou seja, com diferentes diâmetros e distâncias em relação ao centro da embarcação.

A Figura 5.14 apresenta o exemplo que será investigado, com as mesmas dimensões principais dos casos anteriores, mas agora com *moonpools* de diâmetros iguais a 42 m e 24 m e a 111 m e 51 m do centro do casco, respectivamente. Na Figura 5.14, é possível comparar os dois modelos estudados, com disposições simétrica e assimétrica, bem como o casco sem *moonpools* instalados.

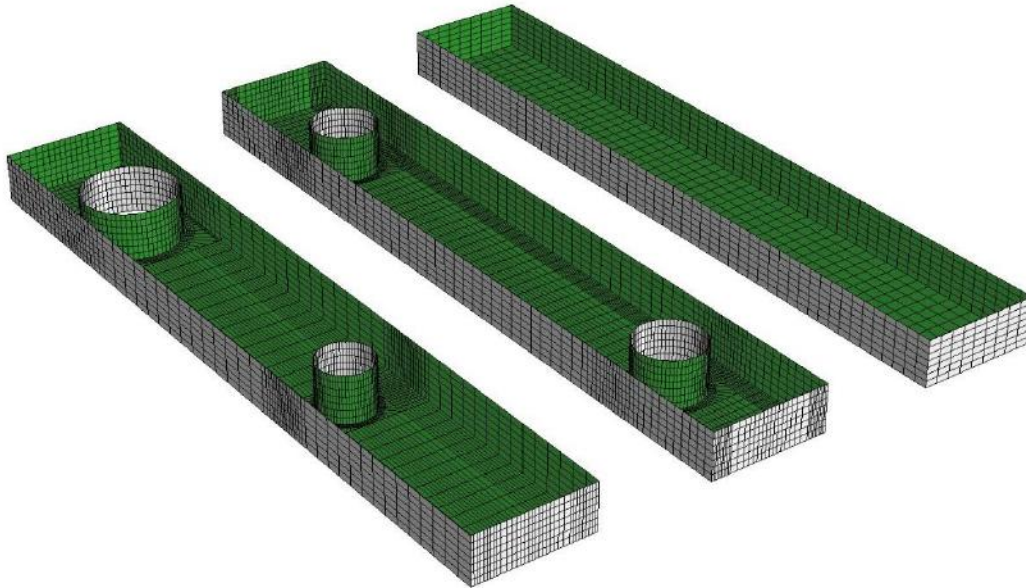


Figura 5.14 – Balsa retangular sem e com 2 *moonpools* circulares assimétricos

Os coeficientes de radiação deste caso são apresentados na Figura 5.15. A grande diferença em relação ao caso anterior está relacionada com o efeito dos *moonpools* sobre os coeficientes em *heave* e *pitch*. Devido à assimetria da disposição dos *moonpools*, as modificações induzidas em relação ao casco original são mais intensas. Os diferentes diâmetros resultam em diferentes frequências naturais para cada coluna d'água, o que se reflete distúrbios ao longo de uma banda de períodos mais extensa, se comparado ao caso anterior.

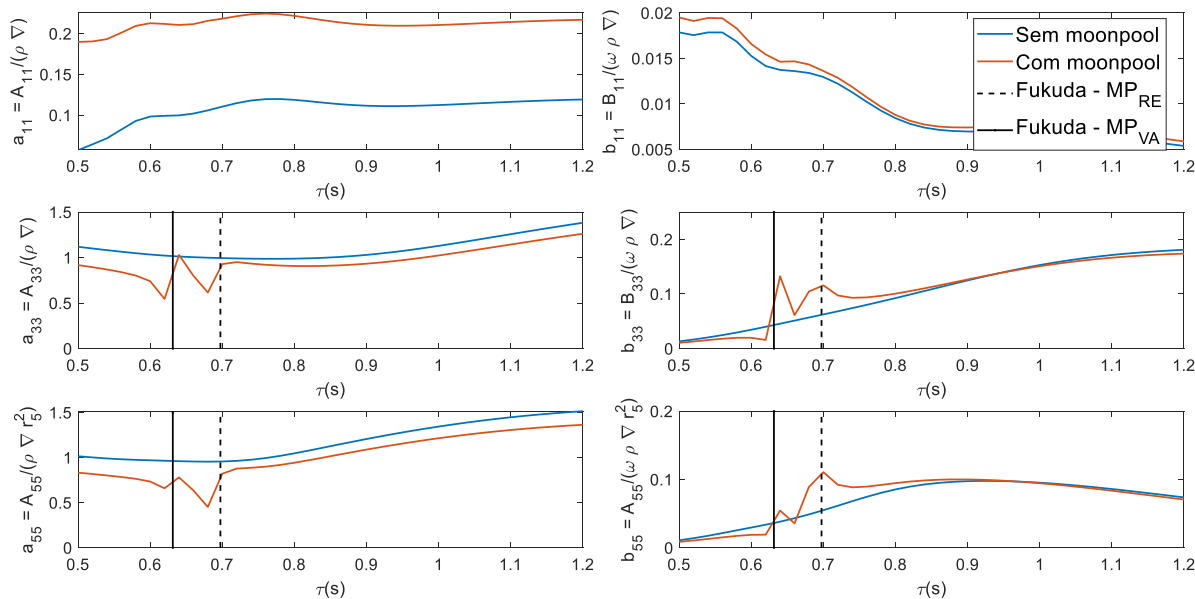


Figura 5.15 – Coeficientes de radiação em surge, heave e pitch para balsa retangular sem e com 2 moonpools assimétricos, com destaque para as singularidades em ambos os períodos naturais dos moonpools

As Equações de Movimento correspondentes a este caso são as mesmas apresentadas previamente, representadas pelas Equações (5.11), (5.12) e (5.13). Os resultados obtidos após a implementação dos códigos nos domínios do tempo e da frequência utilizando os coeficientes hidrodinâmicos associados ao caso assimétrico, com o devido cuidado de considerar as posições e dimensões apropriadas para os moonpools são apresentados nas Figuras 5.16 e 5.17.

Assim como nos outros exemplos, as curvas apresentadas nas Figuras 5.16 e 5.17 demonstram a proximidade dos resultados obtidos por meio de códigos implementados nos domínios do tempo e da frequência, indicando acurácia dos códigos propostos. Em geral, ambas as abordagens resultam em curvas bastante semelhantes de uma maneira geral, divergindo apenas em determinadas faixas de frequência onde usualmente há picos de resposta intensa. Isto pode ser justificado pelo processo iterativo necessário para execução das estimativas no domínio da frequência devido à característica implícita dos termos de amortecimento viscoso.

Tais aproximações, embora pareçam funcionar bem para estimativa das características gerais das curvas de resposta, aparentam não ser bastante precisas em tais faixas de frequência. Desta forma, todos os exemplos apresentados sugerem que o procedimento implementado a partir da solução de sistemas lineares mostra-se adequado para uma varredura em grande quantidade de casos a se analisar, enquanto que a integração do domínio do tempo é interessante para o refinamento em pontos específicos, onde o primeiro prevê picos acentuados, bem como para fins de comparação e obtenção de resultados mais precisos.

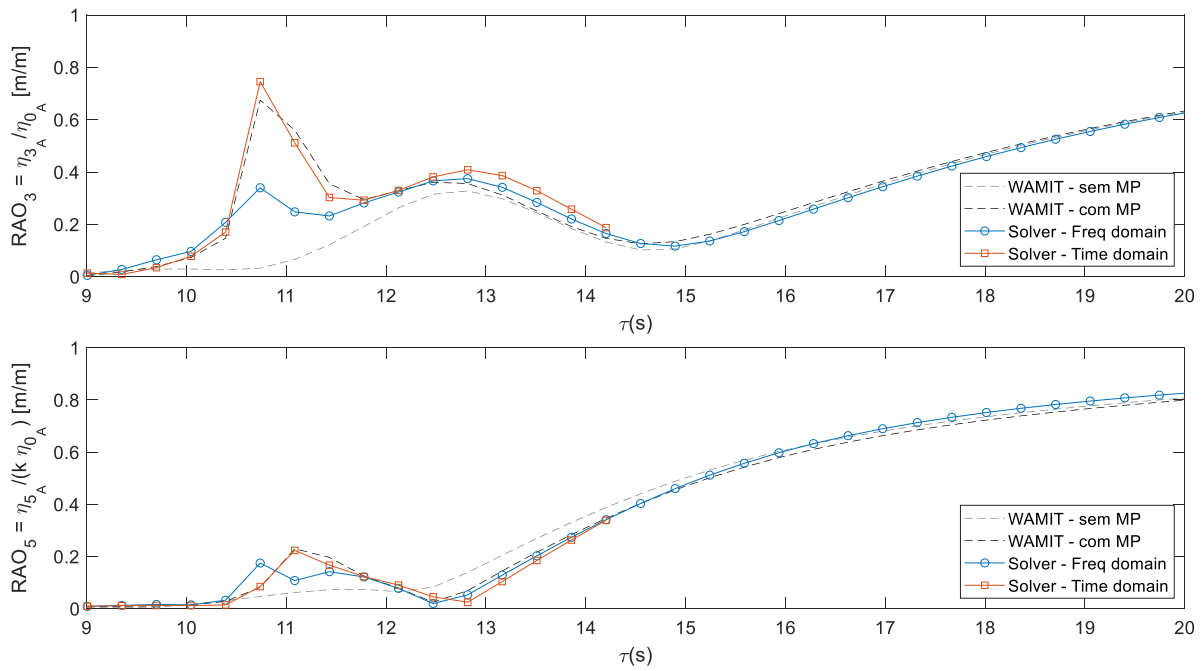


Figura 5.16 – Resposta em *heave* e *pitch*: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para balsa com 2 *moonpools* assimétricos

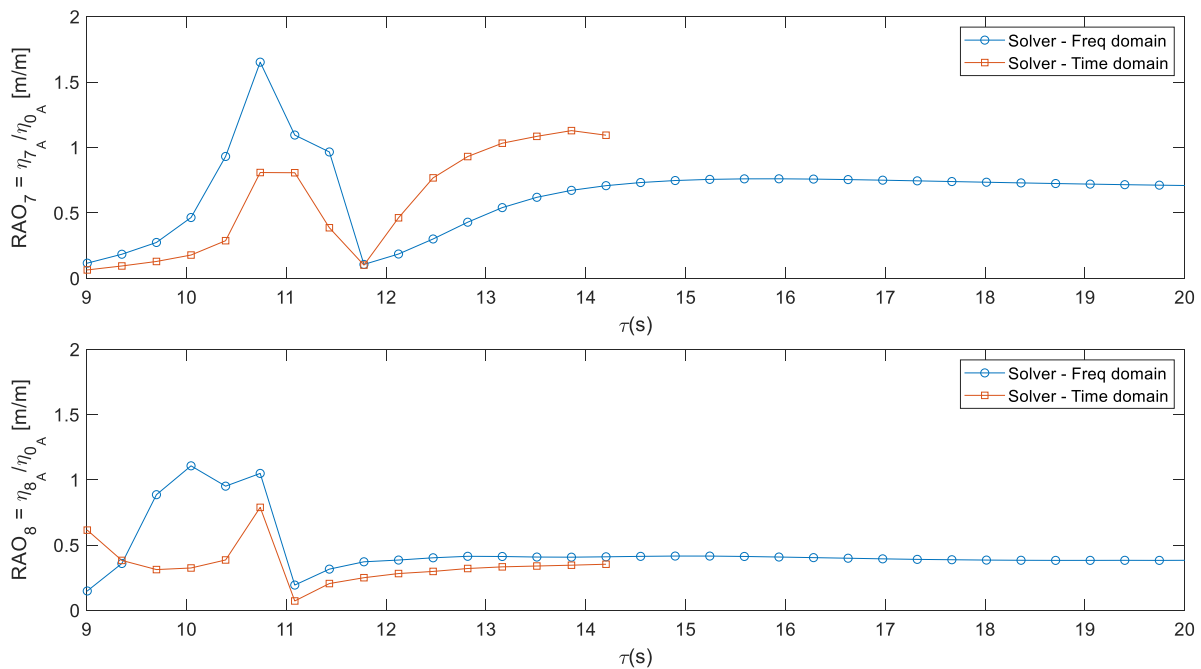


Figura 5.17 – Resposta nos *moonpools* de popa e proa: WAMIT x solver no domínio da frequência x solver no domínio do tempo para balsa com 2 *moonpools* assimétricos

6. APLICAÇÃO DO CONCEITO PROPOSTO

6.1. Modelo estudado

A aplicação do conceito proposto será feita em um modelo de geometria típica de uma plataforma FPSO. Este casco foi escolhido devido à disponibilidade de modelo físico no Laboratório de Ondas e Corretes (LOC), o que permite e agiliza análises experimentais, além de possibilitar comparações com resultados apresentados em estudos anteriores, como Guimarães [3], Medeiros [4] ou Costa [5].

A Figura 6.1 ilustra o modelo posicionado no canal de ondas do LOC, e suas dimensões são apresentadas na Tabela 6.1, tanto na escala reduzida quanto em uma suposta escala real assumindo um fator de escala de 1:300.

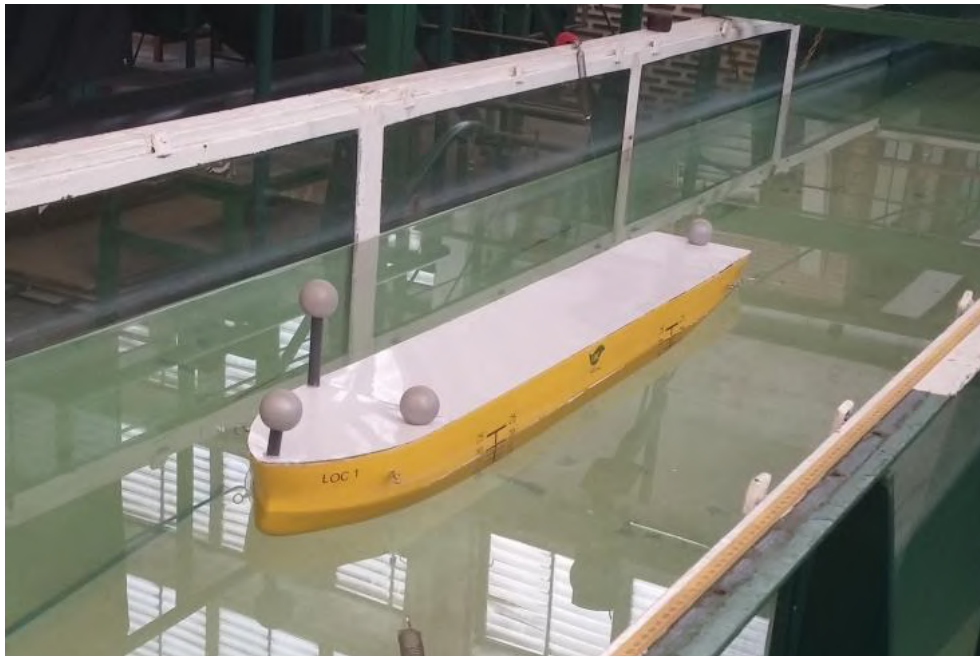


Figura 6.1 – LOC1: Modelo físico posicionado para ensaios

Tabela 6.1 – Dimensões principais do modelo em escala real e reduzida

	Escala Real	Modelo
Comprimento (m)	339	1.13
Boca (m)	56.8	0.17
Calado (m)	20.9	0.07
Pontal (m)	36.6	0.12

Neste projeto, foi determinado que o estudo fosse realizado para uma embarcação com posição de equilíbrio estático sem inclinações, ou seja, a distribuição deveria ser tal que não houvesse condição de banda ou trim. Esta escolha, aliada à determinação de seu calado, condiciona a quantidade e posição do lastro a ser inserido dada a condição geral de equilíbrio estático do casco.

Assim, dois parâmetros relacionados à distribuição de massa do modelo relevantes para o projeto ainda ficaram em aberto: a posição vertical de seu centro de massa (z_G) e seu momento de inércia em torno do eixo transversal (I_5). Estas variáveis são fatores importantes na resposta em *pitch* do casco, mas a princípio não há uma forma de determiná-las. Estes valores foram, portanto, arbitrados de acordo distribuições de massa factíveis neste projeto, e considerando valores usualmente encontrados em embarcações.

Em relação à posição vertical do centro de gravidade, o valor que foi adotado arbitrariamente foi de metade do calado da embarcação. Após a execução de grande parte das análises verificou-se que o valor arbitrado para o centro vertical de gravidade não condiz com os valores usualmente encontrados para este tipo de plataforma devido à grande quantidade de equipamentos na planta de produção, o que tende a elevar o centro de massa. Porém, optou-se pela manutenção deste valor uma vez que o estudo é comparativo e parte dos dados já havia sido gerada.

Para o momento de inércia ao redor do eixo transversal alguns autores, como Bhattacharyya [31], sugerem que ele pode ser expresso em função de seu raio de giração, que apresenta valores de aproximadamente 25% do comprimento do navio ou modelo. Para o modelo com as dimensões apresentadas na Tabela 6.1 um raio de giração deste valor resultaria em um período natural abaixo do limite operacional mínimo do sistema gerador de ondas no LOC. Portanto, optou-se por um valor superior ao sugerido em [31] para o raio de giração em *pitch*, correspondendo a aproximadamente 31% do comprimento do modelo.

A Tabela 6.2 apresenta as dimensões principais e propriedades inerciais do modelo após seu lastreamento. A verificação de sua posição vertical de centro de gravidade foi feita por meio do uso de células de carga, utilizando o conceito do balanço de forças ao redor de um ponto, bem como por meio de teste de inclinação estática, ambos resultando em valores bem próximos. O raio de giração foi aferido por meio de uma *pitching table*, que permite estimar o momento de inércia através do período de oscilação do conjunto modelo + suporte, interpretados como um pêndulo físico.

Tabela 6.2 – Dimensões principais e propriedades do modelo lastreado

	Escala Real	Modelo
Comprimento (m)	339	1.13
Boca (m)	56.8	0.17
Calado (m)	20.9	0.07
Pontal (m)	36.6	0.12
KG (m)	10.5	0.035
r_5 (m)	93.9	0.3129

O modelo foi desenhado computacionalmente utilizando *b-splines* e painéis planos para realizar simulações em ambos os métodos *High order* e *Low order* do *WAMIT* [6], bem como do software *Hydrostar* [30]. A Figura 6.2 ilustra o modelo computacional representado das duas formas.

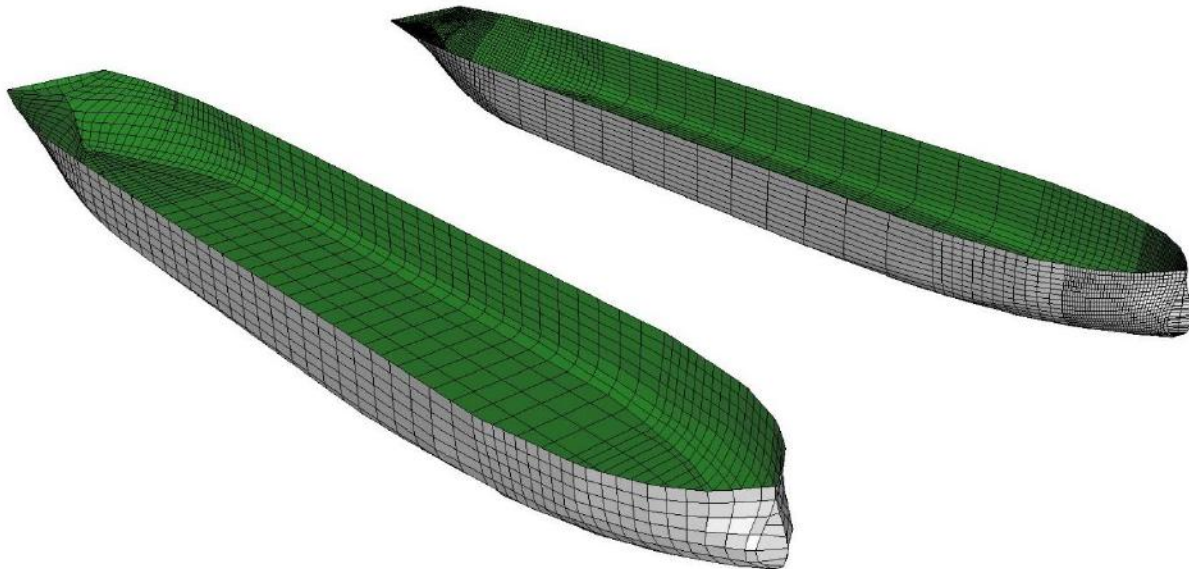


Figura 6.2 – Modelo computacional representado por painéis planos (esquerda) e por *b-splines* (direita)

6.2. Estudo do casco original

6.2.1. Análise numérica

A partir da geometria ilustrada na Figura 6.2 e das propriedades inerciais da Tabela 6.2, as simulações foram realizadas pelos métodos *High order* e *Low order* do WAMIT [6] na escala do modelo. As condições ambientais foram ajustadas para se aproximar daquelas encontradas no canal de ondas do LOC, com ondas frontais de período entre 0.5 s e 1.4 s e profundidade de 80 cm. Assumindo a escala de 1:300 adotada, estes valores corresponderiam a períodos entre 8.6 s e 24.25 s, aproximadamente, condizentes com a faixa mais energética de estados de mar habituais, e 240 m de profundidade.

A princípio, a profundidade simulada é substancialmente inferior àquelas correspondentes a condições operacionais típicas deste tipo de plataforma. Porém, como a análise a ser realizada neste trabalho possui aspectos comparativos, optou-se por manter este valor para manter semelhança com os dados a serem obtidos experimentalmente.

A Figura 6.3 apresenta as curvas de resposta em *heave* (superior) e *pitch* (inferior) da embarcação nas condições mencionadas em águas abertas obtidas pelos métodos *High order* e *Low order* do WAMIT [6] e pelo *Hydrostar* [30], mostrando grande aderência entre os 3 resultados, o que sugere que as simulações foram bem configuradas.

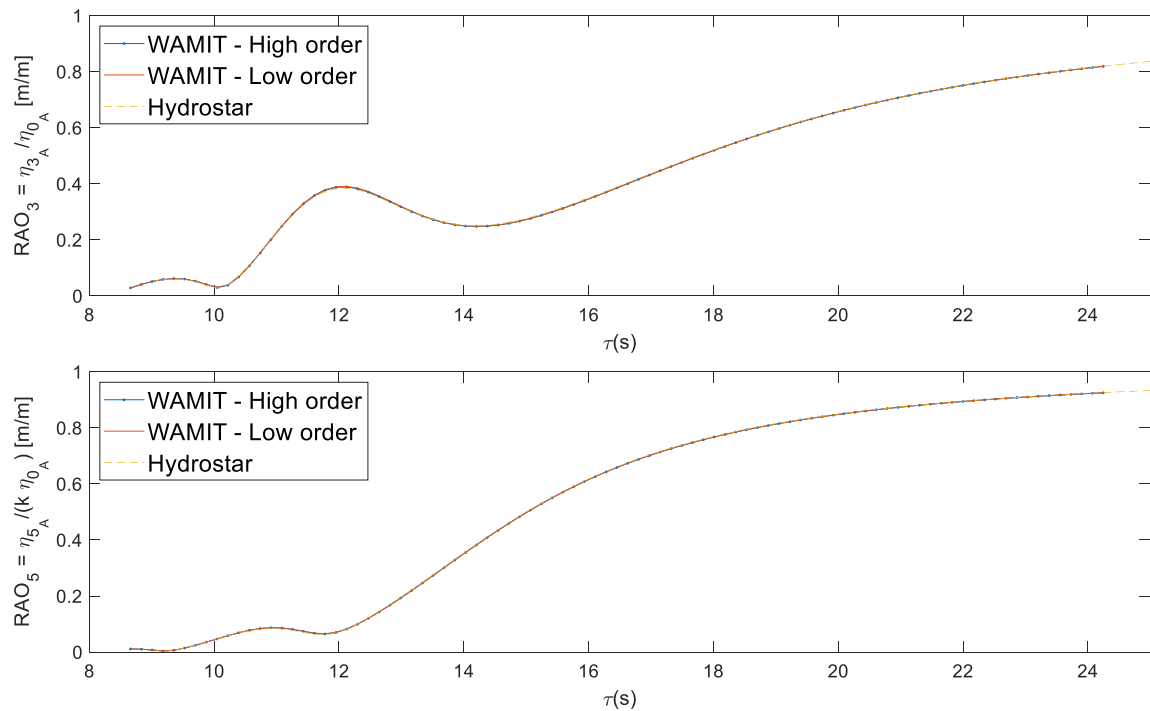


Figura 6.3 - RAO's em *heave* e *pitch* para modelo LOC1 obtidos pelos métodos *High order* e *Low order* do WAMIT [6] e pelo *Hydrostar* [30] em águas abertas

A presença das paredes laterais do canal de ondas pode afetar largamente a curva de resposta do modelo, conforme discutido ao longo do Apêndice B deste texto e ilustrado na Figura 6.4 para o presente caso.

Podemos observar que a resposta em *heave* do modelo é significativamente afetada pela presença das paredes, com o surgimento de alguns picos não previstos para a resposta em mar aberto. Para períodos altos, por outro lado, os resultados obtidos mostram que a proximidade das paredes laterais não exerce mais influências sobre a resposta do modelo, provavelmente pelos grandes comprimentos de onda associados a tais períodos que reduzem os efeitos de difração decorrentes da presença do modelo, de acordo com a hipótese de *Froude-Krylov*.

No caso do movimento em *pitch* alguns pequenos distúrbios são previstos pelo software *Hydrostar* [30], praticamente nos mesmos períodos observados em *heave*, mas sem grande divergência da resposta em mar aberto.

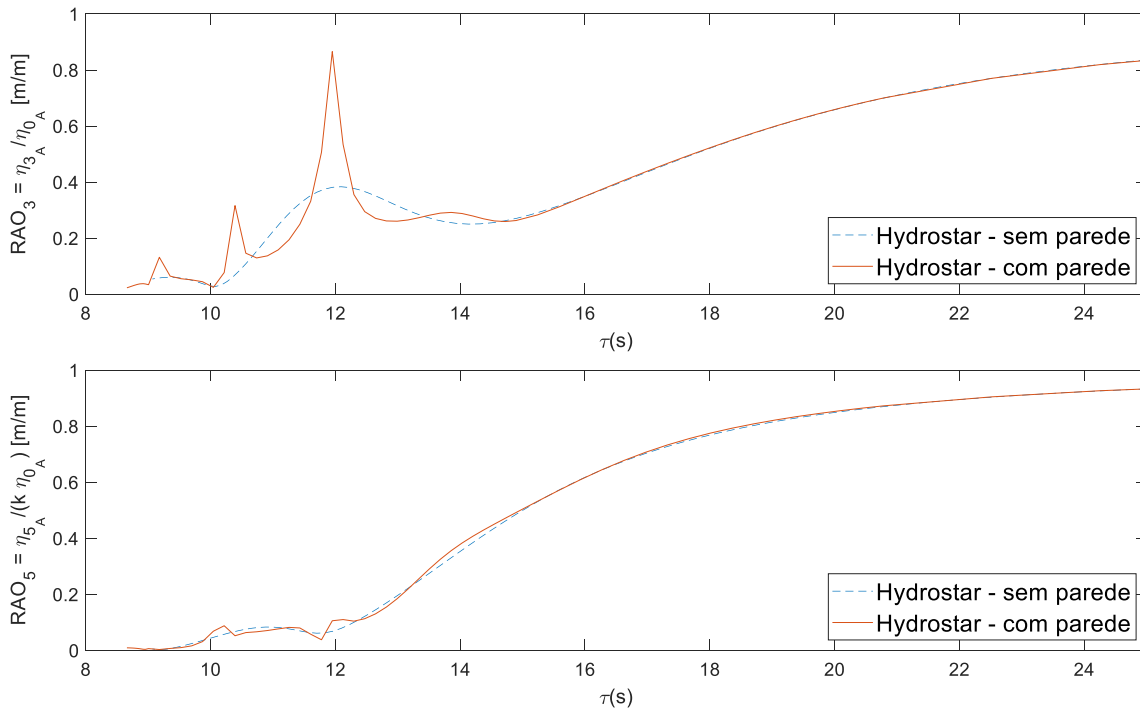


Figura 6.4 – RAO's em *heave* e *pitch* para modelo LOC1 sem e com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software *Hydrostar* [30]

6.2.2. Análise experimental

Os ensaios foram realizados no canal de ondas do Laboratório de Ondas e Correntes (LOC/COPPE), que consiste em um tanque de aproximadamente 32 m de comprimento por 1 m de largura, com um bater de ondas do tipo *Flap* em uma de suas extremidades e uma praia

passiva na outra. O procedimento experimental adotado é discutido com mais detalhes no Apêndice C deste texto.

Os resultados obtidos experimentalmente são apresentados nas Figuras 6.5 e 6.6 para as respostas em *heave* e *pitch*, respectivamente, na forma de seus RAO's.

Nos gráficos ainda são apresentadas as estimativas numéricas para a resposta em águas abertas do casco, bem como considerando os efeitos da proximidade das paredes laterais do canal de ondas obtidas pela Técnica das Imagens no *WAMIT* [6], com apenas um par de imagens representando a reflexão das ondas transversais, bem como as curvas obtidas por meio do software *Hydrostar* [30].

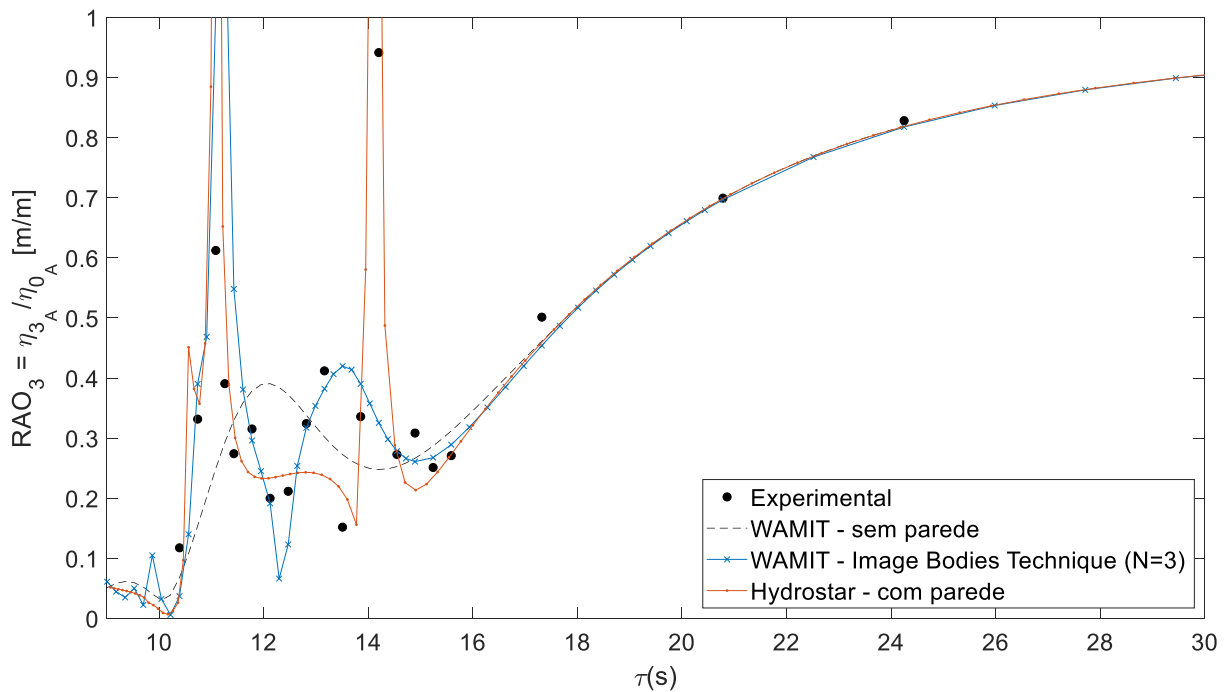


Figura 6.5 – RAO em *heave* do modelo LOC1, comparação entre dados experimentais e numéricos, com destaque para os efeitos de parede

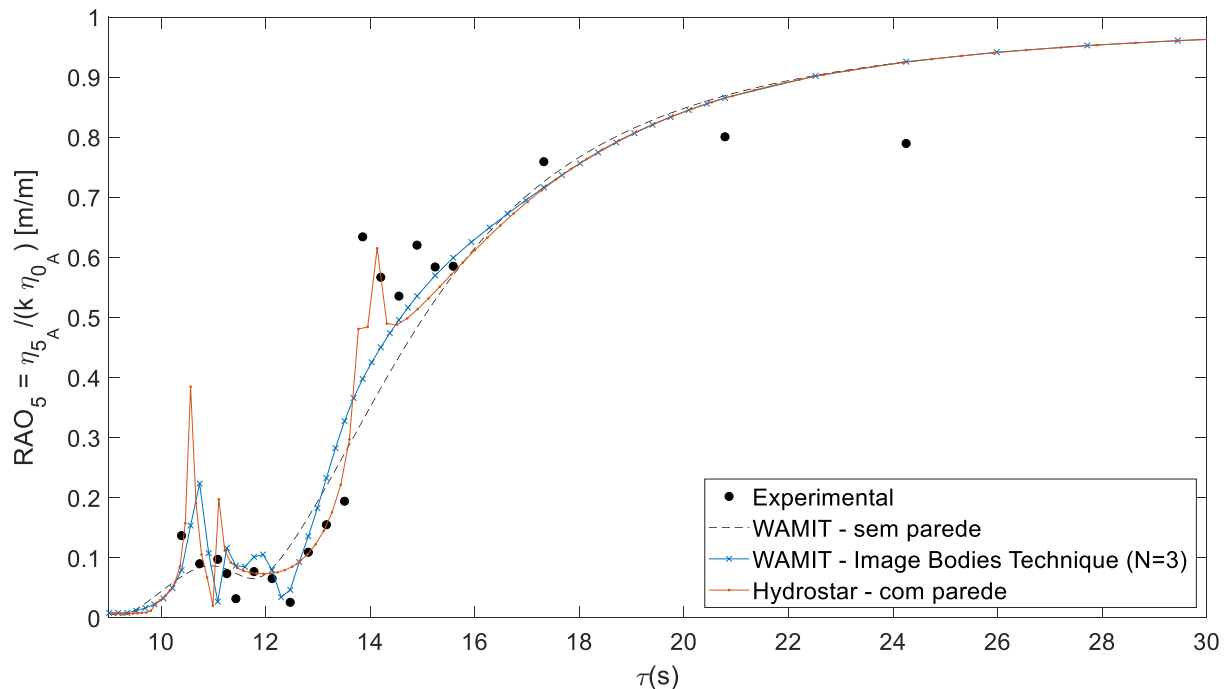


Figura 6.6 – RAO em *pitch* do modelo LOC1, comparação entre dados experimentais e numéricos, com destaque para os efeitos de parede

A comparação dos dados experimentais com as curvas de resposta em águas abertas explicita a intensidade dos efeitos de parede sobre a resposta do casco estudado. É possível notar a presença de picos intensos de resposta na faixa de períodos entre 10 s e 14 s (~0.6 s e 0.8 s na escala do modelo). Em linhas gerais, é possível perceber que as simulações numéricas conseguiram prever alguns destes picos, além de capturar de maneira fiel o comportamento geral das curvas de resposta.

Para o movimento em *heave* nota-se que na faixa entre 12 s e 14 s a curva obtida pelo software *Hydrostar* [30] diverge dos dados experimentais, que preveem um pico de resposta. Este intervalo de períodos corresponde justamente à faixa em que as séries temporais adquiridas apresentaram comportamento ilustrado na Figura C.6, o que pode sugerir que o procedimento de tratamento de dados adotado, assumindo comportamento semelhante ao fenômeno de batimento, pode não ser o mais apropriado.

Curiosamente o resultado obtido assumindo apenas um par de imagens por meio de simulação multi corpos no *WAMIT* [6], mesmo em sua simplicidade, capturou tal amplificação da resposta.

Os dados experimentais para a resposta em *pitch* também possuem algumas variações em relação à curva de resposta em mar aberto, porém em menor intensidade. As estimativas numéricas são bastante semelhantes entre si e mais próximas às aferições experimentais do que o obtido para

a resposta em *heave*, indicando que os efeitos de parede são menos intensos sobre este grau de liberdade.

Logo, conclui-se que há necessidade de um estudo mais aprofundado dos efeitos de parede sobre a resposta dos modelos quando há proximidade em relação às paredes laterais do canal de ondas. O procedimento geral apresentado no Apêndice B deste texto sugere que a abordagem numérica adotada seja apropriada uma vez que há boa concordância com os dados apresentados por Yeung e Sphaier [32]. Isto indica que seja necessário um aprofundamento sobre a análise dos dados obtidos experimentalmente de modo a possibilitar a extrapolação para condições em mar aberto.

6.3. Estudo de um casco com *moonpools*

6.3.1. Modelo com *moonpools*

No estudo conduzido por Costa [5] foi feita investigação experimental dos efeitos da instalação de *moonpools* de diferentes diâmetros sobre a resposta da embarcação. Por conta disto, um modelo com mesma geometria, mas com 2 *moonpools* instalados em seu casco já se encontrava disponível no LOC. Devido à disponibilidade deste modelo, optou-se pela realização de um estudo para avaliação dos efeitos dos *moonpools* sobre o modelo LOC1, permitindo comparação entre os resultados experimentais e os previstos pelo modelo matemático proposto como uma primeira fase da investigação.

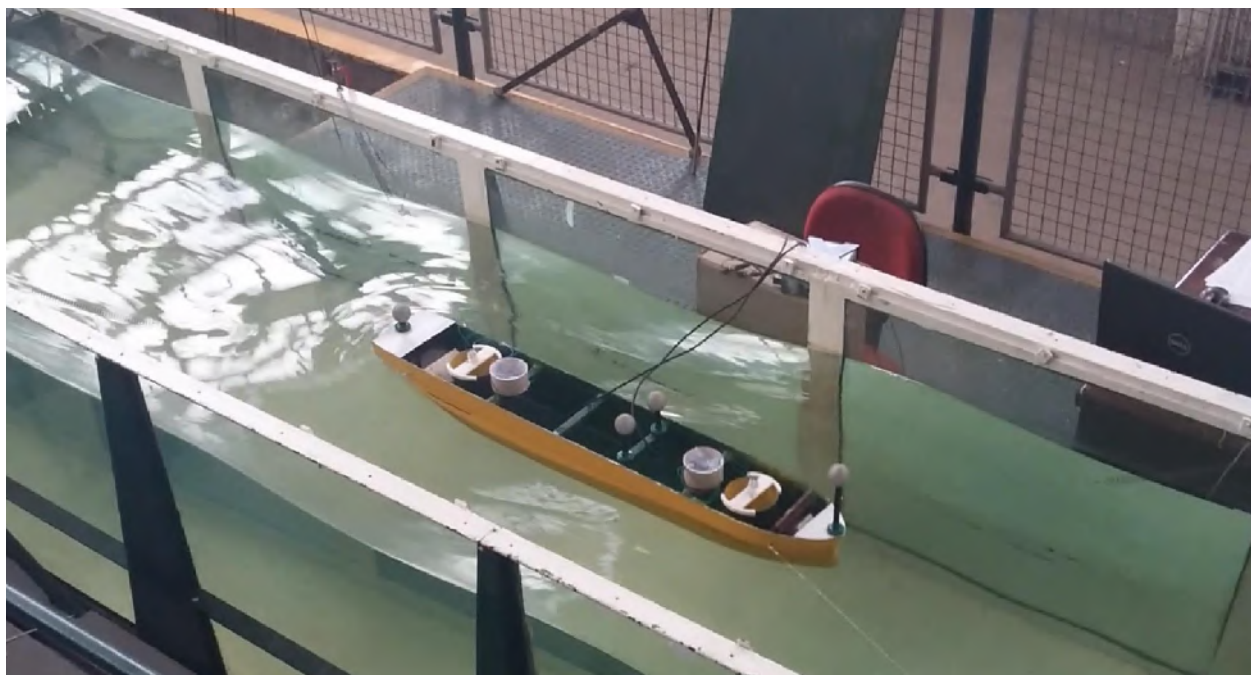


Figura 6.7 – LOC1_2MP: Modelo físico posicionado para ensaios

As dimensões principais do modelo são basicamente as mesmas daquelas do casco sem *moonpools*, que possuem 10 cm de diâmetros cada e posicionados a 37 cm de distância do centro

de carena do modelo na condição de equilíbrio estabelecida, ou seja, com 7 cm de calado conforme a Tabela 6.2.

Para fins de comparação, foi definido que a condição de equilíbrio e as propriedades inerciais do modelo alterado seriam também as mesmas do casco original. Por conta da primeira, as coordenadas horizontais do centro de gravidade são definidas para que o modelo tenha calado uniforme. Para que as diferenças encontradas na resposta do modelo fosse creditadas apenas à presença dos *moonpools*, optou-se pela manutenção dos valores de altura do centro de gravidade e raio de giração na direção transversal, ou seja, $KG = 3,5 \text{ cm}$ e $r_g = 31,29 \text{ cm}$.

O casco alterado também foi modelado computacionalmente para permitir a realização das simulações. A Figura 6.8 apresenta a comparação entre os cascos sem e com *moonpools* para fins de comparação.

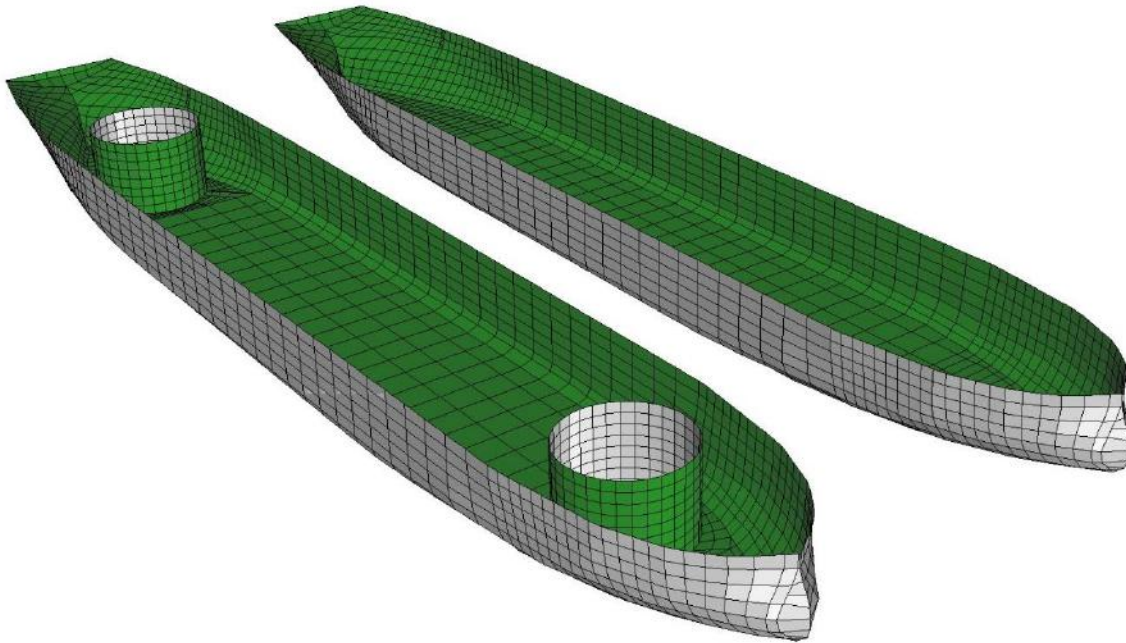


Figura 6.8 – Desenho computacional dos modelos LOC1 e LOC1_2MP

6.3.2. Análise numérica

A geometria com *moonpools* foi simulada nas mesmas condições ambientais daquelas utilizadas para o casco original, ou seja, ondas frontais de período entre 0.5 s e 1.4 s e profundidade de 80 cm. Os coeficientes de radiação deste caso são apresentados na Figura 6.9.

Os efeitos da instalação dos *moonpools* sobre os coeficientes de radiação e difração é bastante semelhante ao observado nos exemplos das balsas com 2 *moonpools*, com a presença de

singularidades em períodos correspondentes à frequência natural das colunas d'água de acordo com as expressões propostas por Fukuda [12] e Silva [2] (Equações (3.3) e (3.4)).

As Equações de Movimento são as mesmas apresentadas para os exemplos das balsas com *moonpools*, representadas pelas Equações (5.11), (5.12) e (5.13). Os resultados obtidos após a implementação dos códigos nos domínios do tempo e da frequência utilizando os coeficientes hidrodinâmicos associados ao caso assimétrico, com o devido cuidado de considerar as posições e dimensões apropriadas para os *moonpools* são apresentados nas Figuras 5.16 e 5.17.

Assim como nos outros exemplos, as curvas apresentadas nas Figuras 6.10 e 6.11 demonstram a proximidade dos resultados obtidos por meio de códigos implementados nos domínios do tempo e da frequência, com pequenas divergências apenas nos picos. E, novamente, percebe-se que o impacto dos efeitos viscosos se mostra mais intensos na resposta em *heave* que em *pitch*.

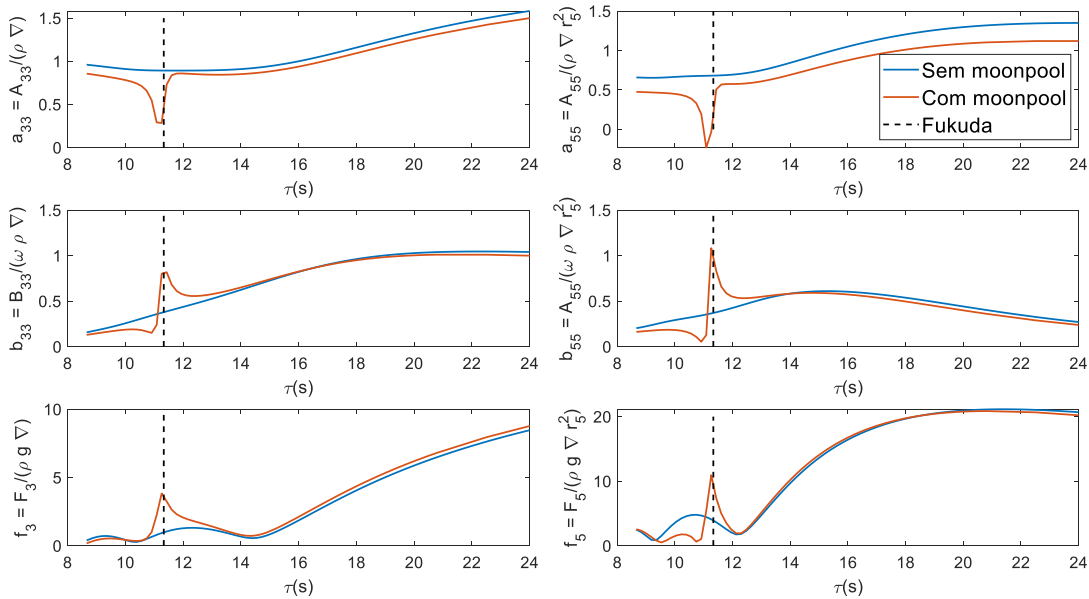


Figura 6.9 – Coeficientes de radiação e difração em *heave* e *pitch* para modelo LOC1 sem e com 2 *moonpools*, com destaque sobre as singularidades presentes no período natural dos *moonpools*

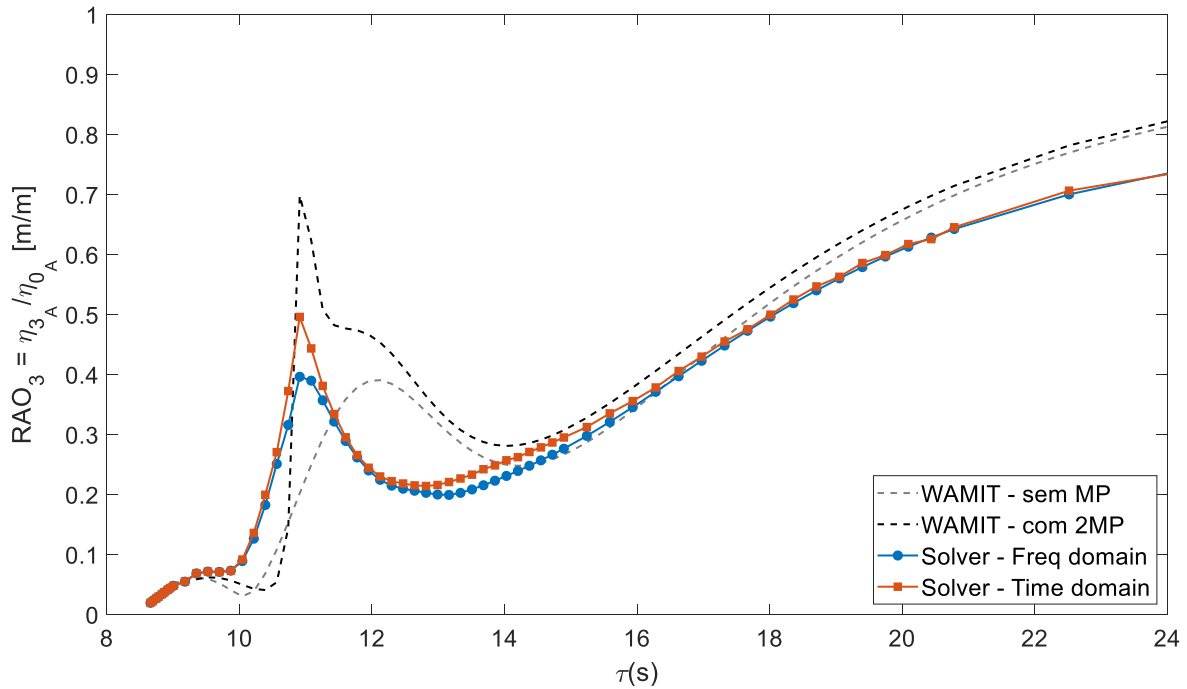


Figura 6.10 – Resposta em *heave* prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em *heave* do modelo LOC1_2MP, com 2 *moonpools*

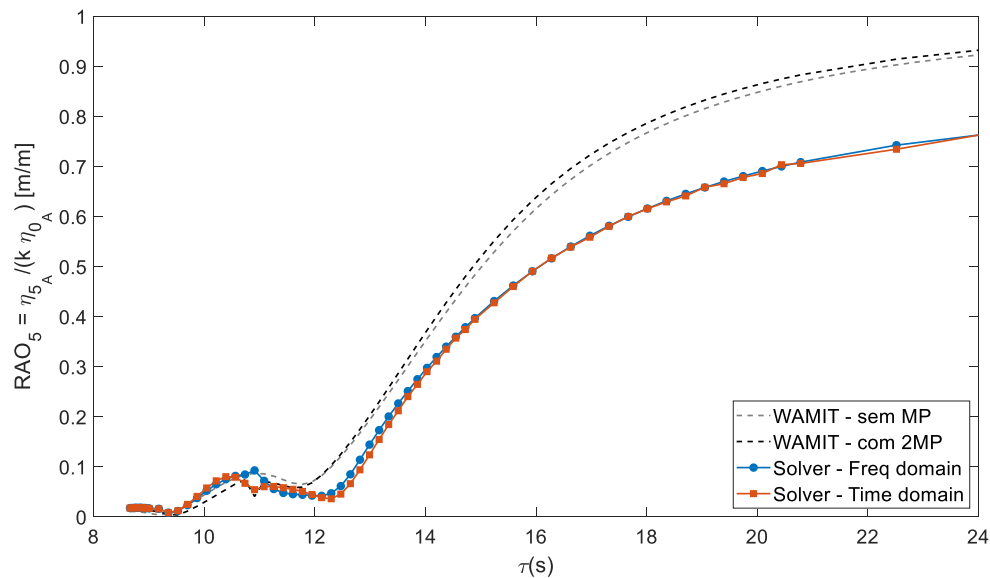


Figura 6.11 – Resposta em *pitch* (adimensional) prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em *heave* do modelo LOC1_2MP, com 2 *moonpools*

Em relação ao casco original, a adição dos *moonpools* provocou um deslocamento do pico de resposta em *heave* por conta das singularidades associadas com o período natural das colunas d'água. As curvas obtidas pelos modelos matemáticos também indicam aumento da intensidade de resposta no pico.

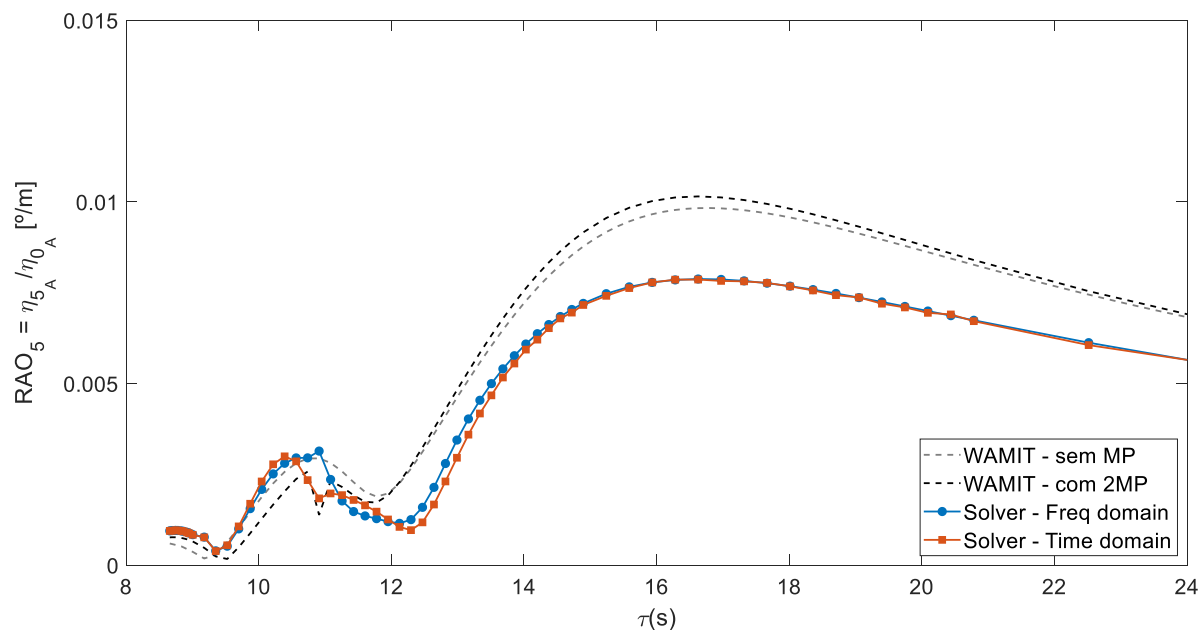


Figura 6.12 – Resposta em *pitch* prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência em *heave* do modelo LOC1_2MP, com 2 *moonpools*

Para a resposta em *pitch*, a forma adimensional adotada para apresentação dos resultados dificulta um pouco a visualização, por isso foi adotada a forma mais usual, na forma padrão de saída do software *WAMIT* [6], ilustrado na Figura 6.12. As curvas obtidas pelo modelo proposto indicam um aumento sutil da resposta em relação à resposta prevista pela teoria potencial, sem considerar os efeitos viscosos, porém com resposta bastante próxima do casco original, sem *moonpool*, na faixa próxima à sua frequência natural em *pitch*, demonstrando a necessidade do uso do controle dos termos de amortecimento para redução da resposta da embarcação.

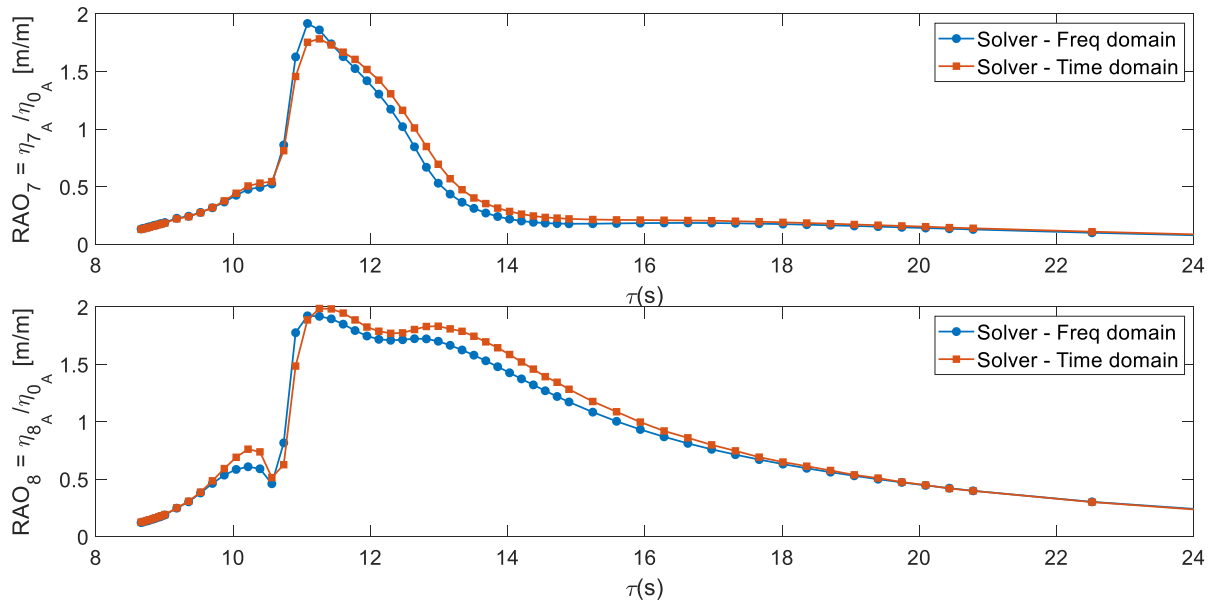


Figura 6.13 – Resposta prevista pelo modelo matemático implementado nos domínios do tempo e da frequência para os *moonpools* de popa (superior) e proa (superior) do modelo LOC1_2MP com 2 *moonpools*

A Figura 6.13 apresenta as respostas das colunas d’água no interior dos *moonpools* de popa e proa previstas pelo modelo matemático implementado nos domínios da frequência e do tempo, mostrando grande intensidade de movimento da coluna d’água em ambos os casos. As curvas mostram ainda que há uma tendência de o *moonpool* de popa apresentar movimento mais intenso em uma banda de frequência mais ampla que à da coluna d’água no *moonpool* de proa.

O fato de os movimentos em *pitch* do casco com *moonpools* serem próximos ao do modelo original, aliado às altas intensidades de movimento das colunas d’água no interior dos *moonpools*, sugerem que há possibilidade de, a partir do controle do amortecimento viscoso, obter resposta menos intensas em *pitch* e até mesmo em *heave* às do casco original.

Conforme demonstrado previamente e no Apêndice B deste texto, os efeitos de parede sobre o modelo com *moonpools* afetam os coeficientes hidrodinâmicos de radiação e difração do casco. Tais efeitos, computados por meio do software *Hydrostar* [30], são ilustrados na Figura 6.14, comparando com os de um casco sem e com *moonpools* em águas abertas.

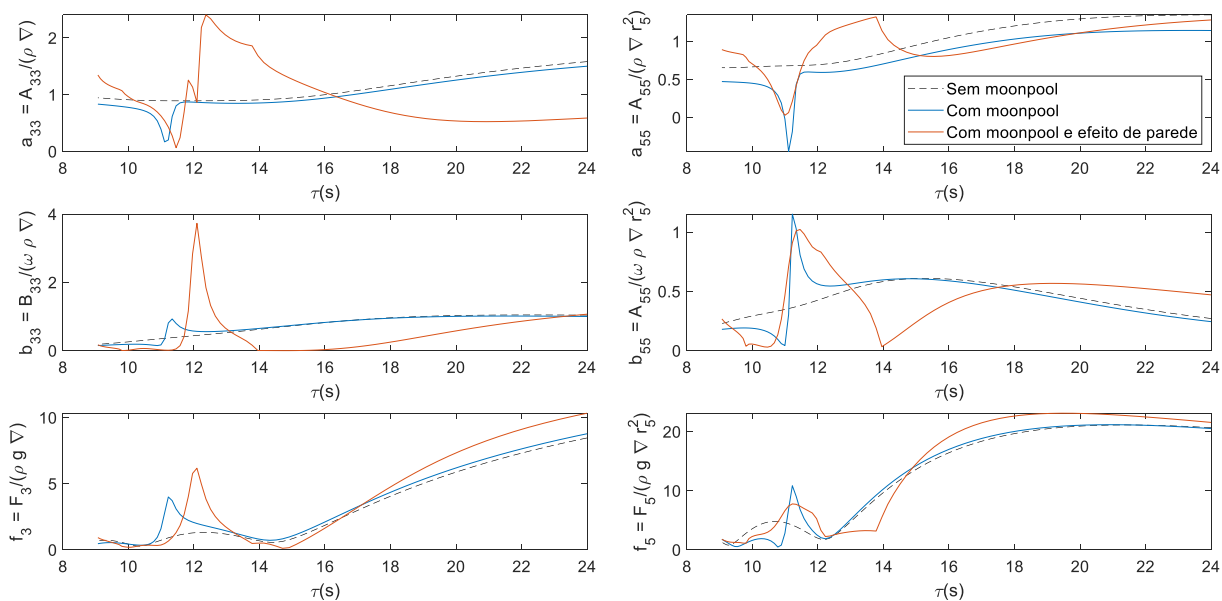


Figura 6.14 – Coeficientes de radiação e difração em *heave* e *pitch* para modelo LOC1_2MP com 2 *moonpools* e efeitos de parede

Nota-se que para os coeficientes correspondentes à excitação no caso de difração sofrem relativamente poucas alterações em relação ao caso do modelo com *moonpools* em águas abertas. Para os coeficientes de radiação a influência se mostra consideravelmente maior, especialmente na direção em *heave*.

Aplicando estes coeficientes novamente às Equações de Movimento ((5.11), (5.12) e (5.13)), e implementando os códigos nos domínios do tempo e da frequência as curvas obtidas são apresentadas nas Figuras 6.15 e 6.16. Elas demonstram a proximidade dos resultados obtidos por meio de códigos implementados nos domínios do tempo e da frequência, com pequenas divergências apenas nos picos. E, novamente, percebe-se que o impacto dos efeitos viscosos se mostra mais intensos na resposta em *heave* que em *pitch*.

Para a resposta em *heave* do casco podemos notar que os efeitos viscoso no interior dos *moonpools* tendem a controlar a resposta nas proximidades dos picos mais intensos previstos pelo *Hydrostar* [30]. Porém, nota-se que dois períodos, um próximo a 10,5 s e outro a 12 s, os modelos matemáticos preveem picos de resposta maiores que os obtidos em teoria potencial, que podem ser consequência dos picos observados para a força de excitação em *heave* nas curvas ilustradas na Figura 6.14 para o modelo com *moonpools* e sob efeito da proximidade das paredes laterais.

Conclusões semelhantes podem ser traçadas quanto à resposta esperada em *pitch* prevista pelo modelo matemático, com uma sutil redução dos picos em períodos baixos, associados às frequências naturais da embarcação em *heave* e *pitch*, e movimentos bastante intensos para períodos próximos a 13,8 s (0,8 s na escala reduzida).

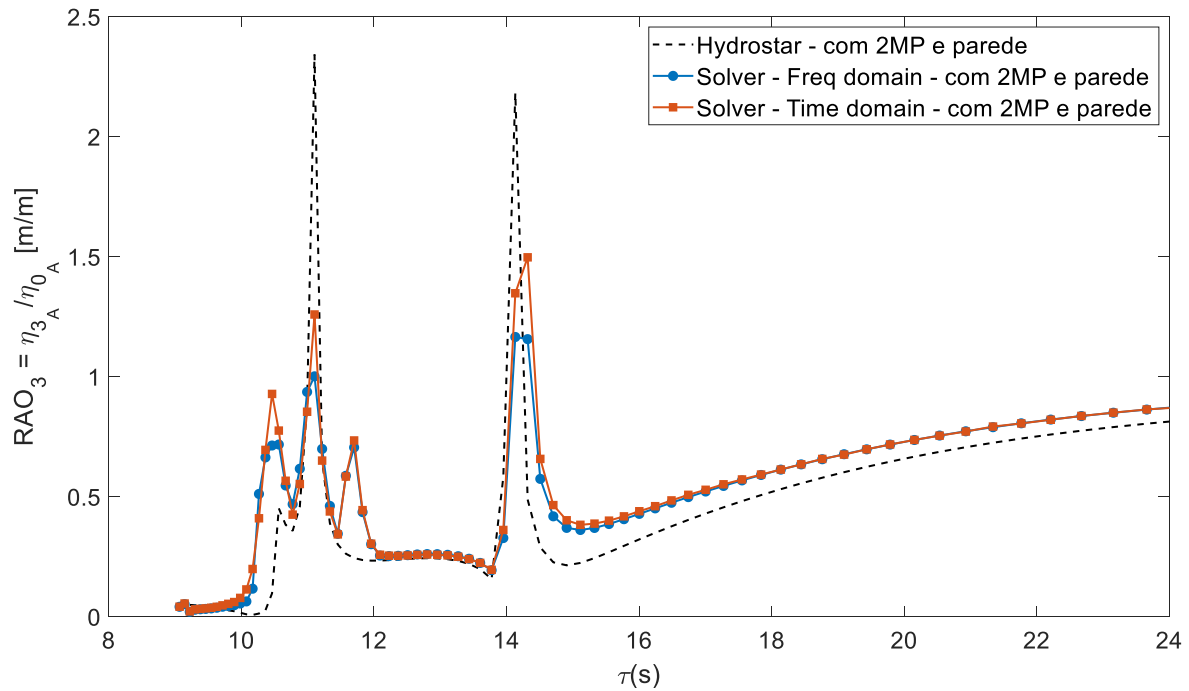


Figura 6.15 – RAO em *heave* do modelo LOC1_2MP com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software *Hydrostar* [30]

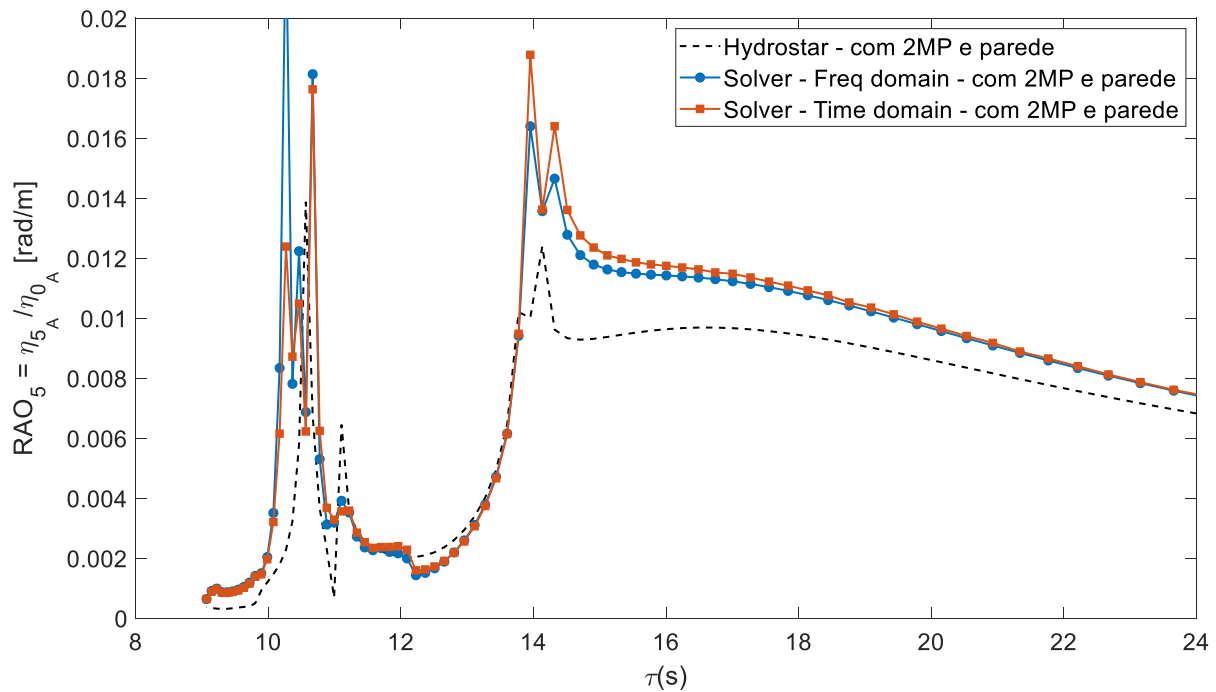


Figura 6.16 – RAO em *pitch* do modelo LOC1_2MP com presença das paredes laterais do canal de ondas do LOC obtidos pelo software *Hydrostar* [30]

6.3.3. Análise experimental

A análise experimental conduzida neste caso seguiu o mesmo procedimento básico descrito anteriormente para o caso do modelo sem *moonpools*. Os ensaios foram conduzidos no Laboratório de Ondas e Correntes com todos os equipamentos disponibilizados pelo mesmo.

As Figuras 6.17 e 6.18 apresentam os dados experimentais obtidos para as respostas em *heave* e *pitch* do modelo LOC1_2MP, com dois *moonpools*. A comparação entre os pontos aferidos experimentalmente e as estimativas numéricas mostra que o procedimento adotado para computação dos efeitos de parede por meio do software *Hydrostar* [30] geraram resultados próximos dos observados.

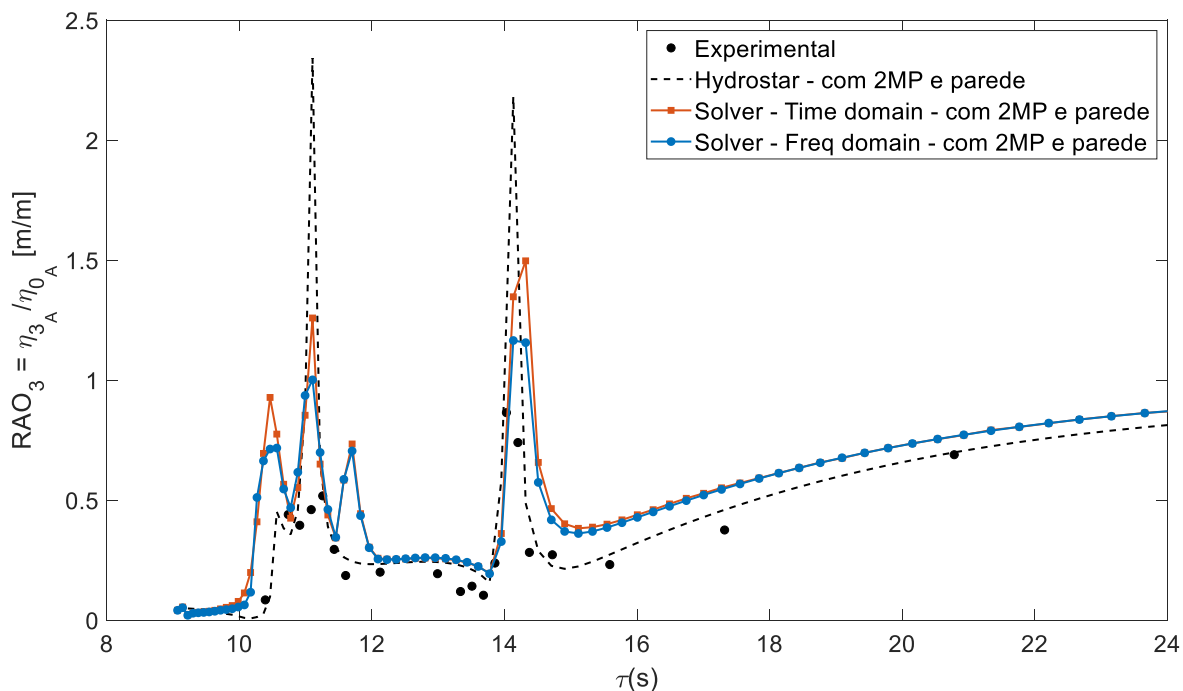


Figura 6.17 – RAO experimental em *heave* do modelo LOC1_2MP com 2 *moonpools*

O comportamento geral da curva de resposta em *heave* segue o previsto pelo software. Contudo, o pico intenso de resposta previsto numericamente para o período igual a 13,8 s (0,8 s na escala reduzida) está demasiadamente inferior à curva prevista diretamente pelo software *Hydrostar* [30], baseando-se apenas na teoria potencial. Nota-se que as curvas geradas pelo modelo matemático proposto, considerando o termo de amortecimento viscoso, apresentam amplitude de resposta menos intensa, mais próxima dos dados experimentais,

Outro ponto crítico exposto na Figura 6.17 se refere à acurácia do modelo matemático proposto, cujos resultados divergem um pouco dos dados experimentais para períodos longos, enquanto que a curva estimada sem considerar os efeitos viscosos pelo software *Hydrostar* [30] se encontra mais próxima dos dados aferidos.

Para a resposta em *pitch*, ilustrada na Figura 6.18, as conclusões são semelhantes às expostas para a resposta em *heave*. Em linhas gerais, as simulações conduzidas no *Hydrostar* [30] captaram o comportamento geral da curva, com discrepâncias mais expressivas na faixa próxima a 13, 8 s. Contudo, neste caso os pontos experimentais se aproximam mais da estimativa feita por meio do modelo matemático proposto, considerando os efeitos viscosos do escoamento nos *moonpools*, nesta faixa de períodos.

A curva obtida diretamente do *Hydrostar* [30] aponta para um pico de resposta para períodos próximos a 11 s, enquanto que a consideração dos termos de amortecimento viscoso no modelo matemático proposto atenuam a resposta nesta faixa de frequências, aproximando a resposta dos dados aferidos experimentalmente.

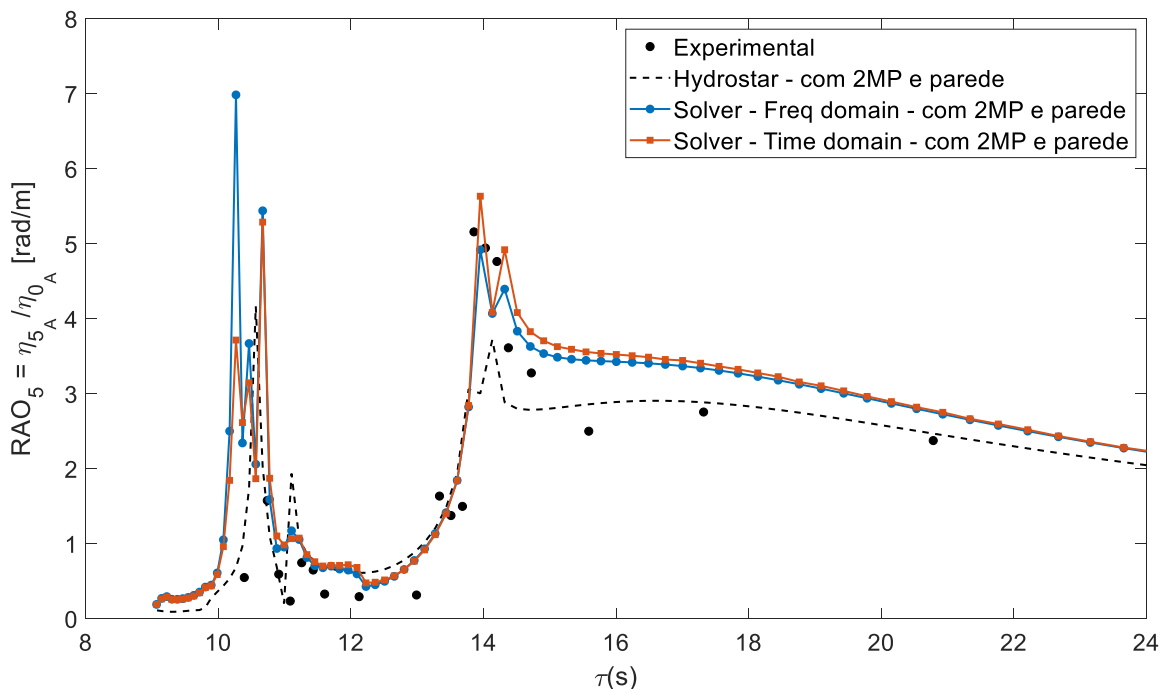


Figura 6.18 – RAO experimental em *pitch* do modelo LOC1_2MP com 2 *moonpools*

Conclui-se, portanto, que em linhas gerais a técnica numérica de estimativa dos efeitos de parede por meio do software *Hydrostar* [30] é capaz de prever de maneira eficaz as influências da proximidade das paredes laterais ao modelo.

Quanto aos resultados obtidos pelo modelo matemático proposto, divergências são observadas entre a curva estimada e os pontos experimentais para períodos longos. Estas diferenças devem ser investigadas para melhorar a acurácia do modelo matemático. Em muitos pontos, porém, a consideração dos termos viscosos na abordagem proposta aproxima a estimativa numérica dos dados experimentais. Por isso, optou-se por manter o uso do modelo proposto nas análises seguintes.

6.4. Varredura 1: coeficientes de amortecimento em *moonpools* definidos

Os resultados apresentados acima para o modelo LOC1_2MP, de geometria típica de uma plataforma FPSO com 2 *moonpools* instalados, embora demonstrem o aumento dos movimentos da embarcação para alguns períodos (especialmente nas proximidades da frequência natural do modelo) também sugerem a possibilidade de, a partir de uma combinação dos termos viscosos dos coeficientes de amortecimento em cada *moonpool*, obter uma composição que reduza os movimentos da embarcação.

Diversas técnicas podem ser utilizadas para verificação desta hipótese. A primeira opção considerada foi a implementação de técnicas de otimização de funções não lineares para minimizar a resposta em *pitch* da embarcação. Porém, as características fortemente não lineares das funções envolvidas e a necessidade do uso de funções multiobjetivo implicariam em diversas dificuldades indesejadas para a execução deste estudo. Outras opções, como o uso de *machine learning*, redes neurais ou algoritmos genéticos também podem ser utilizadas neste tipo de aplicação.

Neste trabalho, a verificação desta hipótese foi feita de maneira mais simples, por meio de uma varredura das diferentes respostas estimadas para o casco como função dos termos de amortecimento viscoso extra a serem inseridos na análise ($b'_{2,MP1}$ e $b'_{2,MP2}$). A escolha desta técnica justifica-se pelo escopo do estudo, que consiste na exploração do conceito proposto. Uma vez verificada sua eficácia pode ser interessante o uso de algum destes métodos para otimizar a resposta da embarcação.

Conforme demonstrado no capítulo anterior, a resposta da embarcação seguindo o modelo matemático proposto pode ser obtida por meio de um *solver* implementado no domínio da frequência ou do tempo, o primeiro demandando um processo iterativo devido à característica implícita do termo de amortecimento não linear e o segundo utilizando o método de Runge-Kutta para integração das equações no tempo, considerando todas as não linearidades previstas sem simplificações.

Os exemplos do capítulo anterior demonstram que, mesmo com as iterações necessárias, o *solver* implementado no domínio da frequência se mostra expressivamente mais rápido que a integração no tempo, levando alguns segundos para solucionar as equações enquanto que o segundo caso o faz em diversos minutos. Em vista disso, optou-se pelo uso do *solver* no domínio da frequência para possibilitar uma varredura extensa, com muitos pontos, em um intervalo de tempo razoável.

Assumi-se que o aumento do amortecimento viscoso seria proporcional à alteração apenas da parcela associada à liberação de vórtices no escoamento no interior dos *moonpools*, representado pelo coeficiente c_v nas Equações (5.13). No *solver* implementado no domínio da frequência a direcionalidade deste coeficiente foi desprezada, enquanto que na integração do tempo a dependência da direção foi incorporada seguindo o modelo matemático proposto.

Deste modo, a varredura foi feita variando o amortecimento em cada *moonpool* por múltiplos do coeficiente c_{v_0} , que representa a energia dissipada por vórtices sem o uso de Dispositivos Dissipadores de Energia (DDE's), ou seja, referente apenas à geometria do *moonpool* por si, num intervalo entre 1 e 30 vezes o valor deste termo, com 50 pontos de avaliação, gerando um total de 2500 casos.

A busca foi realizada apenas no domínio da frequência devido à diferença nos tempos de computação de cada método. Alguns resultados selecionados foram solucionados também por integração no tempo para fins de comparação.

A Figura 6.19 apresenta o conjunto de todas as possíveis curvas de resposta obtidas na varredura no domínio da frequência, comparando-as ao RAO em *pitch* do casco original, sem *moonpools*, conforme previsto numericamente pelo WAMIT [6].

O objetivo primário da varredura consiste na redução do pico de resposta associado ao período natural em *pitch* da embarcação, de aproximadamente 11 s. Pela área demarcada na Figura 6.19, nota-se grande possibilidade de fazê-lo. Em alguns casos, um pico proeminente é estimado onde antes havia um ‘cancelamento’ da resposta, ou seja, um ponto de mínimo local.

Outro aspecto interessante ilustrado na Figura 6.19 é que para longos períodos o modelo matemático prevê redução da intensidade de resposta em *pitch*!

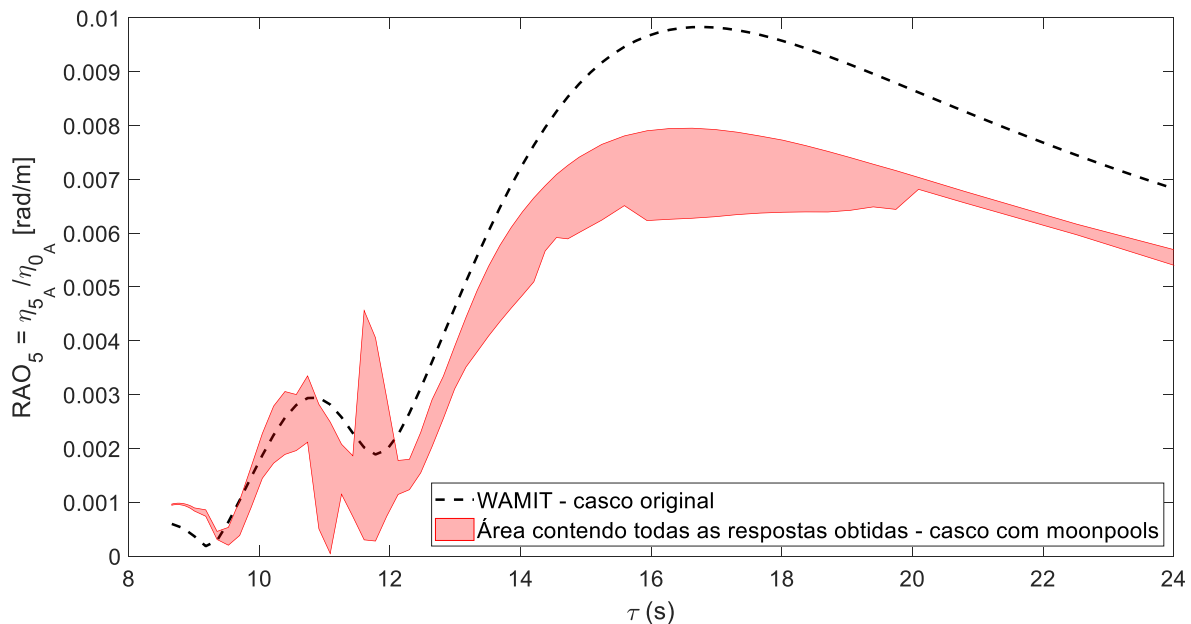


Figura 6.19 – Conjunto de respostas em *pitch* para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o modelo LOC1_2MP, com 2 moonpools

O critério de avaliação inicial consistiu na seleção do menor pico de resposta na faixa de períodos entre aproximadamente 8,6 s e 15 s na escala do protótipo (0,50 s e 0,86 s na escala do

modelo). Esta faixa foi escolhida por conter os períodos naturais em *heave* e *pitch* do modelo e representar a banda de maior concentração de energia em estados de mar usuais.

Uma vez selecionado o caso de menor pico de resposta, os coeficientes de amortecimento viscoso definidos para cada *moonpool* foram usados para implementação do *solver* no domínio do tempo para fins de comparação.

A Figura 6.20 apresenta as curvas de resposta em *pitch* do casco original, sem *moonpools*, a resposta do casco com *moonpools* prevista em teoria potencial, sem os termos viscosos, pelo software *WAMIT* [6], bem como as estimativas obtidas pelo modelo matemático proposto para o caso de menor pico de resposta, destacando a faixa de períodos utilizada para avaliação.

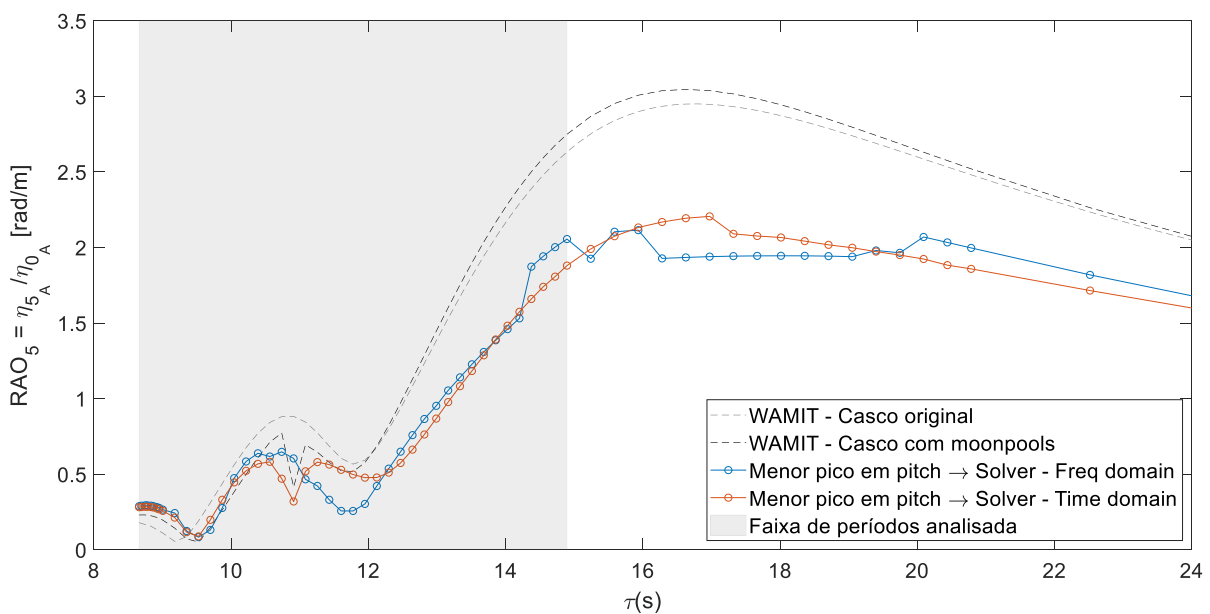


Figura 6.20 – Resposta em *pitch* para menor pico de resposta em *pitch* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 30 c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 22, 14 c_{v_0}$

Como nos casos anteriores, as curvas de resposta estimadas pelos diferentes *solvers* são bastante semelhantes, apresentando o mesmo comportamento geral e com valores bastante próximos em grande faixa de períodos. Nota-se, porém, que em alguns períodos próximos ao pico de resposta há pequenas discrepâncias entre ambas.

A comparação entre as curvas estimadas pelo modelo matemático proposto e a resposta do casco sem *moonpools* sugere eficácia do conceito proposto para redução da resposta em *pitch*. Nota-se que o pico de resposta do casco com *moonpools* provoca redução em torno de 20% em relação ao casco original.

Outro aspecto interessante apresentado na Figura 6.20 é que o modelo matemático prevê redução da resposta em todo o espectro analisado, chegando a uma diminuição de quase 50% em alguns casos (período próximo a 16 s)!

As curvas de resposta em *heave* da embarcação obtidas com os coeficientes selecionados são apresentadas na Figura 6.21. Nota-se que o pico de resposta sofre um leve deslocamento para períodos menores em relação ao casco original, com intensidade de resposta sutilmente maior.

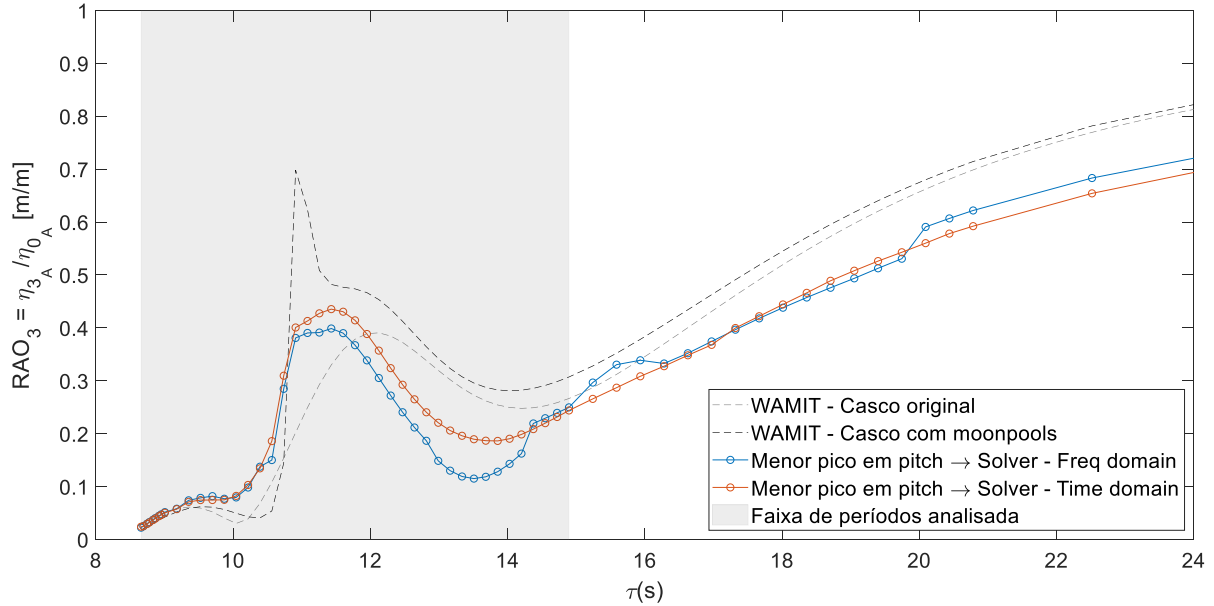


Figura 6.21 – Resposta em *heave* para menor pico de resposta em *pitch* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 30 c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 22, 14 c_{v_0}$

Os movimentos das colunas d'água são ilustrados na Figura 6.22. Se comparados com o casco sem valores extra de amortecimento apresentados na Figura 6.13, cuja resposta em alguns pontos chegava ao dobro da amplitude da onda incidente, nota-se como o aumento do termo viscoso de amortecimento induziu redução drástica das amplitudes de movimento das colunas d'água. Destaca-se as diferenças entre os resultados obtidos por cada método, principalmente para a amplitude de movimento da coluna d'água no *moonpool* da proa, apresentado no gráfico inferior da Figura 6.22, que pode justificar as divergências nas respostas em *heave* e *pitch* observadas nas proximidades dos picos nessas direções.

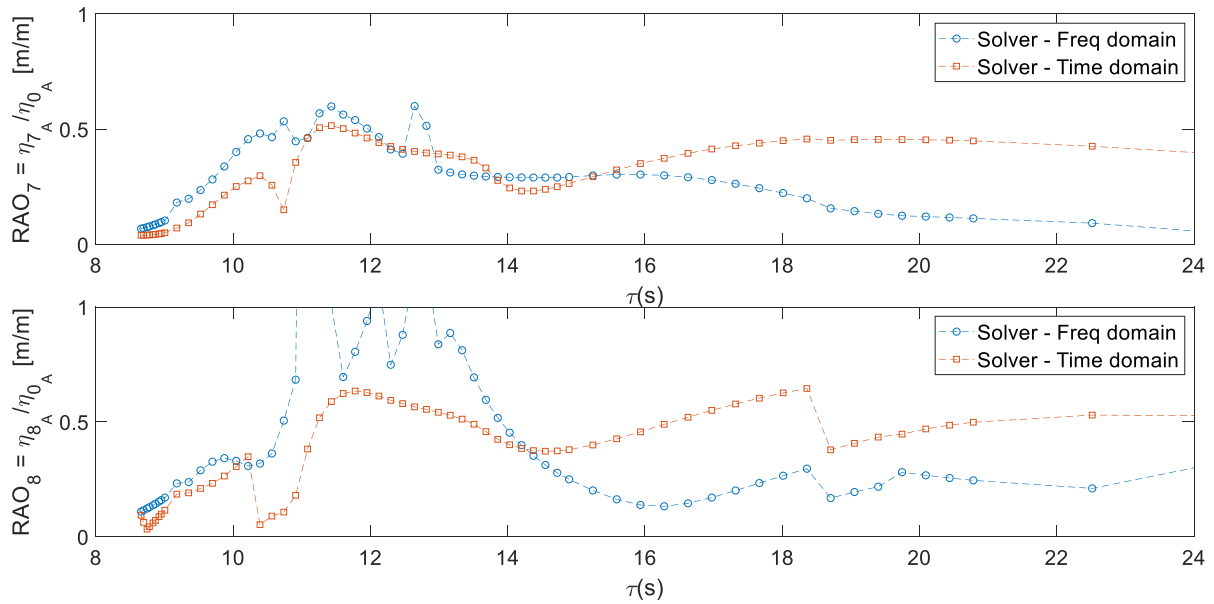


Figura 6.22 – Resposta prevista pelo modelo matemático dos *moonpools* de popa (superior) e proa (superior) do modelo LOC1_2MP para menor pico de resposta em *pitch* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 16,52 c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 30 c_{v_0}$

Muito embora o conceito proposto tenha atingido seu objetivo principal, ou seja, por meio do controle dos coeficientes de amortecimento nos *moonpools* a resposta em *pitch* da embarcação tenha sido reduzida, as curvas expostas nas Figura 6.21 indicam que, da forma que foi implementado, houve aumento da resposta em *heave* do casco em algumas frequências, o que em geral é indesejado em plataformas FPSO.

A partir dos dados levantados nesta varredura procurou-se por alguma combinação de coeficientes de amortecimento que levasse à redução desejada na resposta em *pitch* do casco sem que houvesse aumento da resposta em *heave* em nenhum ponto do espectro, o que não foi possível. Um dos motivos que impossibilitou o encontro de tal situação foi o deslocamento observado no pico de resposta em *heave*, fazendo com que sempre houvesse ao menos uma faixa de períodos na qual a resposta em *heave* do casco alterado fosse superior à do casco original.

Assim, o segundo parâmetro adotado para escolha dos coeficientes de amortecimento incorporou a análise do pico de resposta em *heave* do casco, comparando-o ao da embarcação original, sem *moonpools*. Um filtro foi aplicado eliminando todos os casos nos quais o pico de resposta em *heave* fosse superior ao do casco original. As Figuras 6.23 e 6.24 apresentam os resultados obtidos ao selecionar o menor pico de resposta em *pitch* após a aplicação do filtro mencionado.

Os coeficientes selecionados para este caso foram $c_{v,RE} = 18,69 c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 15,75 c_{v_0}$, consideravelmente diferentes daqueles do caso anterior. Contudo, diferença foi observada nas curvas de após a aplicação do filtro mencionado em relação ao caso anterior. Novamente a curva

de resposta em *heave* estimada pelo solver no domínio da frequência possui pico de amplitude de movimento inferior ao do casco original, sem *moonpools*, com uma boa redução no pico de resposta em *pitch* da embarcação. Porém, a integração no domínio do tempo apresenta certa divergência destes dados, com um pico de resposta mais intenso do que o previsto pelo *solver* no domínio da frequência e do que o do casco original.

Uma vez que a seleção baseada nos casos de menor pico de movimento foca em pontos específicos da curva de resposta da embarcação, o que pode acarretar em um aumento em outras frequências, optou-se pelo uso da área sob as curvas de resposta no intervalo de períodos considerado como outro parâmetro de seleção dos pontos da varredura. As Figuras 6.23 e 6.24 ilustram os RAO's em *pitch* e *heave* obtidos adotando as área sob as como parâmetros de escolha.

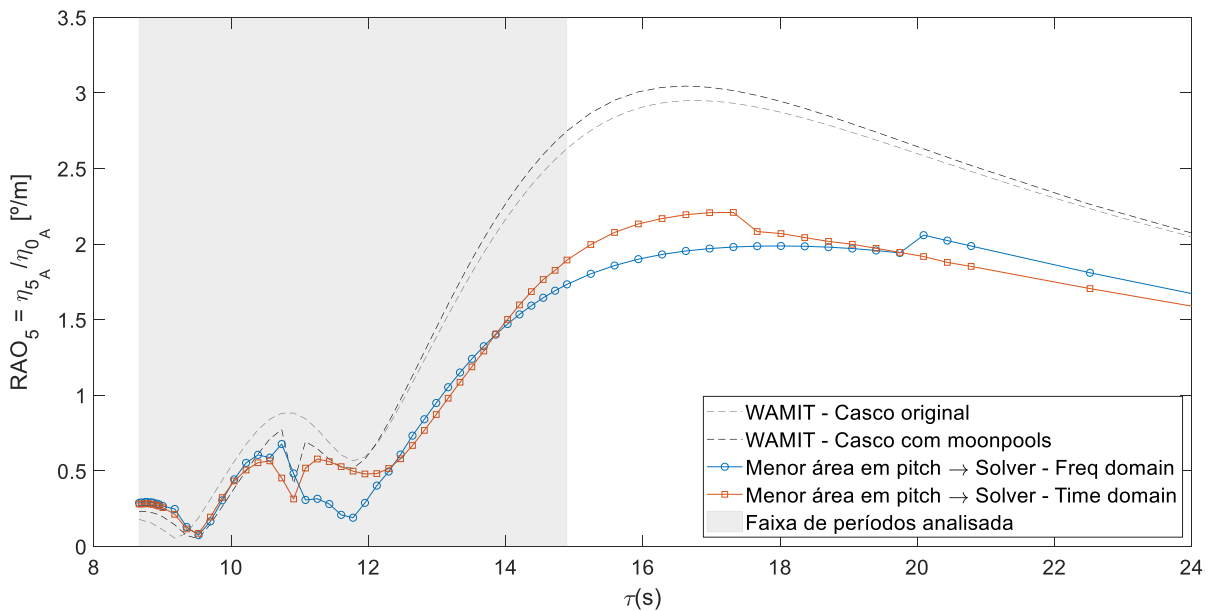


Figura 6.23 – Resposta em *pitch* para menor área do RAO em *pitch* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 30c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 28,03 c_{v_0}$

Os dados obtidos não diferem muito daqueles relacionados à escolha por meio dos picos de resposta, ainda que os coeficientes escolhidos não sejam os mesmos. Novamente, nota-se pequena diferença entre as estimativas de resposta em *heave* obtidas pelos *solvers* nos domínios do tempo e frequência, com o primeiro prevendo uma resposta sutilmente mais intensa em relação à embarcação sem *moonpools*.

Focando nas curvas estimadas no domínio da frequência para o RAO em *pitch*, as maiores diferenças entre os dois casos são a presença de um pico um pouco mais proeminente na Figura 6.23 e um ‘degrau’ presente na Figura 6.20, o que influenciou na escolha em cada situação.

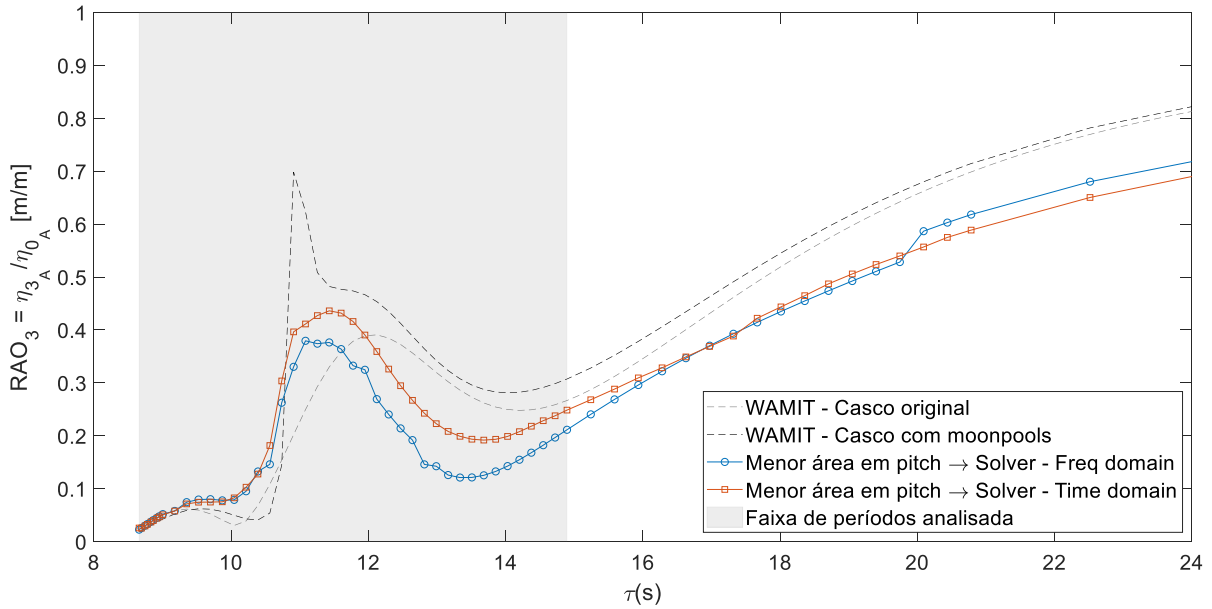


Figura 6.24 – Resposta em *heave* para menor área do RAO em *pitch* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 30c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 28,03 c_{v_0}$

O último critério de escolha adotado consistiu na comparação das áreas sob as curvas de resposta em *heave* e *pitch* simultaneamente, aplicando o mesmo filtro para evitar casos com picos de resposta superiores aos dos RAO's do casco original, sem *moonpools*. As Figuras 6.25 e 6.26 apresentam os resultados obtidos.

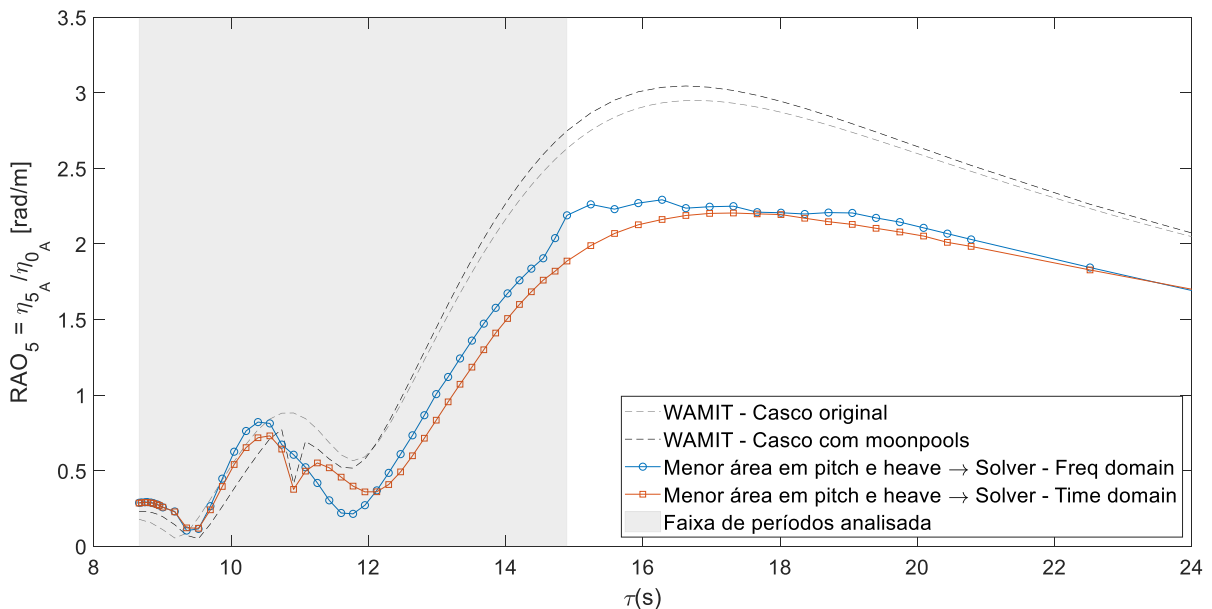


Figura 6.25 – Resposta em *pitch* para menor área do RAO em *pitch* e *heave* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 19,20c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 2,97 c_{v_0}$

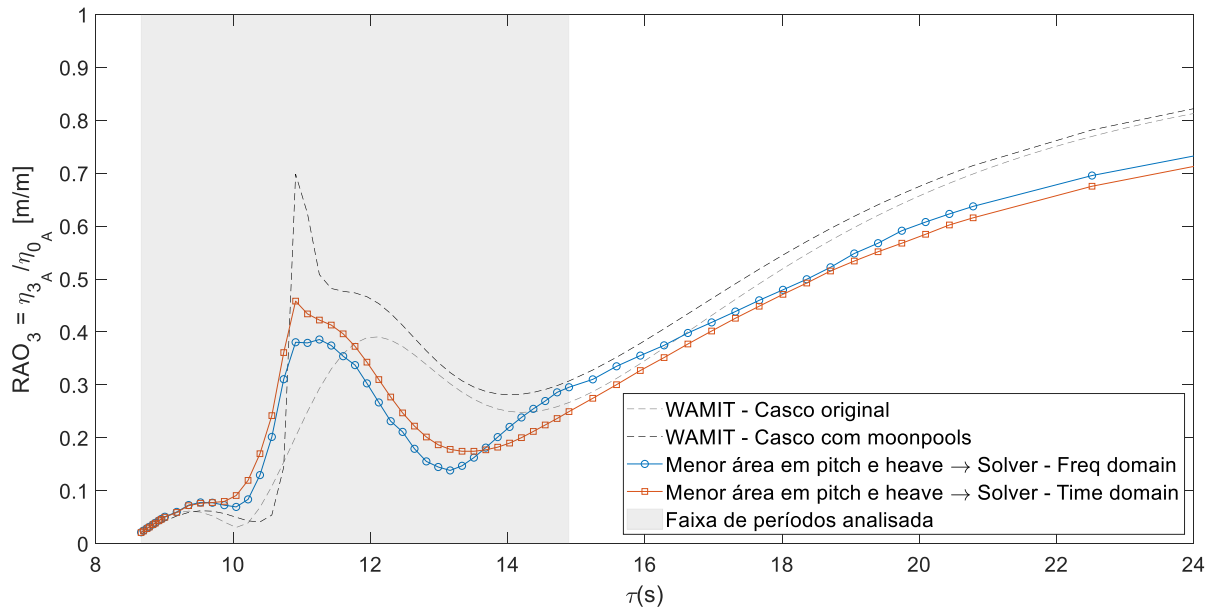


Figura 6.26 – Resposta em *heave* para menor área do RAO em *pitch* e *heave* estimados pela Varredura 1: $c_{v,RE} = 19,20c_{v_0}$ e $c_{v,VA} = 2,97c_{v_0}$

Conforme ilustrado pelas Figuras acima, este foi o parâmetro por meio do qual a seleção dos coeficientes de amortecimento mais diferiu em relação aos outros. Nota-se que a curva obtida para a resposta em *pitch* apresenta amplitude sutilmente superior às obtidas nos outros casos, por outro lado, a área abaixo da curva estimada para resposta em *heave* é consideravelmente inferior, indicando que há possibilidade de incorporar ambos os parâmetros para a seleção da melhor composição amortecimento das colunas d’água, ainda que o foco principal seja na redução da resposta em *pitch*.

Todos os casos apontam para algumas divergências entre as curvas estimadas pelos *solvers* nos domínios do tempo e da frequência, como uma possível consequência das fortes características não lineares do coeficiente de amortecimento viscoso. Em tese, os resultados da integração no tempo das equações de movimento são mais acurados, mas a execução em todos os períodos analisados demandaria muito tempo para analisar uma grande nuvem de pontos.

Uma alternativa para aumentar a precisão sem impactar tanto na duração da análise seria uma varredura em 2 etapas, a primeira levantando a faixa de períodos contendo os picos de resposta desejados para que na segunda etapa seja implementado o solver no domínio do tempo, refinando as estimativas das amplitudes de movimento nas proximidades dos picos de resposta, onde os efeitos não lineares são mais intensos.

6.5. Varredura 2: dimensionamento e posicionamento dos *moonpools*

No último item foi apresentado um estudo detalhado com enfoque sobre o efeito da intensidade de amortecimento viscoso sobre a resposta em *pitch* e *heave* da embarcação. Porém,

conforme sugerido nos exemplos da balsa retangular com 2 *moonpools* apresentados no capítulo anterior, a disposição e o dimensionamento dos *moonpools* são fatores que podem exercer grande influência sobre os efeitos dos *moonpools* nos movimentos da embarcação.

Por conta disto, uma segunda varredura foi executada com o objetivo de investigar sobre as influências da posição e do diâmetro de cada *moonpool* sobre as respostas em *heave* e *pitch* do casco.

Assim como na análise do item anterior, optou-se por manter as propriedades inerciais do casco para que as diferenças a serem observadas fossem creditadas apenas à alteração na disposição dos *moonpools*.

Para facilitar a modelagem das geometrias alteradas, optou-se por limitar as posições dos *moonpools* à região de fundo plano do modelo, ilustrado em vermelho na Figura 6.27. Por conta desta escolha, os valores mínimo e máximo permitido aos *moonpools* também foram limitados. A Tabela 6.3 sumariza os valores mínimos e máximos permitidos para as posições e diâmetros de cada *moonpool*.

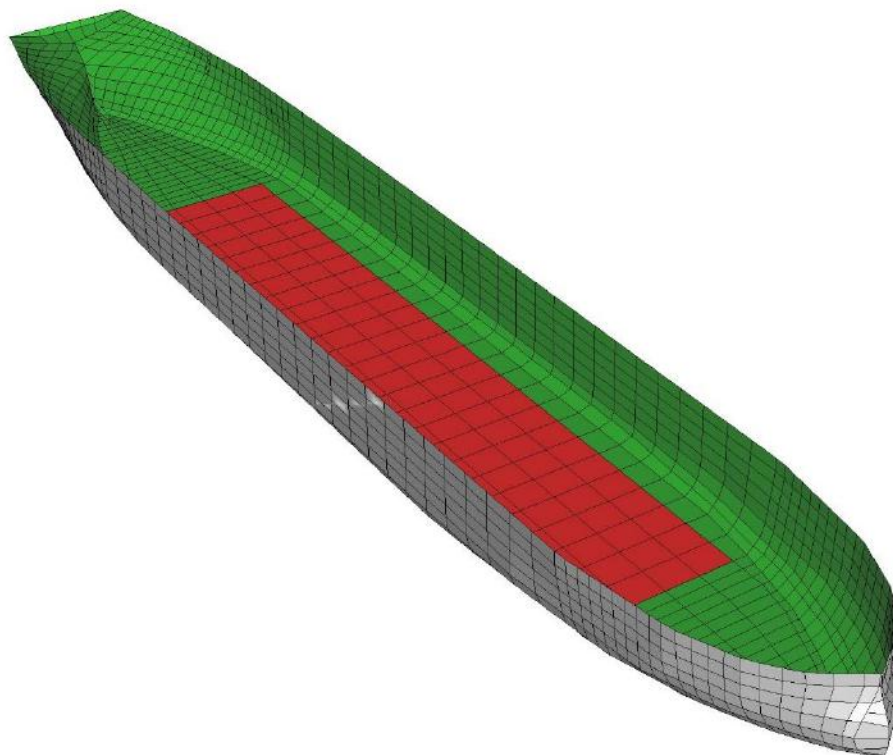


Figura 6.27 – Modelo LOC1: ilustração da região de fundo plano do casco (em vermelho), limitando a área de instalação dos *moonpools*

Tabela 6.3 – Posições (em relação à meia nau) e diâmetros mínimos e máximos adotados para varredura

		Escala LOC	Escala protótipo (300:1)
Diâmetro popa ($D_{MP,RE}$)	Mínimo	6 cm	18 m
	Máximo	10 cm	30 m
Diâmetro proa ($D_{MP,VA}$)	Mínimo	6 cm	18 m
	Máximo	10 cm	30 m
Posição popa ($x_{MP,RE}$)	Mínimo	-24,46 cm	-73,39 m
	Máximo	-9,46 cm	-28,39 m
Posição proa ($x_{MP,RE}$)	Mínimo	8,06 cm	24,11 m
	Máximo	28,06 cm	84,11 m

Considerando além dos parâmetros apresentados na

Tabela 6.3 os coeficientes de amortecimento viscoso adicionais em cada um dos *moonpools* ($b'_{2,MP1}$ e $b'_{2,MP2}$), trata-se de uma varredura em 6 graus de liberdade.

Como mencionado previamente no caso da primeira varredura, diversas técnicas distintas podem ser aplicadas para obtenção de uma combinação tida como ótima, que minimize o pico de respostas, por exemplo. Há ainda a possibilidade de definição de múltiplas funções objetivo, como apresentado no fim do item anterior, considerando desde a redução do pico de resposta em *pitch* até a soma das área sob os RAO's em *heave* e *pitch*, por exemplo.

Como o foco deste estudo está voltado para a eficácia do conceito proposto para controle da resposta em *pitch*, e não em otimizar seus parâmetros, optou-se novamente por uma simples varredura e comparação dos resultados obtidos a partir de uma nuvem de pontos.

Ainda assim, dada a grande quantidade de parâmetros para execução desta varredura, algumas medidas se fazem necessárias para controle da quantidade de pontos a serem avaliados. A primeira delas focou na simplificação da geração das malhas dos modelos a serem simulados, de modo a permitir o uso de códigos automáticos a partir dos painéis originais do fundo do casco, marcados em vermelho na Figura 6.27. Esta medida, aliada aos diâmetros máximos permitidos para os *moonpools* apresentados na Tabela 6.3 limitaram a quantidade de posições em 5 pontos para o *moonpool* de proa e 4 pontos para o posicionado à ré da meia nau.

Para a variação dos diâmetros, o valor adotado para o passo foi de 1 cm que, considerando os valores limites estabelecidos resultam em um total de 5 dimensões para cada *moonpool*. Por fim, uma vez que os resultados obtidos na primeira varredura variaram bastante dentro dos limites utilizados para o coeficiente de amortecimento extra, optou-se por manter tais valores.

Considerando os valores estipulados, o domínio teria um total de 450.000 pontos! Para cada combinação de posição e dimensionamento dos *moonpools* (total de 500 geometrias), seria necessário realizar um par de simulações em teoria potencial (*WAMIT* [6] ou *Hydrostar* [30]) para estimativa dos coeficientes de radiação e difração do casco e das colunas d'água, o que acarretaria numa demanda expressivamente grande de tempo.

De acordo com o resumo apresentado no Apêndice D deste texto, que foi baseado em Montgomery [33], o conceito de Planejamento Fatorial de Ensaio foi implementado para redução das simulações necessárias para realizar a avaliação dos efeitos do posicionamento e dimensionamento dos *moonpools* sobre a resposta em *pitch* do casco,

Com isso, interpretando que o diâmetro e posição de cada *moonpool* como um parâmetro ou variável na análise, gerando um sistema com 4 variáveis de influência e culminando em um sistema 2⁴ Fatorial.

A Tabela 6.4 apresenta o conjunto de combinações de diâmetros e posições investigados na segunda fase de varredura, que foi baseada na matriz completa de testes para um sistema 2⁴ Fatorial (Tabela D.1, no Apêndice D), sem o uso de pontos centrais ou axiais.

Tabela 6.4 – Combinações de diâmetros e posições dos *moonpools* testados na varredura em escala reduzida (cm)

Run	$x_{MP,RE}$	$x_{MP,VA}$	$D_{MP,RE}$	$D_{MP,VA}$	Título	Caso
1	-24,46	8,06	6	6	(1)	EFETOS PRINCIPAIS
2	-9,46	8,06	6	6	a	
3	-24,46	28,06	6	6	b	
4	-9,46	28,06	6	6	ab	
5	-24,46	8,06	10	6	c	
6	-9,46	8,06	10	6	ac	
7	-24,46	28,06	10	6	bc	
8	-9,46	28,06	10	6	abc	
9	-24,46	8,06	6	10	d	
10	-9,46	8,06	6	10	ad	
11	-24,46	28,06	6	10	bd	
12	-9,46	28,06	6	10	abd	
13	-24,46	8,06	10	10	cd	
14	-9,46	8,06	10	10	acd	
15	-24,46	28,06	10	10	bcd	
16	-9,46	28,06	10	10	abcd	

A Figura 6.28 ilustra os modelos estudado nesta varredura, conforme os dados apresentados na Tabela 6.4.

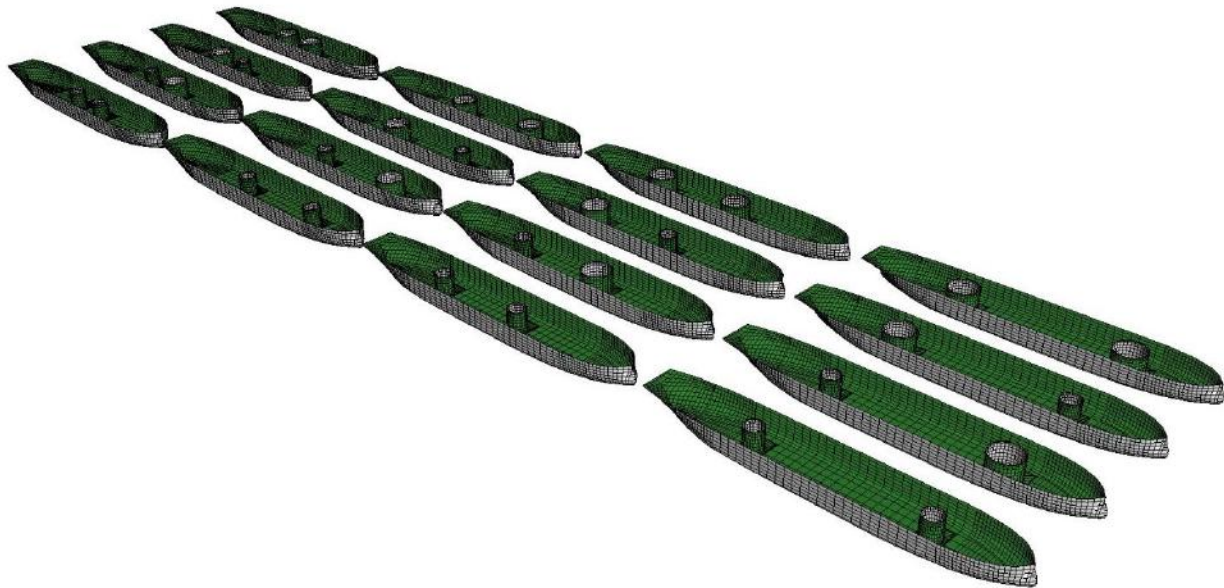


Figura 6.28 – Modelos investigados na varredura

A partir das combinações apresentadas na Tabela 6.4, as curvas de resposta em *heave* e *pitch* foram estimadas para cada um dos modelos, sem considerar a adição de termos de amortecimento viscoso extra, cujos RAO's estão expostos no Apêndice E deste texto.

Em linhas gerais, nota-se que as estimativas obtidas pelos *solvers* nos domínios do tempo e frequência são bastante próximas uma à outra em cada caso, reforçando a ideia de que as divergências surgem quando os termos não lineares são muito intensos.

As curvas de resposta apresentadas no Apêndice E deste texto podem ser sumarizadas pelos dados expostos na Tabela 6.5 em termos de alguns parâmetros selecionados de acordo com as conclusões traçadas na primeira varredura. Nela, já se considera o uso de um ponto central (caso 17) para fins de comparação e verificação.

Os parâmetros foram os maiores picos de respostas *heave* e *pitch* (P_3 e P_5) bem como das colunas d'água nos *moonpools* de popa e proa (P_7 e P_8), além das áreas abaixo das curvas de resposta nas mesmas direções (a_3 , a_5 , a_7 e a_8). Para os casos em *heave* e *pitch*, os valores apresentados na Tabela 6.5 correspondem à razão entre os valores associados ao casco alterado em relação ao modificado. Logo, o pico em *heave* apresentado sexta coluna desta tabela representa a razão entre o pico do casco modificado pelo pico do casco original em *heave*. Outros parâmetros, como aceleração em conexões entre *risers* e a embarcação ou mesmo forças atuantes em pontos do casco podem ser adotados para análise, de acordo com seu objetivo.

Lembrando do caso investigado na primeira varredura, na qual as posições e dimensões dos *moonpools* foram mantidas as maiores permitidas pela geometria do casco, as respostas obtida

pelos modelos matemáticos para o casco com *moonpool* apresentaram um pequeno aumento em relação às curvas do modelo original, com amplitudes de movimento bastante intensas nas colunas d'água no interior dos *moonpools*, o que parece ser o caso ideal para permitir o controle da resposta do casco.

Analisando os dados na Tabela 6.5 percebe-se, por exemplo, que os casos com maiores *moonpools* instalados próximos ao centro da embarcação (casos 9, 10 ou 14) apresentam os maiores aumentos dos picos de resposta, chegando a dobrar os picos de resposta em *heave*.

Em relação às áreas sob as curvas de resposta, nota-se que todos os casos apresentam valores entre 0,8 a 1,2 nas colunas respectivas (a_3 , a_5), sugerindo que a instalação dos *moonpools* não altera de maneira significativa este parâmetro. Adotando uma analogia entre a área abaixo da curva de resposta e a energia contida na banda analisada, conclui-se que a instalação de *moonpools* pode afetar em até 20% a energia de resposta do casco, aumentando ou diminuindo de acordo com a combinação de posições e dimensões dos *moonpools*.

Tabela 6.5 – Resumo dos respostas obtidas para os cascos modificados

Run	$x_{MP,RE}$	$x_{MP,VA}$	$D_{MP,RE}$	$D_{MP,VA}$	P_3	P_5	P_7	P_8	a_3	a_5	a_7	a_8
1	-24,46	8,06	6	6	0,904	2,685	0,804	1,492	0,939	1,011	0,122	0,214
2	-9,46	8,06	6	6	1,185	2,433	0,779	1,686	0,915	1,012	0,125	0,211
3	-24,46	28,06	6	6	0,961	1,706	0,800	1,960	1,063	0,974	0,121	0,232
4	-9,46	28,06	6	6	0,890	1,471	1,039	1,844	0,953	0,992	0,142	0,230
5	-24,46	8,06	10	6	1,072	2,057	1,346	1,311	1,105	1,026	0,138	0,218
6	-9,46	8,06	10	6	1,430	2,182	1,063	1,739	1,036	0,999	0,149	0,223
7	-24,46	28,06	10	6	1,143	1,750	1,204	2,063	1,213	0,961	0,134	0,240
8	-9,46	28,06	10	6	1,403	1,577	1,489	2,022	1,063	0,968	0,160	0,238
9	-24,46	8,06	6	10	2,318	2,779	0,769	1,914	0,959	1,028	0,130	0,233
10	-9,46	8,06	6	10	2,288	2,631	0,840	1,829	0,941	1,014	0,128	0,231
11	-24,46	28,06	6	10	0,915	2,197	0,803	2,215	1,037	1,061	0,120	0,243
12	-9,46	28,06	6	10	0,972	2,181	0,876	2,247	1,015	1,052	0,146	0,246
13	-24,46	8,06	10	10	1,306	3,283	0,737	1,610	0,948	1,078	0,126	0,230
14	-9,46	8,06	10	10	2,098	3,292	0,953	1,870	0,967	1,004	0,134	0,234
15	-24,46	28,06	10	10	0,973	2,303	0,709	2,071	1,072	1,097	0,125	0,246
16	-9,46	28,06	10	10	0,728	1,899	0,872	1,781	0,838	1,101	0,148	0,244
17	-16,46	18,06	8	8	1,112	3,230	0,888	2,171	0,886	1,046	0,132	0,264

A princípio, as conclusões extraídas a partir dos dados da Tabela 6.5 acerca dos picos e áreas podem parecer contraditórias, mas ao analisar as curvas apresentadas no Apêndice E nota-se que em muitos casos há presença de picos concentrados em períodos específicos, por consequência das

singularidades observadas em seus coeficientes hidrodinâmicos, o que resulta em picos de resposta bastante intensos sem induzir aumentos significativos na área sob a curva de resposta do modelo.

Conforme discutido no Apêndice D, uma hipótese fundamental para a utilização do Planejamento 2^k Fatorial diz respeito ao comportamento linear dos parâmetros de saída em relação as variáveis adotadas. Esta hipótese pode ser verificada por meio da análise dos resultados obtidos para o ponto central (caso 17).

Ao comparar os valores obtidos para a simulação do ponto central (caso 17) com as estimativas para os parâmetros a partir de regressão linear dos pontos das fronteiras (casos 1 a 16), foi possível obter estimativas para o erros em cada caso, apresentadas na Tabela 6.6.

Tabela 6.6 – Erros nas estimativas dos parâmetros para o ponto central a partir de regressão linear

Run	P_3	P_5	P_7	P_8	a_3	a_5	a_7	a_8
Erro %	375%	3%	35%	18%	992%	144%	4%	20%

Os altos erros observados para a estimativa dos parâmetros para o ponto central por meio de regressão linear apontam para fortes não-linearidades entre as variáveis dependentes e independentes escolhidas dentro do domínio escolhido.

Duas alternativas poderiam ser adotadas para contornar este problema. A primeira delas consiste no uso dos pontos axiais para aumentar os dados utilizados e o uso de regressão não linear para incorporação de termos cruzados e de ordem superior. Montgomery [33] sugere fazê-lo por meio do uso de pontos axiais, o que permite aumentar a matriz de testes de maneira eficiente. Outra possibilidade consiste na quebra do domínio em subconjuntos, até que o comportamento linear seja observado.

Ambas alternativas acarretam no aumento de aferições a serem realizadas e tem o principal objetivo de permitir o levantamento de funções, por meio de regressão, que representem bem as relações entre os parâmetro de seleção e as variáveis independentes adotadas. Como o escopo deste projeto consiste mais na exploração e compreensão do aparato proposto para controle da resposta em *pitch* de embarcações, optou-se por não avançar nesta direção.

Outra análise que pode ser realizada em relação ao ponto central se refere à relação de ordem entre os parâmetros dependentes e as variáveis. A Figura 6.29 ilustra a comparação entre os dados obtidos para os casos limite, de acordo com o domínio estabelecido (casos 1 e 16) e ponto central (caso 17). Nota-se que na maioria dos casos o ponto central quebra a relação de ordem estabelecida pelos pontos limites, ou seja, os resultados correspondentes ao ponto médio não se estão contidos entre os resultados associados às fronteiras. Esta análise, embora muito simples, permite concluir que no domínio analisado existe ao menos um ponto de mínimo para que os pontos central e de fronteira existam.

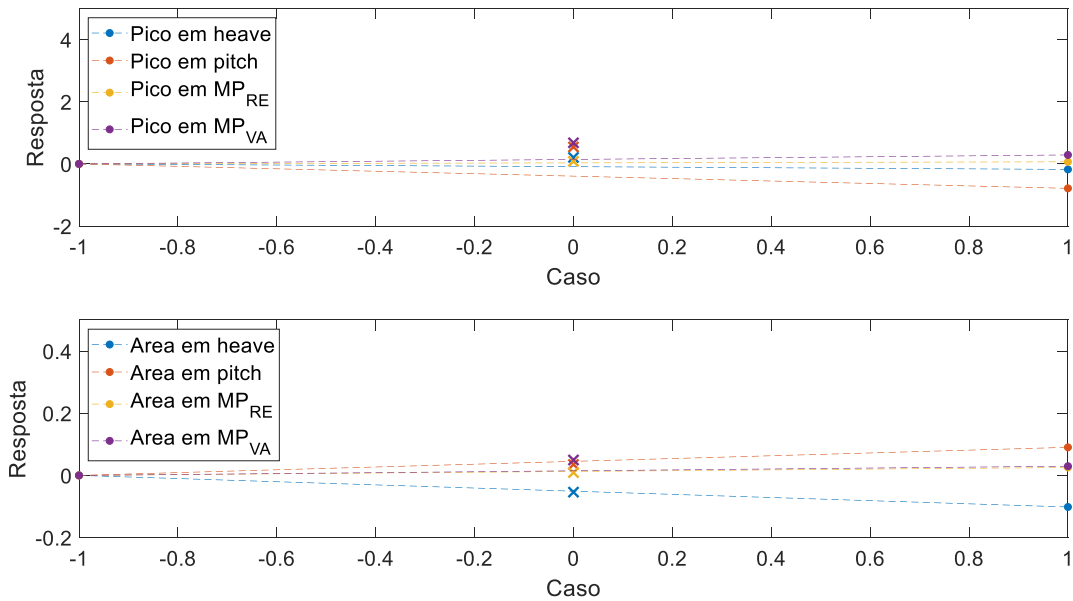


Figura 6.29 – Comparação entre resultados correspondentes aos limites do domínio e ponto central

Baseando-se nos resultados gerados nesta na primeira fase desta varredura, sumarizados na Tabela 6.5, foram selecionados 2 casos, destacados na

Comparando os casos selecionados, observa-se que o primeiro deles (caso 4) é aquele que apresenta menor pico e área de resposta em *pitch*.

Para o segundo caso percebe-se movimento intenso das colunas d'água nos *moonpools*, o que sugere bom potencial de ação para que o Dispositivo Dissipador de Energia, representado pelo termo de amortecimento extra, atue para reduzir os movimentos do casco. Porém, a opção deste parâmetro está atrelada a movimentos intensos também em *heave* e *pitch*, o que pode resultar em um caso final com resposta superior à da embarcação sem *moonpools*.

Tabela 6.7, para realizar uma busca pelas combinações de amortecimento extra nas colunas d'água para redução da resposta em *pitch*, seguindo procedimento geral adotado na primeira varredura, apresentada no item anterior, seguindo os seguintes critérios:

- Menor resposta em *pitch* em relação ao casco original, sem *moonpools*: por apresentar menor pico e área sob curva de resposta em *pitch*. Caso 4, marcado em vermelho na tabela;
- Maior potencial de ação para o Dispositivo Dissipador de Energia: Focando num caso de maior potencial de ação das colunas d'água, associado à soma das áreas

abaixo das curvas de respostas dos *moonpools*, para então reduzir movimentos do casco. Caso 8, marcado em verde;

Comparando os casos selecionados, observa-se que o primeiro deles (caso 4) é aquele que apresenta menor pico e área de resposta em *pitch*.

Para o segundo caso percebe-se movimento intenso das colunas d'água nos *moonpools*, o que sugere bom potencial de ação para que o Dispositivo Dissipador de Energia, representado pelo termo de amortecimento extra, atue para reduzir os movimentos do casco. Porém, a opção deste parâmetro está atrelada a movimentos intensos também em *heave* e *pitch*, o que pode resultar em um caso final com resposta superior à da embarcação sem *moonpools*.

Tabela 6.7 – Resumo dos respostas obtidas para os cascos modificados, com destaque aos casos selecionados para segunda fase da varredura

Run	$x_{MP,RE}$	$x_{MP,VA}$	$D_{MP,RE}$	$D_{MP,VA}$	P_3	P_5	P_7	P_8	a_3	a_5	a_7	a_8
1	-24,46	8,06	6	6	0,904	2,685	0,804	1,492	0,939	1,011	0,122	0,214
2	-9,46	8,06	6	6	1,185	2,433	0,779	1,686	0,915	1,012	0,125	0,211
3	-24,46	28,06	6	6	0,961	1,706	0,800	1,960	1,063	0,974	0,121	0,232
4	-9,46	28,06	6	6	0,890	1,471	1,039	1,844	0,953	0,992	0,142	0,230
5	-24,46	8,06	10	6	1,072	2,057	1,346	1,311	1,105	1,026	0,138	0,218
6	-9,46	8,06	10	6	1,430	2,182	1,063	1,739	1,036	0,999	0,149	0,223
7	-24,46	28,06	10	6	1,143	1,750	1,204	2,063	1,213	0,961	0,134	0,240
8	-9,46	28,06	10	6	1,403	1,577	1,489	2,022	1,063	0,968	0,160	0,238
9	-24,46	8,06	6	10	2,318	2,779	0,769	1,914	0,959	1,028	0,130	0,233
10	-9,46	8,06	6	10	2,288	2,631	0,840	1,829	0,941	1,014	0,128	0,231
11	-24,46	28,06	6	10	0,915	2,197	0,803	2,215	1,037	1,061	0,120	0,243
12	-9,46	28,06	6	10	0,972	2,181	0,876	2,247	1,015	1,052	0,146	0,246
13	-24,46	8,06	10	10	1,306	3,283	0,737	1,610	0,948	1,078	0,126	0,230
14	-9,46	8,06	10	10	2,098	3,292	0,953	1,870	0,967	1,004	0,134	0,234
15	-24,46	28,06	10	10	0,973	2,303	0,709	2,071	1,072	1,097	0,125	0,246
16	-9,46	28,06	10	10	0,728	1,899	0,872	1,781	0,838	1,101	0,148	0,244
17	-16,46	18,06	8	8	1,112	3,230	0,888	2,171	0,886	1,046	0,132	0,264

Porém, os resultados obtidos não mostraram melhora em relação ao casco original. As Figuras 6.30 e 6.31 apresentam comparações entre a curva de resposta em *pitch* do casco original

comparada à região na qual todas as respostas obtidas na varredura de variação de amortecimento ficaram contidas, para os casos 4 e 7, respectivamente.

Podemos observar que nos exemplos escolhidos os *solvers* resultaram em variações contidas das curvas de resposta em *pitch*. Em ambos os casos a variação da resposta em função do amortecimento da coluna d'água foi bem pequena nas proximidades do período natural, dentro da banda de interesse. O motivo observado foi que, naquela faixa, o termo potencial de amortecimento do casco se mostrou expressivamente superior à parcela viscosa, associada ao escoamento nos *moonpools*, o que fez com que o casco ficasse pouco sensível a este coeficiente nestes casos estudados.

Percebe-se ainda que em todas as situações o modelo matemático previu redução da resposta do casco para períodos mais altos, foram da faixa almejada, bem como para uma banda estreita de períodos abaixo da resposta natural do casco.

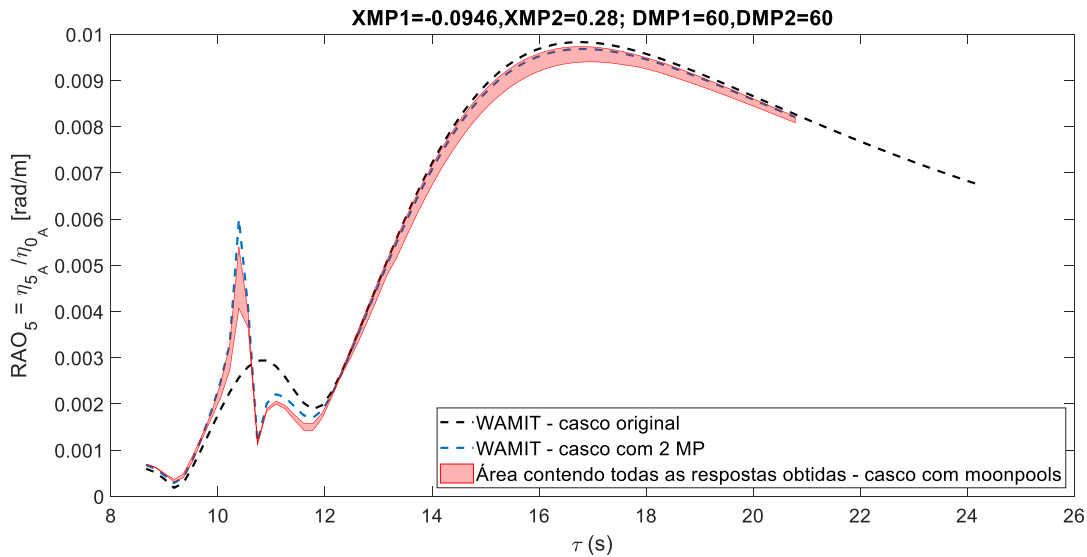


Figura 6.30 – Conjunto de respostas em *pitch* para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o caso modificado – caso 4

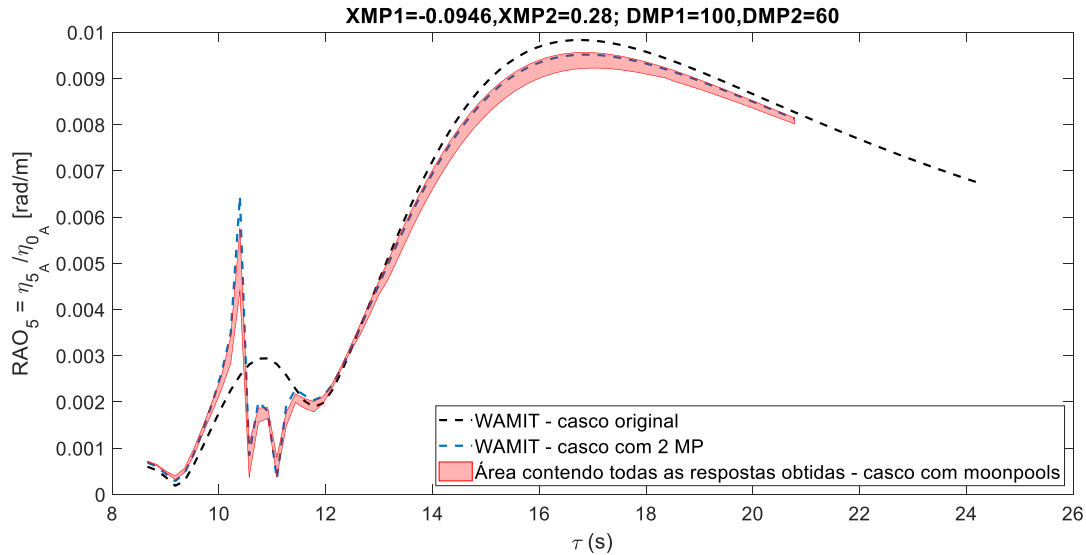


Figura 6.31 – Conjunto de respostas em *pitch* para a varredura dos coeficientes de amortecimento para o caso modificado – caso 7

A comparação entre as curvas de estimativa de resposta em teoria potencial, tracejadas em azul, com as manchas representando o conjunto de soluções obtidas pelo modelo matemático mostram como o aumento do amortecimento viscoso nas colunas d'água permite reduzir a resposta em *pitch* da embarcação, corroborando as conclusões obtidas na primeira varredura investigada neste trabalho.

O principal fator que parece ter impedido a redução do pico de resposta em *pitch* em relação à curva do casco original, sem *moonpools*, foi o fato de a curva prevista em teoria potencial partir de um pico extremamente alto, sendo a única faixa que apresenta valores superiores ao RAO da embarcação sem *moonpools*.

7. CONCLUSÕES

A investigação apresentada no presente trabalho representa a continuação de uma série de estudos a respeito do uso de *moonpools* para o controle da resposta em *pitch* em cascos com geometria típica de plataformas FPSO.

No projeto em questão, a proposta para a avaliação dos efeitos da instalação de *moonpools* sobre o casco consistiu na interpretação de cada coluna d'água como um grau de liberdade adicional nas Equações de Movimento que descrevem o comportamento dinâmico do corpo flutuante, ressaltando a importância dos efeitos viscosos e suas não linearidades para a execução destas análises. Propõe-se ainda que a relação entre o sistema original, composto pelos 6 graus de liberdade associado às translações e rotações do corpo rígido, e os graus de liberdade adicionais, associados às colunas d'água nos *moonpools*, seja analisada pela perspectiva do conceito de Absorção Dinâmica de Vibrações.

O estudo do comportamento dinâmico da coluna d'água no interior de *moonpools* demonstrou, tanto analiticamente quanto experimentalmente, a forte influência dos efeitos viscosos e não lineares sobre os movimentos da superfície livre. Na análise dos dados experimentais foram expostas diversas características associadas às não linearidades mencionadas, reforçando a necessidade de incorporá-las nas investigações sobre os efeitos de *moonpools* em unidades flutuantes.

Alguns aspectos relacionados à dinâmica de Colunas d'Águas Oscilantes ficaram em aberto, demandando estudos mais aprofundados. Tanto a parcela friccional quanto o termo associado à liberação de vórtices do coeficiente de amortecimento viscoso foram assumidos invariantes com a frequência. Porém, estudos teóricos sugerem a dependência do primeiro em relação à frequência de oscilação, o que também pode ser esperado para o segundo caso, relacionado à liberação de vórtices.

Outra simplificação imposta foi a de o movimento consistir apenas de translações verticais, desprezando possíveis deformações ou inclinações da superfície livre, que na prática podem ocorrer tanto em caso de altas frequências de oscilação quanto como consequência de movimentos dos *moonpools*.

Portanto, estudos futuros devem ser conduzidos para estimar a extensão destes efeitos sobre o comportamento dinâmico das colunas d'água no interior de *moonpools* bem como sobre os movimentos da unidade flutuante. Outros aspectos, como formato da área seccional do *moonpool* (retangular, triangular, elíptica, etc) ou sua geometria (vertical, inclinado, em L, etc) também podem ser investigados futuramente, lançando mão dos mesmos procedimentos adotados neste trabalho, desenvolvidos para *moonpools* verticais de seção circular.

A representação dos efeitos da instalação de *moonpools* sobre os coeficientes hidrodinâmicos do casco consiste em um dos pontos críticos deste trabalho. Neste estudo defende-se que qualquer tentativa de limitar os movimentos da massa fluida no interior dos *moonpools* induz alterações substanciais nas condições de contorno dos problemas de radiação e difração.

Baseando-se nesta ideia, o procedimento proposto neste estudo, formalizado ao longo do Capítulo 5, sugere o uso de duas simulações para estimar a resposta de corpos com *moonpools*. A primeira com o objetivo de estimar os coeficientes de radiação e difração do casco em si e a segunda para obter os coeficientes potenciais da coluna d'água e sua interação com o casco, para a qual se propôs 3 modos distintos, sempre considerando a Superfície Virtual de Controle na base do *moonpool* para representar sua interação com o campo de pressões externos. Este método, por divergir das abordagens mais usuais adotadas para tal, representa o ponto crítico deste trabalho e carece de dados experimentais para confirmar sua validade.

No estudo de caso conduzido investigou-se, em paralelo, os chamados Efeitos de Parede, que surgem como consequência da proximidade das paredes laterais em relação ao modelo, afetando seus coeficientes potenciais e sua resposta. O software Hydrostar se mostrou uma ferramenta poderosa para realização de simulações considerando estes efeitos, com maior rapidez que a implementação da técnica das imagens para os simular.

Duas varreduras foram realizadas, variando os parâmetros associados à instalação dos *moonpools*, para exemplificar a aplicação e utilizada de conceito e método propostos. A primeira varredura consistiu na investigação dos efeitos dos termos de amortecimento viscoso sobre as respostas em *heave* e *pitch* de um casco com *moonpools* de dimensões e posições arbitradas, gerando resultados promissores. Por meio dela, foi possível obter boa redução dos picos de resposta em *pitch*, bem como da área abaixo de seu RAO. Em contrapartida, observou-se nesta varredura o risco do aumento do pico de resposta em *heave* ao implementar o conceito proposto para reduzir os movimento em *pitch*, indicando que uma análise acoplada deve ser realizada cautelosamente para evitar efeitos colaterais.

A segunda varredura, na qual investigou-se os efeitos do dimensionamento e posicionamento dos *moonpools*, apontou para a relação fortemente não linear entre essas variáveis e os parâmetros de resposta do casco, como pico da curva em *pitch*, por exemplo. Técnicas de Planejamento Fatorial foram utilizadas para avaliação destes efeitos, que apontaram para a existência de ao menos um ponto de mínimo no domínio investigado, o que justifica o uso de técnicas de otimização para sua busca.

Por fim, conclui-se que os resultados apresentados indicam eficácia do conceito proposto para controle dos movimentos em *pitch* por meio da instalação de *moonpools* no casco e ajuste dos coeficientes de amortecimento. Contudo, comparações com mais dados experimentais são necessários para verificar a validade do modelo proposto.

8. REFERÊNCIAS

- [1] MAG, “<http://www.offshore-mag.com>,” 28 10 2018. [Online].
- [2] E. A. Silva, “Coluna de Água Ressonante (CAR) aplicada ao Controle de Movimentos de Unidades FPSO,” *Trabalho de Graduação, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – UFRJ*, 2009.
- [3] H. B. Guimarães, “Efeito de Moon Pool no Comportamento de Embarcações Estacionárias em Operações Offshore,” *Trabalho de Graduação, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – UFRJ*, 2012.
- [4] J. S. Medeiros, “Redução do Movimento de pitch de FPSO’s com Sistema Inovador de Colunas de Água Oscilante,” *Trabalho de Graduação, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – UFRJ*, 2014.
- [5] D. d. O. Costa, “Análise Numérico-Experimental da Utilização de Colunas de Água Oscilantes para Controle de pitch de FPSO,” *Trabalho de Graduação, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – UFRJ*, 2017.
- [6] WAMIT, User’s Manual, Version 6.4PC. Cambridge, 2006.
- [7] R. Singiresu, *Vibrações Mecânicas*, 4a. ed. São Paulo: Pearson Educational, v. 4, 2008.
- [8] J. Ormondroyd e J. P. D. Hartog, *The theory of the dynamic vibration absorber*, Transactions of ASME, Vol. 50, 1928.
- [9] A. F. O. Falcão, *Modelling of Wave Energy Conversion*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, 2014.
- [10] D. Evans, “The Oscillating Water Column Wave-energy Device,” *J. Inst. Maths Applics*, 1978.
- [11] J. Lighthill, “Two-dimensional analyses related to wave-energy extraction by submerged resonant ducts,” *Journal of Fluid Mechanics*, 1979.
- [12] K. Fukuda, “Behavior of water in vertical well with bottom Opening of Ship, and its Effects on Ship-Motion,” *Journal of Society of Naval Architects of Japan*, 1977.

- [13] E. M. d. Oliveira, “Investigação de Modelos Teóricos e Experimentais de Sistemas de Absorção de Energia das Ondas do Mar do Tipo OWC,” *Trabalho de Formatura, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – UFRJ*, 2003.
- [14] G. F. Knott e M. R. Mackley, “Eddy-motions near plates and ducts induced by water waves and periodic flows,” *Phil. Trans. R. Soc.*, 1980.
- [15] A. B. Aalbers, “The water motions in a moonpool,” *Ocean Engineering*, 1984.
- [16] E. B. Malta, M. Cueva, R. Gonçalves, I. Masetti e K. Nishimoto, “Numerical Moonpool Modeling,” *Conference: Proceedings of the ASME 2006 25th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Hamburg, Germany*, 2006.
- [17] F. G. d. S. Torres, “Estudo do moonpool como sistema de minimização de movimento em uma plataforma do tipo monocoluna,” *Dissertação de Mestrado em Engenharia Naval e Oceânica, Escola Politécnica, USP, São Paulo*, 2007.
- [18] C. H. Lee, N. N., J. e F. G. Nielsen, “Wave Interactions with and Oscillating Water Column,” *Los Angeles: The International Society of Offshore and Polar Engineers*, 1996.
- [19] J. A. Helder, C. Schmittner e B. Buchner, “On the Further Optimization of the “Green Water Concept” for Wave Energy Conversion,,” *Conference: Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brazil*, 2012.
- [20] B. Buchner e F. Jaouen, “Inverse Concept: Wave Energy Generation by Motion and Green Water Maximisation,” *Conference: Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii*, 2009.
- [21] A. Ghosh e B. Basu, “A closed-form optimal tuning criterion for TMD in damped structures,,” *Structural Control and Health Monitoring*, 2007.
- [22] K. Liu e G. Coppola, “Optimal design of damped dynamic vibration absorber for damped primary systems,” *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 2010.
- [23] F. M. White, *Fluid Mechanics*, 4th edition, McGraw-Hill Series in Mechanical Engineering.
- [24] H. Schlichting, *Boundary-layer theory*, New York:m McGraw-Hill, 1979.

- [25] W. Cummins, "The Impulse Response Function and Ship Motions," *Schiffstechnik*, 1962.
- [26] J. J. G. R. J. F. e. a. Armesto, "Comparative analysis of the methods to compute the radiation term in Cummins' equation," *J. Ocean Eng. Mar. Energy*, 2015.
- [27] HBM, "<https://www.hbm.com/en/>," 2019. [Online].
- [28] ITTC, "Seakeeping Experiments," *ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Revision 04*, 2011.
- [29] ITTC, "Testing and Extrapolation Methods Loads and Responses, Ocean Engineering Analysis Procedure for Model Tests in Regular Waves," *ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Revision 01*, 2002.
- [30] Hydrostar for Experts - User Manual V7.3, Cambridge, 2016.
- [31] R. Bhattacharyya, Dynamics of Marine Vehicles, 1978.
- [32] R. W. Yeung e S. H. Sphaier, "Wave interference on a truncated cylinder in a channel," *J. Engineering Mathematics*, 1989.
- [33] D. C. Montgomery, Design and analysis of experiments, 2001.
- [34] J. N. Newman, Marine Hydrodynamics, 1977.
- [35] G. Goodrich, "Proposed standards for seakeeping experiments in head and following seas," *Seakeeping Committee Report of the 12th ITTC, Appendix I*, 1969.
- [36] D. Murdey, "Some effects of tank wall interference on the results of experiments on waves," *Seakeeping Committee Report of the 13th ITTC, Appendix II*, 1972.
- [37] G. Clauss e Y. Chen, "Reduction of tank wall effects by vertical side wall absorbers," *Proceedings of the 19th ITTC*, 1990.
- [38] S. M. Calisal e T. Sabuneau, "A study of a heaving vertical circular cylinder in a towing tank," *J. of Ship Research*, 1989.
- [39] C. M. Linton, D. V. Evans e F. T. Smith, "The radiation and scattering of surface waves by a vertical circular cylinder in a channel," *Philosophical Transactions of The Royal Society A Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 1992.

- [40] X. Chen, “On the side wall effects upon bodies of arbitrary geometry in wave tanks,” *Applied Ocean Research*, 1994.
- [41] C. Linton, “The Green’s function for the two-dimensional Helmholtz equation in periodic domains,” *Journal of Engineering Mathematics*, 1998.
- [42] J. Newman, “Channel wall effects in radiation-diffraction analysis,” *31st International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Plymouth, MI*, 2016.
- [43] B. Veritas, “<https://www.bureauveritas.com.br/>,” [Online].
- [44] S. Steen, *Experimental Methods in Marine Hydrodynamics – Lecture Notes from the Faculty of Engineering Science and Technology*, 2014.
- [45] J. N. Newman, *Trapped-wave modes of bodies in channel*, 2017.
- [46] H. Schneekluth e V. Bertram, *Ship Design for Efficiency and Economy*, 1998.

APÊNDICE A. DISCUSSÃO DOS DIFERENTES MÉTODOS DE SIMULAÇÃO EM TEORIA POTENCIAL

As análises numéricas realizadas neste trabalho foram feitas por meio dos softwares *WAMIT* [6] e *Hydrostar* [30], programas computacionais baseados no método tridimensional de painéis para solução dos problemas de radiação e difração por meio da Teoria Potencial linear, permitindo avaliação da interação linear entre um campo de ondas de superfície e estruturas flutuantes.

O software *WAMIT* é dividido em dois subprogramas principais, um para solução do campo potencial nos casos de radiação e difração separadamente e o segundo que, a partir dos coeficientes hidrodinâmicos oriundo do primeiro, soluciona a equação do movimento apresentada na Expressão (A.1) para os 6 graus de liberdade do modelo.

$$\sum \vec{F}_{ext} = [M]\{\ddot{\eta}\} = -[A]\{\ddot{\eta}\} - [B]\{\dot{\eta}\} - [C]\{\eta\} \quad (\text{A.1})$$

A descrição da geometria do modelo a ser analisado nas simulações pode ser feita de dois modos distintos no *WAMIT*. No primeiro deles a geometria é separada em painéis quadriláteros ou triangulares planos representados em coordenadas cartesianas, listados de maneira sequenciada. A ordenação dos vértices indica a direção do vetor normal, que deve apontar no sentido do fluido (para fora do casco). Portanto, a descrição de geometrias mais complexas é feita por meio de um grande número de pequenos painéis para representar a curvatura das superfícies.

O segundo modo de descrição do modelo consiste na representação da geometria por meio de um conjunto de trechos (*patches*) *B-splines*, que é definida como uma função *spline* (curva definida por pontos de controle) com menor suporte em relação a determinados grau, suavidade e partição do domínio. Cada *patch* possui coordenadas paramétricas normalizadas para representar a superfície, que deve ser suave e com coordenadas contínuas.

O programa ainda oferece a opção de descrever geometrias por meio de formulações teóricas predefinidas que, a partir de um conjunto de parâmetros, descreve o corpo de acordo com o modo no qual foi programado.

Por conta dos modos de descrição da geometria, o software apresenta dois métodos básicos para solução dos casos de radiação e difração. O método *Low Order* consiste na solução do campo potencial por valores constantes de intensidade de fonte/sumidouro para o centro de cada um dos painéis. Portanto, requer o primeiro dos modos de descrição da geometria para ser executado.

O método *High Order* foi desenvolvido posteriormente e pode ser executado por meio de qualquer um dos modos de descrição da geometria. Neste método a condição de contorno sobre a superfície do casco para a solução do campo potencial de velocidades é reproduzida continuamente por meio de *B-splines* e a velocidade do fluido sobre o casco obtido por derivação analítica. Esta abordagem, em geral, resulta em dados mais precisos e demanda poucos *patches* (comparado à

quantidade de painéis), o que significa menos variáveis a serem calculadas e, portanto, menos esforço computacional.

O manual do usuário do software *WAMIT* [6] provê mais informações sobre os métodos bem como a teoria por detrás de seu funcionamento e diversas referências nas quais foi baseado. Dentre tantas, destaca-se o livro de Newman [34].

Já o software *Hydrostar* possui uma única abordagem para descrição das condições de contorno associadas à superfície do modelo, que se assemelha ao método *Low order* do *WAMIT*, ou seja, utilização de painéis triangulares ou quadriláteros planos com uma fonte/sumidouro centralizado em cada painel.

Um parâmetro importante a ser utilizado nas simulações em qualquer um dos casos é o tamanho médio de painéis adotado, o que muitas vezes é apresentado sob formato de razão entre o menor comprimento de ondas a ser testado e o tamanho médio de painéis (λ/L_{PANEL}), e que está relacionado com o número de painéis utilizados para descrever o menor comprimento de ondas simulado. Em geral, sugere-se um valor entre 8 e 10 painéis para que o software descreva de maneira apropriada a condição de contorno de maneira ótima, sem demandar muito tempo desnecessário de simulação.

A Figura A.1 ilustra resultados obtidos para o caso de um cilindro vertical com 48 m de diâmetro e de calado simulados pelo método *High order* do *WAMIT*. No gráfico à esquerda, a curva em azul ilustra como a estimativa de volume é quase independentemente do tamanho dos painéis dentro da faixa testada, com variação percentual quase nula, o que de certa forma sugere que a malha mais grossa pode ser apropriada.

À direita, por outro lado, a curva em azul mostra a influência do tamanho médio dos painéis sobre o coeficiente adimensional de massa adicional em *heave* ($a_{33} = A_{33}/\rho\nabla$). O parâmetro selecionado foi a diferença percentual entre o coeficiente correspondente ao tamanho de malha analisado e o correspondente à malha mais refinada ($\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$). Observa-se que a diferença percentual diminui consideravelmente até uma razão $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 8$, a partir da qual os resultados pouco variam. Em ambos os gráficos, a curva em vermelho apresenta o tempo médio necessário realizado para simulação de um período ou frequência, exibindo um comportamento quase quadrático em função do tamanho médio de painéis conforme sugerido no manual do software [6].

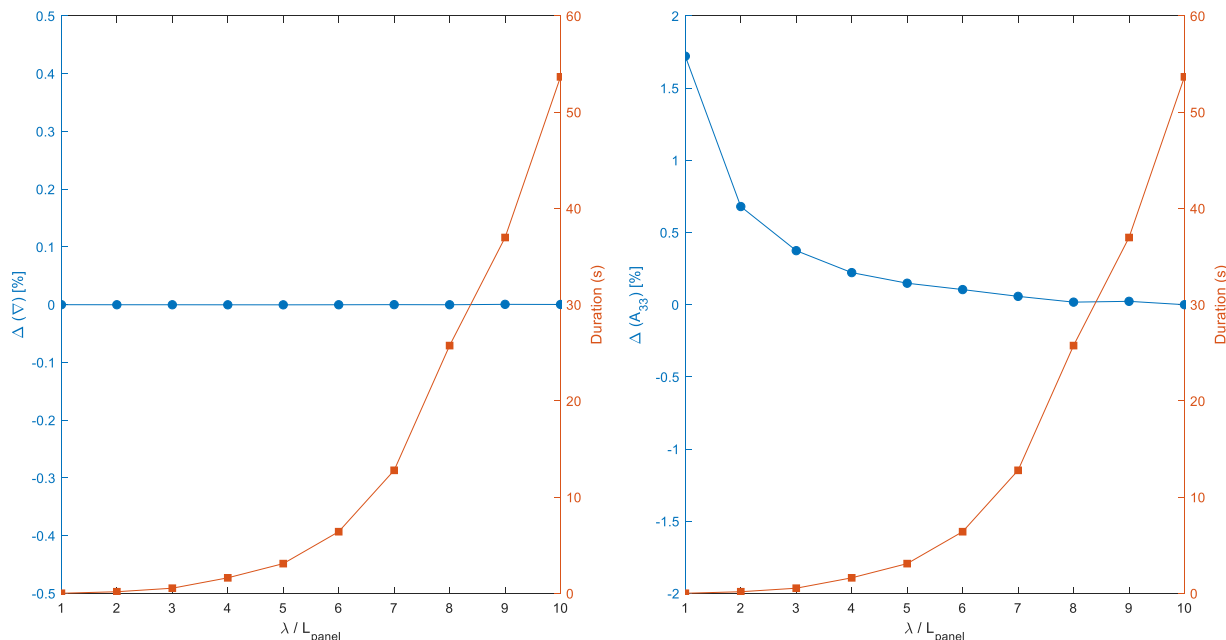


Figura A.1 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método High order do WAMIT

Pela Figura A.1 conclui-se, portanto, que o valor habitualmente adotado de tamanho médio dos painéis igual a 1/8 do menor comprimento de ondas simulados é de fato bastante apropriado para as simulações, visto que a variação percentual observada é inferior a 0,1% sem comprometer de maneira desnecessária o tempo de simulação.

A princípio, espera-se que o uso dos diferentes métodos seja semelhante, desde que um número suficientemente grande de painéis seja utilizado para descrever a geometria. Para verificação desta ideia, a mesma análise pode ser feita para os outros métodos.

Para fins de comparação, a Figura A.2 apresenta resultados semelhantes obtidos por meio do método *Low-order* do *WAMIT* para a mesma geometria, utilizando o valor de convergência do método *High order* como referência. Observa-se que mesmo com painéis de dimensões muito inferiores (razão $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 25$), o que aumenta demasiadamente o tempo de simulação (de aproximadamente 50 a 1300 segundos por período) não foi possível atingir o mesmo grau de precisão, embora note-se claramente convergência dos dados.

Outro aspecto interessante dos diferentes métodos está relacionado com a estimativa de volume. Enquanto que o método *High order* apresenta resultados praticamente invariantes com o tamanho médio de painéis, o método *Low order* se mostra bastante sensível ao dimensionamento dos painéis do modelo.

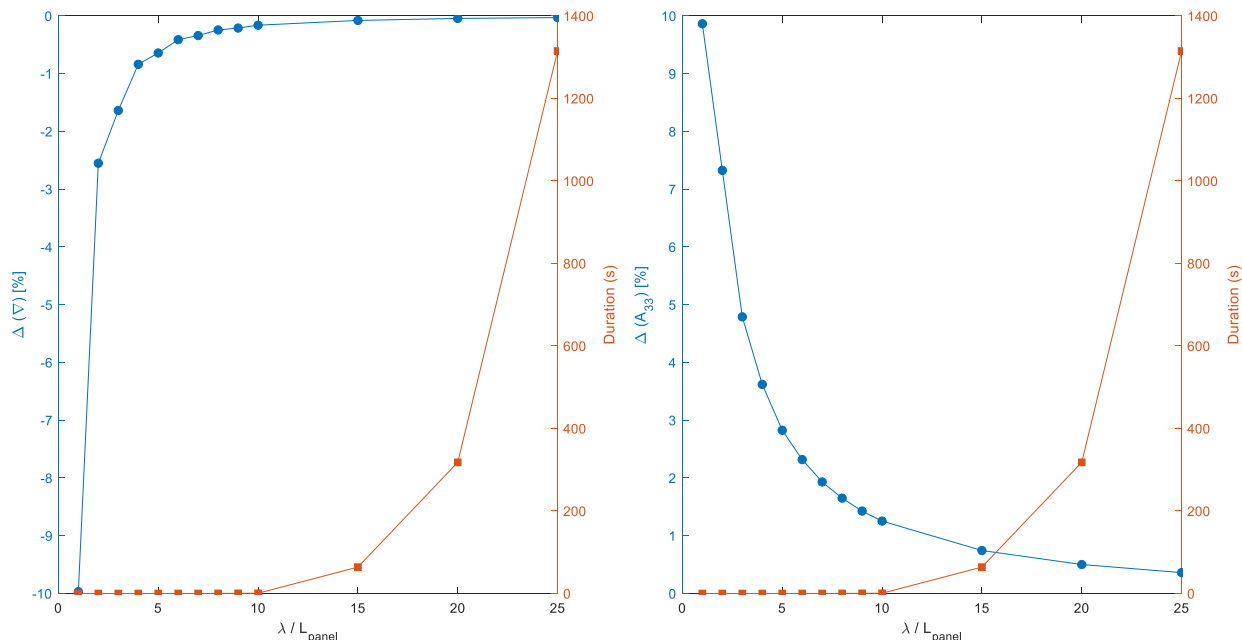


Figura A.2 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método *Low order* do WAMIT

Os dados apresentados na Figura A.2 foram obtidos utilizando painéis triangulares perto do centro da seção transversal do fundo e quadriláteros em todo o resto, com uma distribuição uniforme ao longo das direções radial e vertical do modelo. Algumas formas alternativas podem ser implementadas na distribuição de painéis de modo a aumentar a eficiência das simulações no método *Low order*.

Para verificar o impacto do uso de painéis triangulares na descrição da geometria sobre os resultados obtidos nas simulações, o conceito da malha O-grid foi implementado. Esta técnica, mais comum em simulações em CFD, consiste no controle da distribuição dos painéis de modo a evitar o uso de elementos triangulares, gerando uma malha apenas com painéis quadriláteros. A Figura A.3 ilustra a diferença entre a distribuição radial para a região de fundo do cilindro, com painéis triangulares próximo do centro, e a geometria usando a técnica O-grid, apenas com elementos quadriláteros.

Para geração das geometrias apresentadas na imagem, adotou-se tamanho médio de painéis igual a aproximadamente 2,5 m, o que corresponde à razão $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$. O dimensionamento dos painéis na direção vertical em ambos os casos foi o mesmo (20 elementos ao longo do calado) bem como na direção circunferencial (48 painéis ao longo da circunferência), utilizando distribuição uniforme também no caso da técnica O-grid, permitindo a comparação dos resultados como consequência unicamente da mudança da descrição do fundo da geometria. No total, a geometria com malha uniforme foi gerada com 1440 painéis enquanto que pela técnica O-grid 1392 unidades, diferença exclusivamente no fundo do modelo.

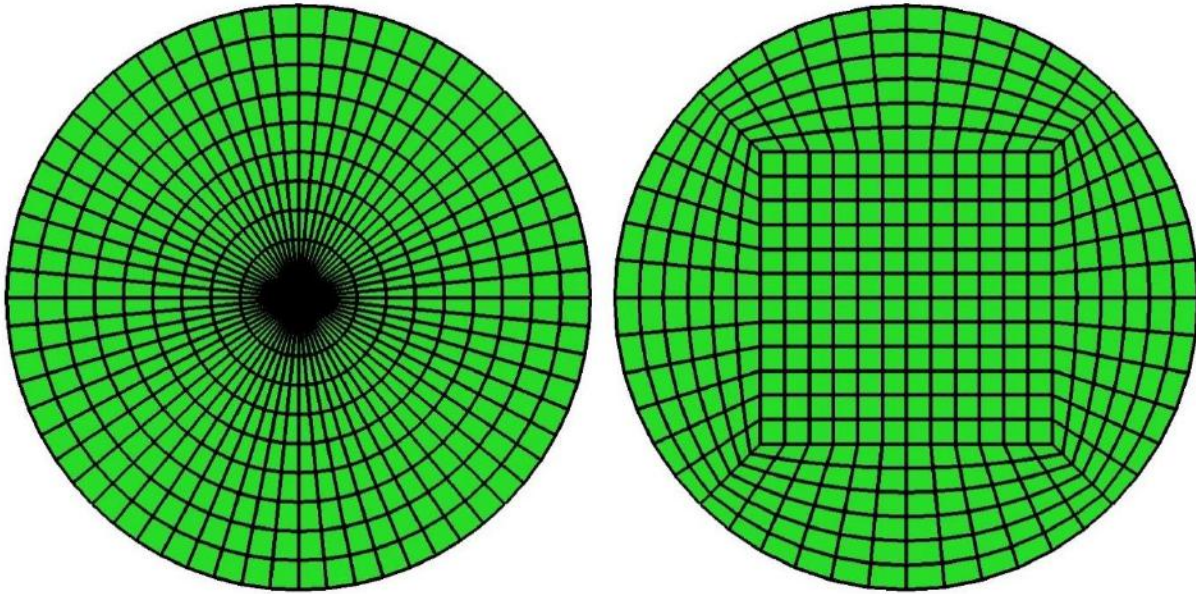


Figura A.3 – Fundo do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e O-grid

Assim como nos casos anteriores, a Figura A.4 apresenta a evolução das estimativas de volume e do coeficiente adimensional de massa adicional em *heave* em termos percentuais, relativos aos dados obtidos pela simulação feita no método *High order* do WAMIT.

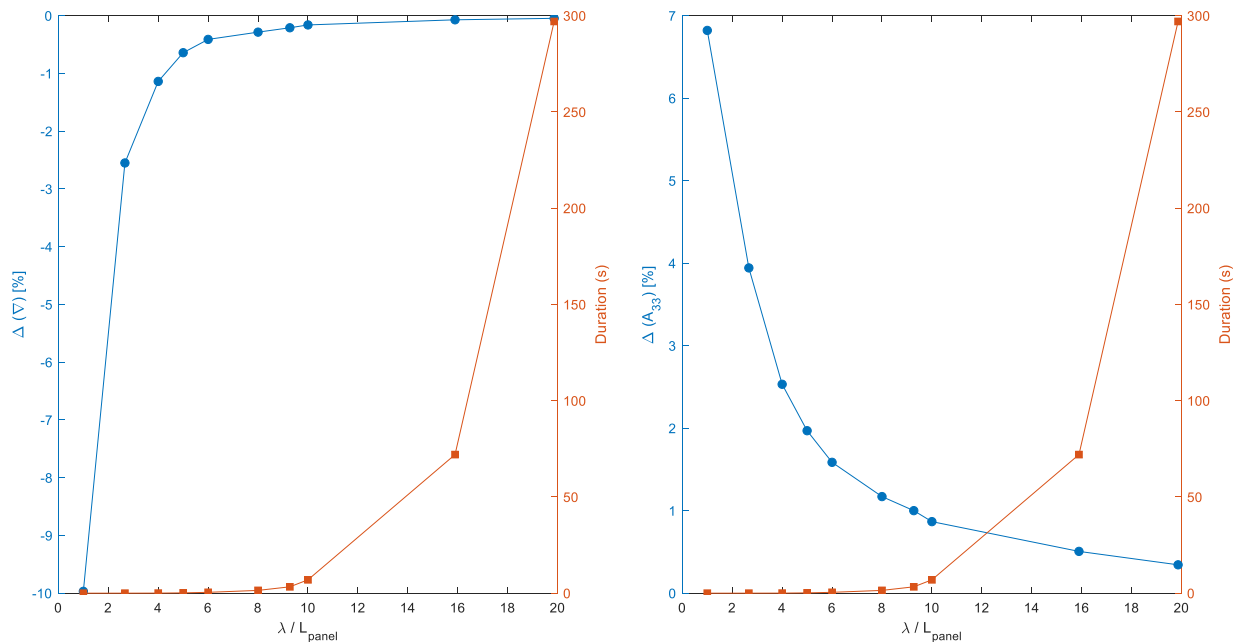


Figura A.4 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método *Low order* do WAMIT com técnica O-grid

A comparação das curvas apresentadas nas Figuras A2 e A4 demonstram como a nova distribuição de painéis aumentou a eficiência da simulação. Assumindo como exemplo a marca de 1% como diferença tolerável, o tamanho médio adequado dos painéis para o modelo com distribuição uniforme seria $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 15$, enquanto que para o modelo gerado por meio da técnica O-grid a razão seria de $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$, resultando numa redução do tempo de simulação de 64 para 10 segundos por período.

Outra alternativa investigada é o uso da técnica *Cosine Spacing* para definir a distribuição de painéis. A Equação (A.2) apresenta uma forma de representar esta abordagem, que ao ser aplicada permite alterar a concentração dos painéis em determinadas regiões de interesse. Na forma exibida na Equação (A.2), dadas as características da função cosseno, gera-se uma concentração de painéis maior nas proximidades externas do fundo do modelo (próximo à parede lateral), com elementos de maior comprimento próximos ao centro. A Figura A.5 ilustra a diferença entre a distribuição uniforme e pela técnica do *Cosine Spacing*.

$$\begin{aligned} \beta &= \text{linspace}(0, \pi, NR) \\ r &= R/2[1 - \cos(\beta)] \end{aligned} \tag{A.2}$$

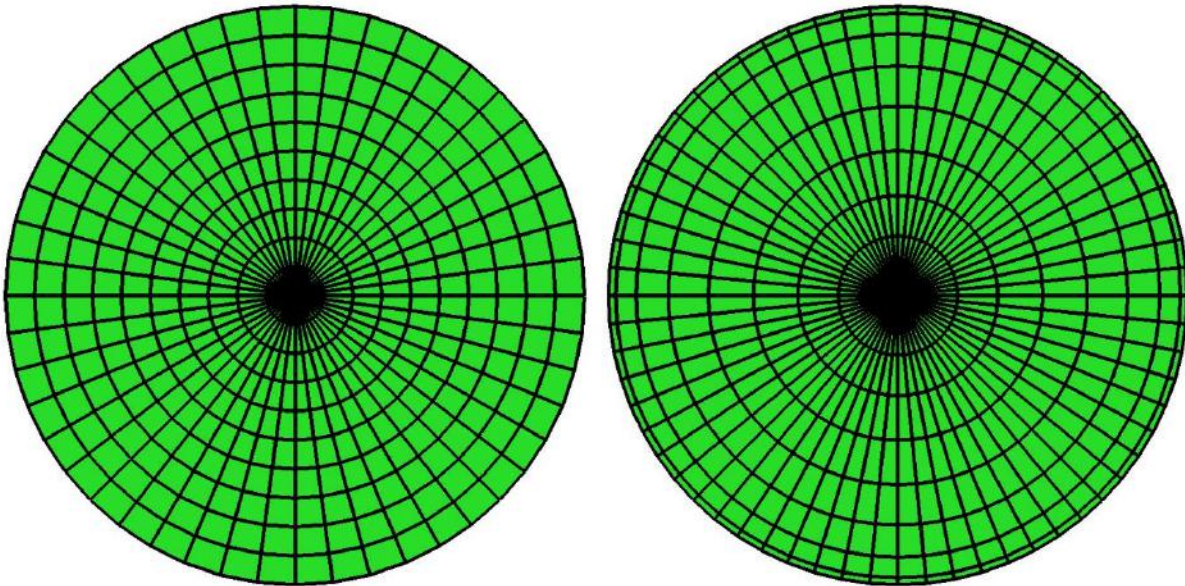


Figura A.5 – Fundo do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e *Cosine Spacing*

Assim como feito para o caso da técnica O-grid, a técnica do *Cosine Spacing* foi inicialmente implementada apenas no fundo do modelo para permitir a comparação mais precisa entre as diferentes formas de distribuir os painéis para descrição da geometria. A Figura A.6 apresenta os resultados obtidos para este caso.

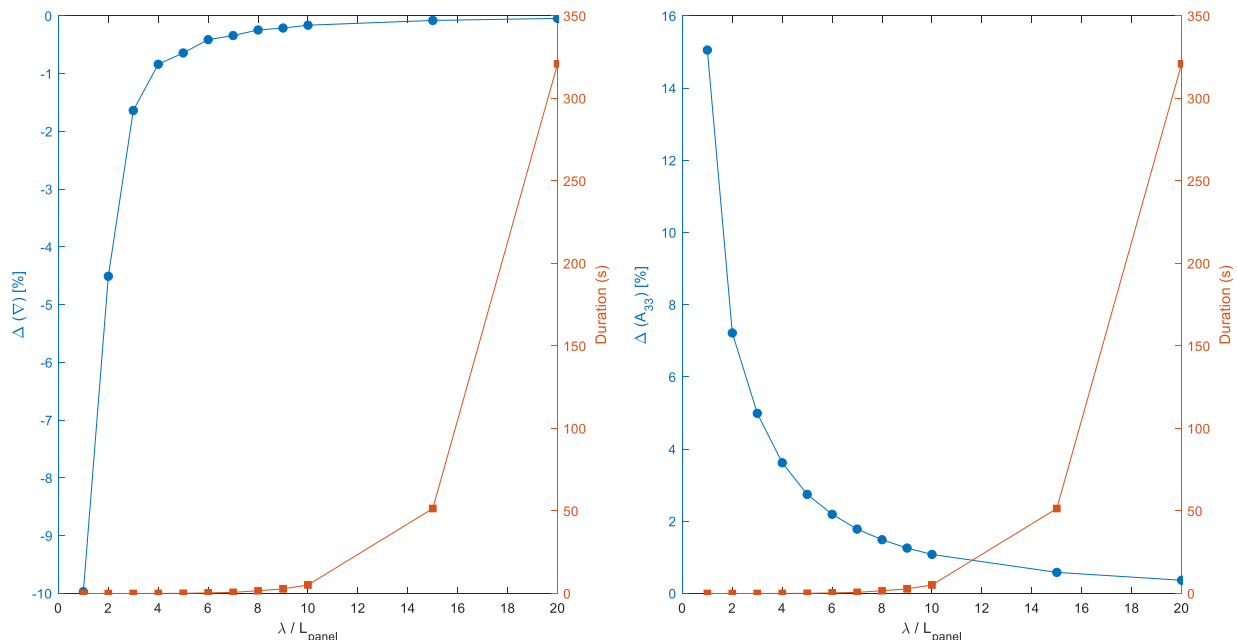


Figura A.6 - Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método *Low order* do WAMIT com técnica *Cosine Spacing* aplicada no fundo do modelo

Em linhas gerais, a convergência ao utilizar esta técnica é semelhante ao observado para o caso anterior, com a técnica O-grid para descrição da malha do fundo do cilindro. Novamente, assumindo uma tolerância de 1% para estimativa do coeficiente de massa adicional, o tamanho médio dos painéis apropriado é dado pela razão $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 10$.

A última possibilidade investigada é em relação da aplicação da mesma técnica do *Cosine Spacing* para descrever também os painéis do costado, alterando a distribuição da malha na direção vertical de maneira análoga à descrita pela Equação (A.2). A Figura A.7 apresenta a diferença de uma malha uniformemente distribuída e gerada com o uso do *Cosine Spacing* para descrição da geometria, ilustrando a maior concentração de painéis próximo ao fundo e à superfície livre no segundo caso.

Os resultados obtidos para este último caso, com o uso do *Cosine Spacing* para descrição tanto da lateral do cilindro quanto do seu fundo, são apresentados na Figura A.8, mostrando que ao aplicar o *Cosine Spacing* também na lateral aumenta-se ainda mais a eficiência das simulações. Neste caso, a diferença de 1% em relação ao valor de referência é alcançada com um tamanho médio de painéis dado por $\frac{\lambda}{L_{PANEL}} = 8$, o que resulta numa redução do tempo de simulação de 64 para 1.45 segundos por período, comparado ao caso da malha uniforme.

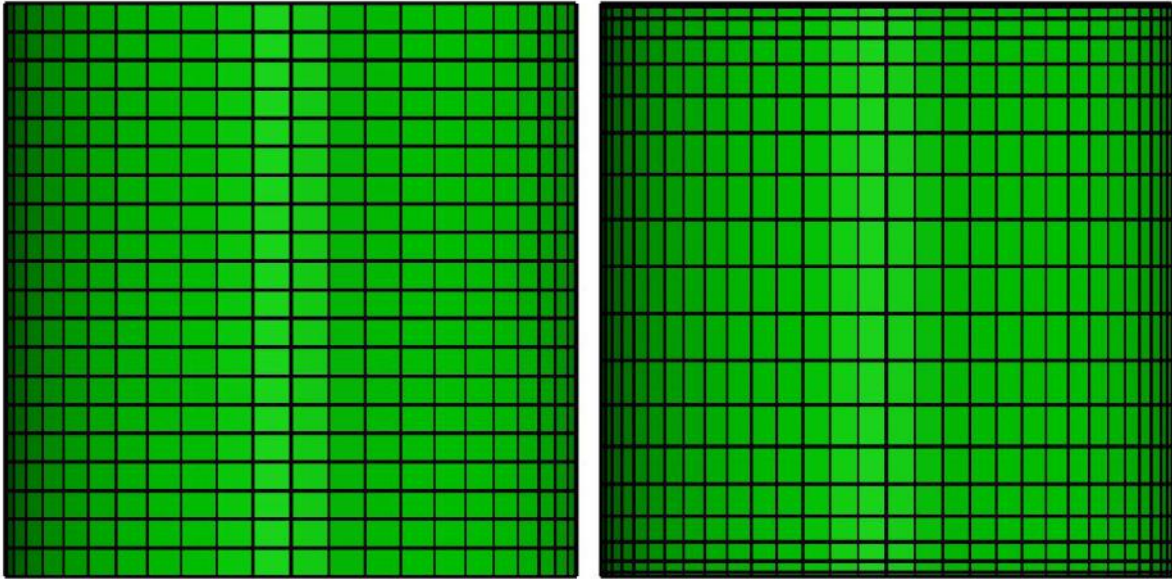


Figura A.7 – Lateral do cilindro: comparação entre distribuição uniforme e *Cosine Spacing*

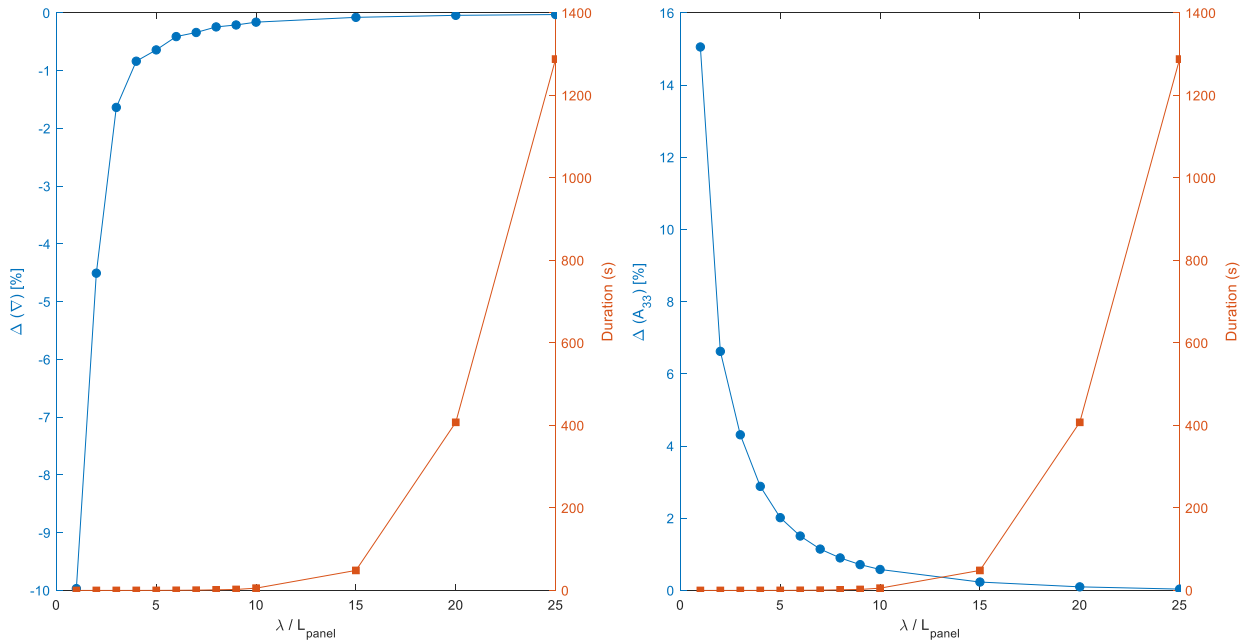


Figura A.8 – Efeito do tamanho médio de painéis sobre estimativa de volume (esquerda) e massa adicional (direita) em cilindro, método *Low order* do WAMIT com técnica *Cosine Spacing* aplicada no modelo inteiro

Logo, os resultados apresentados demonstram um aumento estupendo da eficiência do método *Low order* com a aplicação de técnicas para otimizar a painelização do modelo a ser testado. Interessante observar que a redução no tempo de simulação é considerável não apenas nos

casos em que o método *Low order* foi utilizado, mas também em relação aos resultados tomados como referência, realizados por meio do método *High order*.

Como mencionado, o software *Hydrostar* apresenta em seu código uma abordagem semelhante ao método *Low order* do *WAMIT*, descrevendo a geometria do corpo e as condições de contorno associadas à superfície do modelo por meio de painéis triangulares ou quadriláteros planos. Já considerando a possibilidade de realizar tais comparações, o *Hydrostar* permite a conversão de uma geometria em formato *Low order* do *WAMIT* para seu formato específico através do comando ‘**convert**’. Desta maneira, alguns dos casos acima foram reproduzidos no software do BV a fins de comparação.

A Figura A.9 apresenta as curvas de convergência do volume do coeficiente de massa adicional para o modelo obtidos pelo método *Low order* do *WAMIT* e pelo *Hydrostar*, com painéis uniformemente distribuídos e pela técnica do *Cosine Spacing* para toda a geometria (fundo e lateral), adotando os valores obtidos pelo método *High order* do *WAMIT* como referência.

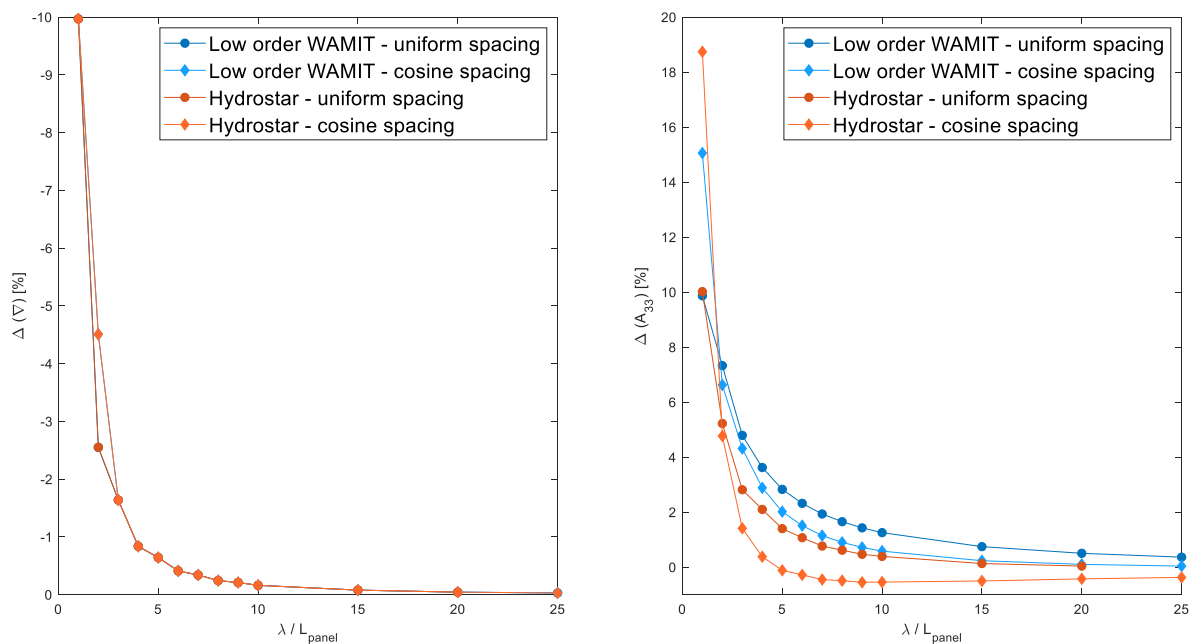


Figura A.9 – Comparação entre convergência dos resultados obtidos pelo método *Low order* do *WAMIT* e pelo *Hydrostar* para distribuição uniforme e por *Cosine Spacing*

Observa-se em linhas gerais comportamento semelhante entre o *Hydrostar* e o método *Low order* do *WAMIT*, conforme esperado, porém com convergência mais rápida, sugerindo maior eficiência. Os resultados acima ilustram ainda como que o uso do *Cosine Spacing* para controlar a distribuição de painéis para descrição do modelo permite o uso de uma malha menos refinada, economizando o esforço computacional e, com isso, o tempo de simulação substancialmente.

A Figura A.10 apresenta as curvas do coeficiente adimensional de massa adicionada em *heave* do cilindro obtida pelo método *High order* do *WAMIT* e os modelos gerados com uma distribuição uniforme de painéis e por *cosine spacing*, bem como os dados apresentados por Yeung e Sphaier [32] para o caso analisado, ou seja, um cilindro vertical de calado finito em região com uma profundidade definida. Os dados colhidos na referência mencionada foram gerados numericamente a partir de uma formulação analítica desenvolvida pelos autores para este caso em específico e, por isso, são adotados como valores de referência.

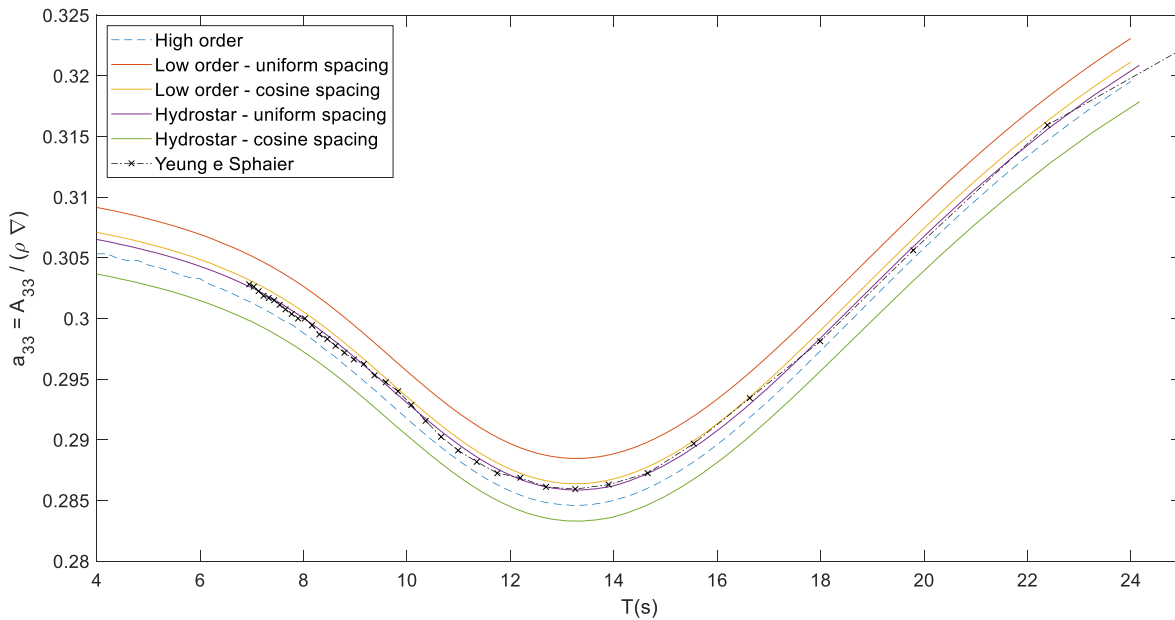


Figura A.10 – Coeficiente de massa adicional: *High order* x *Low order* x *Hydrostar* x *Yeung e Sphaier* [32]

Desta forma, dados os resultados obtidos e discutidos ao longo deste texto, conclui-se que os diferentes métodos estudados nos softwares *WAMIT* e *Hydrostar* são compatíveis uns aos outros, sendo capazes de prover dados com discrepância média inferior a uma tolerância de 1% ou ainda menor, de acordo com as necessidades do usuário.

Como toda a discussão neste texto gira em torno do comportamento das curvas de massa adicional obtidas pelos diferentes métodos, a Figura A.11 ilustra o comportamento dos demais parâmetros associados ao movimento de *heave* do cilindro estudado, ou seja, os coeficientes adimensional de amortecimento potencial e de força de excitação bem como a curva de resposta obtida a partir destes coeficientes.

Percebe-se que as maiores diferenças aparentes correspondem exatamente ao coeficiente de massa adicional, com aderência significativamente superior nos outros parâmetros apresentados e reforçando a conclusão de equivalência entre os diferentes métodos e softwares estudados, desde que o dimensionamento e distribuição dos painéis seja adequada.

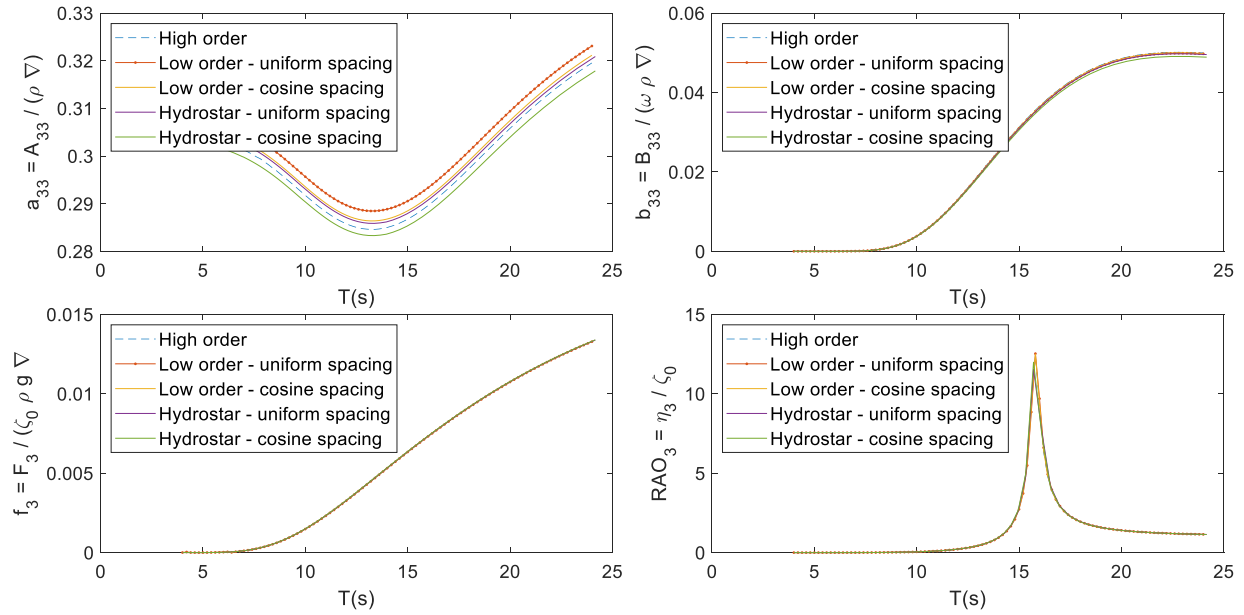


Figura A.11 – Coeficientes adimensionais de massa adicional, amortecimento e força de excitação e curva de resposta obtidos pelos diferentes métodos

APÊNDICE B. EFEITO DE PAREDE EM SIMULAÇÕES NUMÉRICAS EM TEORIA POTENCIAL

Os efeitos de parede estão presentes em quase todos os ensaios realizados em tanques de ondas, gerando impactos sobre a resposta do modelo. A presença das paredes causa alteração no campo potencial por conta da reflexão das ondas relacionadas aos casos de radiação e difração, ou seja, das ondas geradas pelo movimento do modelo e pelas ondas incidentes que refletiram em sua superfície. Isto influencia tanto os coeficientes de massa adicional e amortecimento quanto as forças hidrodinâmicas excitadoras. Estes efeitos podem ser relacionados às dimensões do tanque e à geometria do modelo, bem como seu posicionamento e alinhamento. Por isso, em tanques oceânicos, cujas dimensões são usualmente bastante maiores que às dos modelos, estes efeitos são pequenos e muitas vezes não são percebidos.

Diversos estudos foram publicados investigando a influência das paredes sobre o campo potencial resultante e sobre os movimentos do modelo, especialmente para canais estreitos. No Relatório do 12º Comitê de Seakeeping da ITTC [35] Goodrich propõe procedimentos padrões para realização de ensaios de comportamento em ondas, apresentando um diagrama empírico para verificar a possibilidade de influência das paredes laterais como função da velocidade de reboque e das dimensões tanto do modelo quanto do canal. Mudey [36] apresenta um método para corrigir os dados adquiridos considerando os valores de máximo e mínimo das séries temporais obtidas e as investigações de Clauss [37] possuem enfoque maior em mitigar os efeitos de parede por meio do uso de ‘praias verticais’, ou seja, um conjunto de placas verticais bastante finas e com orifícios, de modo a não afetar a propagação das ondas na direção longitudinal e absorvê-las na direção transversal.

Os estudos numéricos sobre estes efeitos ganharam força posteriormente. Yeung e Sphaier [32] apresentam a solução do problema de difração e radiação para um cilindro flutuante de calado finito em um canal por meio da expansão de das autofunções do campo potencial de um conjunto infinito de corpos idênticos, o próprio corpo no centro e infinitas imagens distribuídas transversalmente com espaçamento igual à largura do canal. Seus resultados permitiram a percepção dos efeitos de parede sobre a massa adicional e amortecimento do corpo para o movimento vertical (*heave*), bem como a força hidrodinâmica devido às ondas. Esta técnica é referida neste texto como técnica das imagens. Calisal e Sabuncu [38] reproduziram abordagem semelhante para a técnica das imagens, porém considerando um conjunto de apenas 3 corpos (o modelo e um par de imagens) para representar os efeitos de parede.

As dificuldades da técnica proposta por Yeung e Sphaier [32] é que a abordagem requer um número infinito de imagens para não sofrer as mesmas limitações presentes em [38], o que de acordo com Linton e Evans [39] torna impossível prever corretamente o comportamento do campo longe dos corpos. O truncamento realizado por Yeung e Sphaier nas séries infinitas resultantes da

técnica só foi possível pelo comportamento das funções de Bessel que surgiram como solução do problema, o que dificulta ou até impossibilita a aplicação para geometrias mais complexas.

Por conta disto, Linton e Evans [39] propõem um método fundamentalmente distinto para prever de maneira mais acurada o comportamento do campo distante bem como evitar séries de convergência lenta. O método proposto é baseado na construção apropriada das paredes do canal por meio de multipolos.

Chen [40] propõe uma nova abordagem matemática, transformando o somatório de infinitas funções de Green, presentes nos trabalhos de Yeung e Sphaier [32] e Linton e Evans [39], facilitando a solução para corpos de geometrias aleatórias. Linton [41] segue esta ideia e propõe uma nova representação mais eficiente para uma função de Green que incorpora apropriadamente as paredes do canal.

Newman [42], adotando a representação proposta por Linton [41], apresenta resultados obtidos por meio deste método, assumido por ele como ‘solução exata’ (as aspas são justificadas por depender da tolerância utilizada). Ele os compara com duas abordagens pragmáticas, o uso de um conjunto finito de imagens (técnica semelhante à de Calisal [38]) e adição de paredes laterais de comprimento também finito. A Figura B.1 ilustra as diferentes abordagens, enquanto que a Figura B.2 apresenta. Nota-se que na técnica de conjunto finito de imagens a variação do número de imagens provoca oscilações na curva de massa adicional em função do número de onda, o que se repete em todos os resultados obtidos por meio desta técnica por conta dos modos naturais transversais que são capturados dependendo do número de imagens. O mesmo ocorre com a variação do comprimento da parede na segunda técnica.

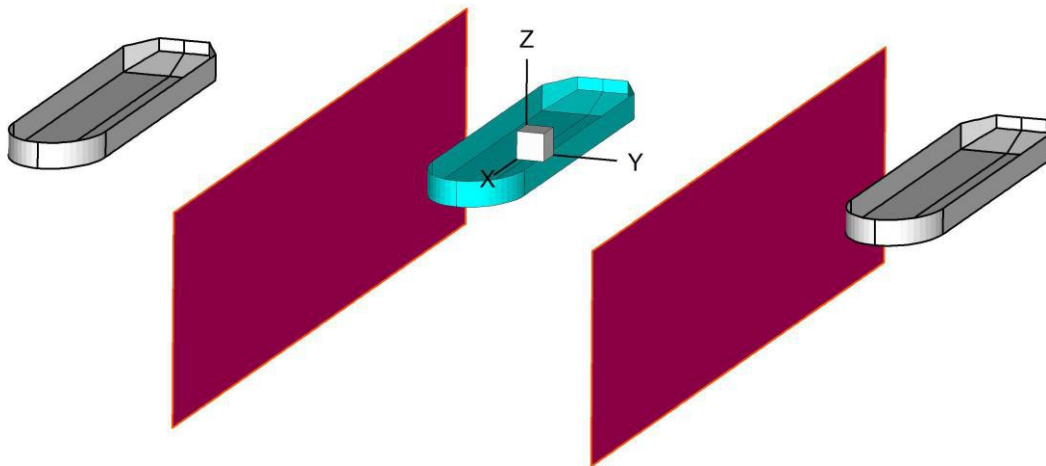


Figura B.1 – Vista perspectiva do modelo (centro) com suas imagens (cinza) representando a técnica do conjunto finito de imagens e as paredes de comprimento finito extraída de [42]

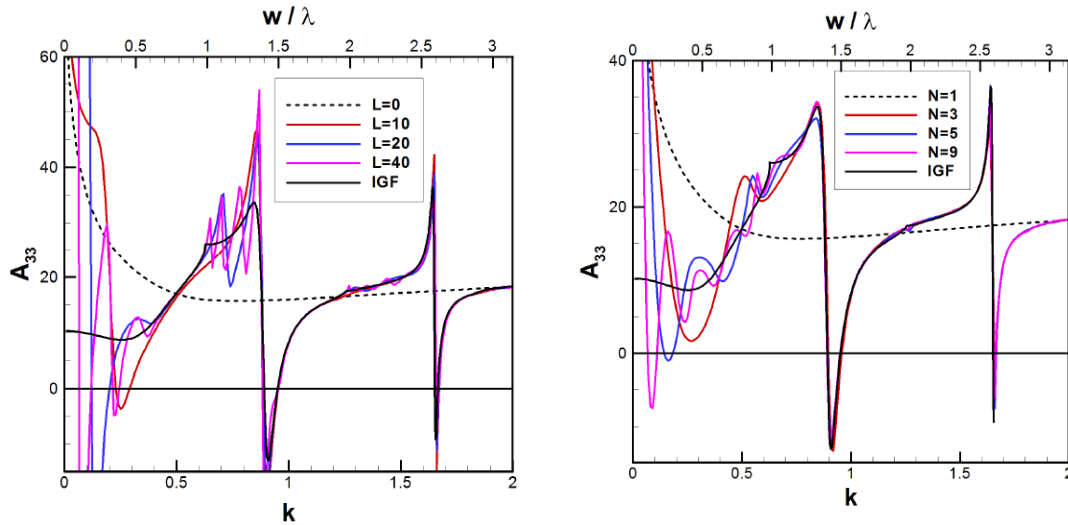


Figura B.2 – Resultados apresentados por Newman [42] para massa adicionada de acordo com a técnica da parede finita (esquerda) e do conjunto finito de imagens (direita), comparando-os com a ‘solução exata’ (IGF = Image Green Function)

O software *Hydrostar* [30], desenvolvido pela classificadora Bureu Veritas [43], consiste em um código baseado em Teoria Potencial por meio do método dos painéis, semelhante ao *WAMIT* [6]. Nele, como um modo adicional, existe a possibilidade de incorporar as técnicas propostas por Chen [40] e prever, de maneira simples e veloz, o efeito da proximidades das paredes sobre as características hidrodinâmicas de um casco de geometria aleatória, desde que representado adequadamente seguindo os preceitos do método dos painéis.

Estes efeitos, em geral, são bastante intensos nos experimentos conduzidos no canal de ondas do Laboratório de Ondas e Correntes, cujas dimensões são aproximadamente 32 m de comprimento e 1 m de largura, e onde são testados modelos com 1 m ou mais em comprimento.

Assim, é fundamental a compreensão destes efeitos, bem como a capacidade de simulá-los computacionalmente, para que a partir de um conjunto de ensaios seja possível extrapolar os dados obtidos para o modelo confinado às paredes do canal para uma situação de mar aberto, mas condizente com as características operacionais de estruturas oceânicas.

Uma possibilidade de simular tais efeitos consiste na ideia básica da Técnica das Imagens apresentada por Yeung e Sphaier [32] e por Sabuncu [38], que diferem um do outro apenas pelo fato de os primeiros proporem que os efeitos de parede podem ser representados por um conjunto de infinitas réplicas do modelo enquanto que em [38] propõe-se o uso de apenas um par de imagens para tal representação.

Em linhas gerais, pode-se entender que cada par de imagens se associa a uma reflexão das ondas irradiadas e refletidas no casco do corpo, de tal maneira que de fato seja necessário um conjunto de supostamente infinitas imagens. A Figura B.3 ilustra esta ideia.

Como proposto em [32], é possível capturar a convergência da série de infinitas imagens em certo ponto, o que foi feito pelos autores de maneira analítica para cilindros circulares com calado finito em regiões de profundidade finita para diferentes larguras de canal.

O software comercial *Hydrostar* [30] apresenta uma abordagem distinta, na qual aplica-se técnica de aceleração da convergência das funções de Green que representam as condições de contorno associadas a geometrias arbitrárias para solucionar o problema.

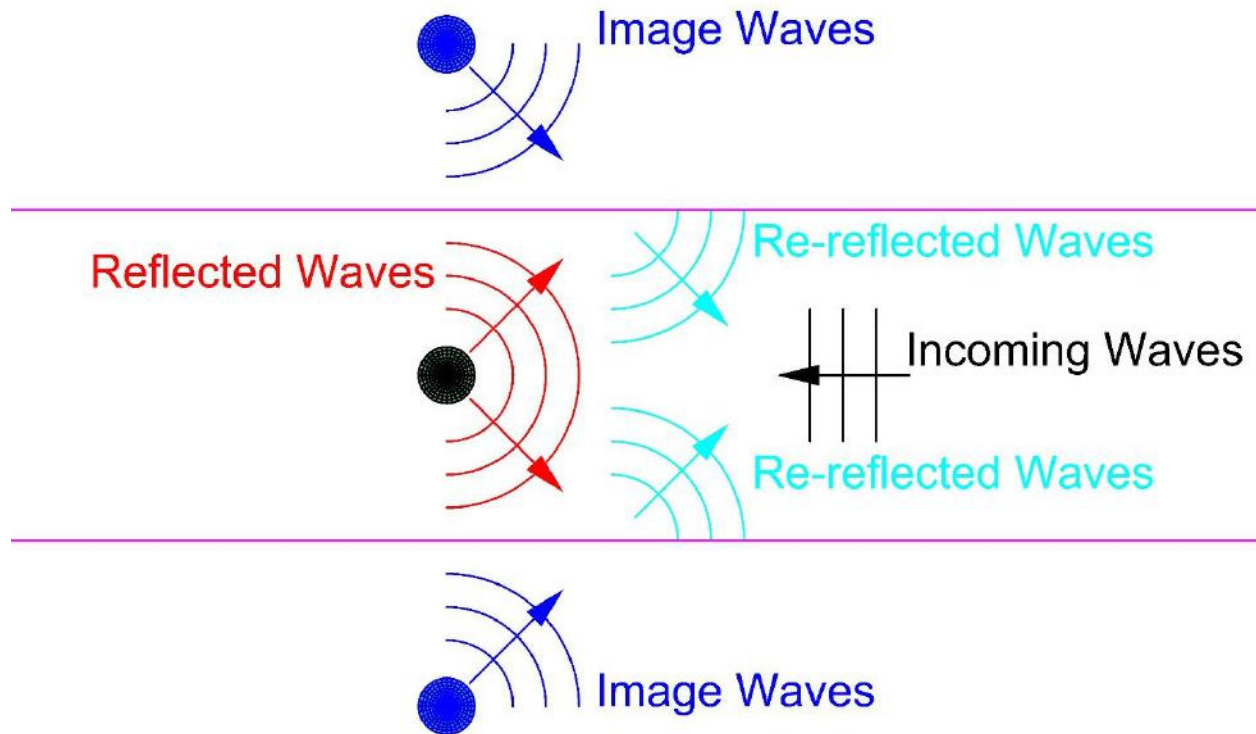


Figura B.3 – Desenho esquemático da técnica das imagens

Para fins de comparação, alguns dos resultados apresentados por Yeung e Sphaier [32] são representados por meio das diferentes técnicas mencionadas. O procedimento inicial consistiu na simulação de um número de modelos idênticos ($N = 2J + 1$) espaçados transversalmente com distância igual a uma largura do canal, conforme ilustrado na Figura B.3 para um cilindro vertical de calado finito em um canal de profundidade também finita, com o intuito de reproduzir alguns dos resultados em [32] para verificação da técnica adotada.

A Figura B.4 apresenta resultados para massa adicional e amortecimento, seguindo adimensionalização utilizada por Yeung e Sphaier [32], para diferentes números de imagens N . Nela é possível observar que os resultados obtidos numericamente apresentam grande aderência aos apresentados em [32] para o caso em águas abertas, mas possuem grande divergência quando há presença das paredes do canal, que neste caso possui largura equivalente a 2 diâmetros do

cilindro. Percebe-se no caso com N=7 corpos (3 pares de imagem) que um segundo pico surge na curva. Observa-se ainda que o primeiro pico se desloca para valores menores de número de onda correspondendo a maiores comprimentos de onda, o que pode ser justificado pelos modos naturais do canal (Tabela C.1).

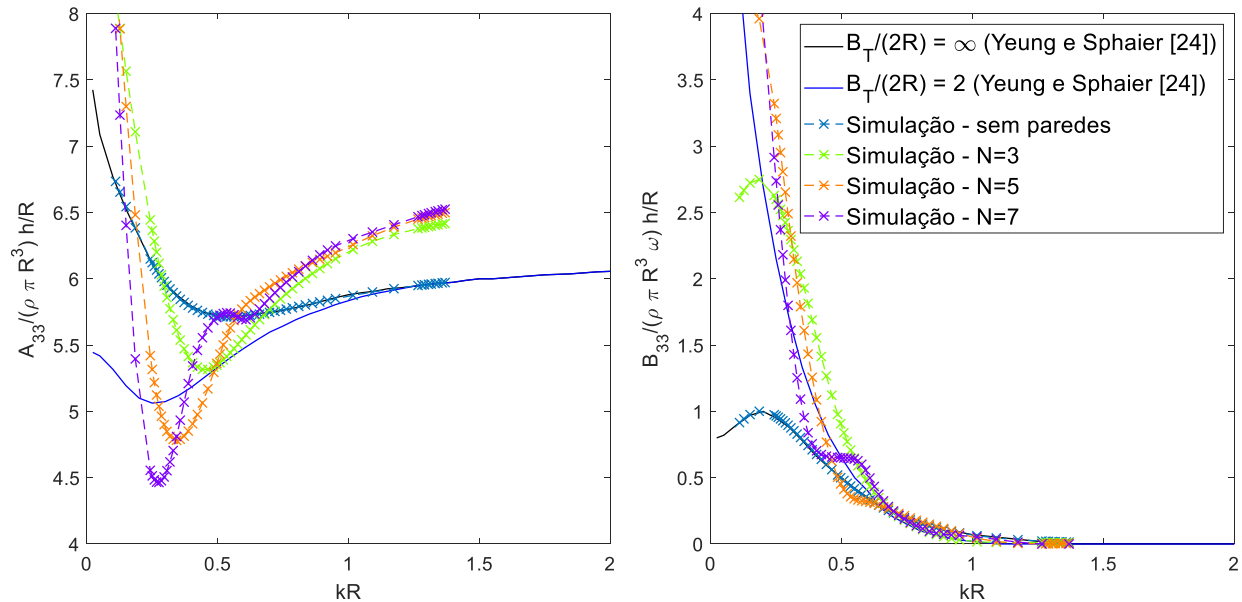


Figura B.4 – Resultados para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de *heave* de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2, comparando com Yeung e Sphaier [32]

As curvas de massa adicionada apresentadas acima ainda demonstram um comportamento assintótico para valores altos de número de onda diferentes do tido como referência [32]. Embora o real motivo desta divergência seja desconhecido, os resultados obtidos para outros valores de razão entre largura do canal e diâmetro do cilindro ($B_T/(2R)$) demonstram que esta diferença de comportamento assintótico está relacionada a este adimensional, e praticamente inexitem para razões maiores que 5.

As curvas apresentadas na Figura B.4 sugerem ainda que um número consideravelmente superior de imagens deve ser utilizado a fim de obter resultados mais próximos aos tido como referência, o que implica em maiores dificuldades.

Em simulações com vários corpos, o resultado padrão fornecido pelo *WAMIT* [6] para as matrizes de radiação (A e B) e a matriz de restauração hidrostática correspondem a matrizes quadradas $6N \times 6N$, ou seja, são proporcionais ao número de corpos envolvidos, enquanto que os vetores correspondendo às forças excitadoras e à resposta dos modelos possuem ordem $6N \times 1$. Assim, no caso de uma simulação com $N=3$ corpos as matrizes possuiriam ordem 18×18 e os vetores 18×1 , e para um caso com $N=7$ as ordens seriam de 42×42 e 42×1 , respectivamente.

O esforço computacional envolvido na solução das simulações está diretamente associado ao número de equações ou número de variáveis a serem resolvidas pelo software, como apresentado em seu manual [6]. Este número é igual ao número de painéis utilizados para descrever a geometria no método *Low Order*, e depende do número de *Patches* e da ordem das *B-Splines* utilizados para descrever a geometria no método *High Order*. O tempo de simulação está associado ao quadrado do número de variáveis a serem calculadas, o que significa que a cada par de modelos inseridos para simular uma nova reflexão nas paredes do canal o tempo de simulação aumenta substancialmente. A Tabela B.1 apresenta o tempo para as simulações apresentadas na Figura B.4, exemplificando o grande aumento do esforço computacional decorrente do aumento do número de corpos simulados.

Tabela B.1 – Tempo de simulação para diferentes números de corpos

N	Tempo (min)
1	5
3	52
5	212
7	443

Devido à necessidade de aumentar o número de imagens para obter resultados mais satisfatórios e o tempo necessário para tal, optou-se por uma alternativa baseada no princípio da superposição para reduzir o tempo de simulação. Assim, o efeito de cada par de imagens (j) foi estimado por meio de uma simulação com 2 corpos, o modelo posicionado no centro e uma única imagem posicionada a uma distância de j larguras do canal ($y_j = j B_T$), conforme a Figura B.5.

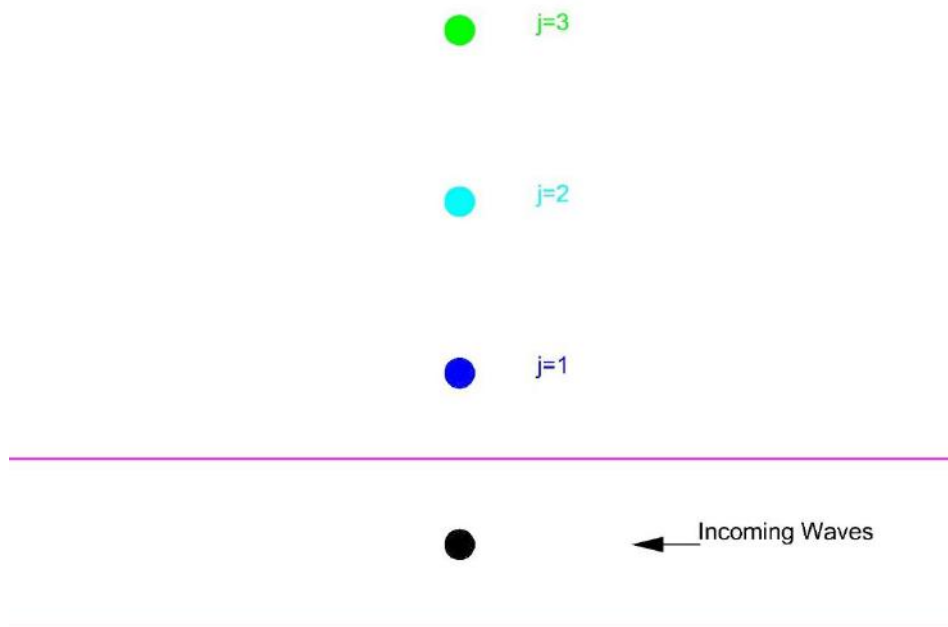


Figura B.5 – Adaptação do método das imagens por meio de simulações de 2 corpos

O uso de 2 corpos para a simulação só é possível por conta da simetria do problema, o que está associado à centralização do modelo no canal de ondas. A adaptação consiste, portanto, em resolver um sistema de equações de movimento com 6 graus de liberdade, com correções para as matrizes de massa adicionada (A_{eq}), amortecimento (B_{eq}) e força excitadora (F_{eq}). Pelo padrão do software [6], cada simulação com 2 corpos resulta em matrizes de ordem 12x12 para os coeficientes de radiação, com os 6 primeiros graus de liberdade associados ao primeiro corpo (modelo) e os outros relacionados ao segundo corpo (imagem).

Os coeficientes equivalentes são calculados por meio da superposição dos termos de interação entre o modelo e sua imagem. Por exemplo, o coeficiente de massa adicionada resultante em *heave* dado um movimento de *heave* ($A_{eq_{3,3}}(\omega)$) é a soma do mesmo coeficiente no caso do casco em águas abertas ($A_{0_{3,3}}(\omega)$) com o coeficiente de influência do movimento em *heave* da imagem sobre o movimento em *heave* do modelo ($A_{j_{3,9}}(\omega)$), levando em conta os ângulos de fase de movimento do modelo em águas abertas ($\phi_{0_k}(\omega)$) e da imagem ($\phi_{j_k}(\omega)$), o último sendo assumido como igual ao do modelo na presença da imagem pela natureza do problema, pois assume-se que ambos possuem o mesmo movimento (intensidade e fase). No caso da força excitação, a única diferença é a consideração do ângulo de fase da força ($\Phi_{0_i}(\omega)$) ao invés do ângulo de fase de resposta ($\phi_{0_k}(\omega)$) do modelo. De maneira alternativa, pode-se utilizar as parcelas real e imaginária para o cálculo dos coeficientes equivalentes.

As Equações B.1 até B.4 apresentam as expressões para o cálculo dos coeficientes de massa adicional, amortecimento e força, respectivamente, a última contendo também a expressão para o ângulo de fase resultante.

$$A_{eq_{i,k}}(\omega) = \sqrt{\left(A_{0_{i,k}}(\omega) \cos(\phi_{0_k}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J A_{j_{i,k+6}}(\omega) \cos(\phi_{j_k}(\omega)) \right)^2 + \left(A_{0_{i,k}}(\omega) \sin(\phi_{0_k}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J A_{j_{i,k+6}}(\omega) \sin(\phi_{j_k}(\omega)) \right)^2} \quad (\text{B.1})$$

$$B_{eq_{i,k}}(\omega) = \sqrt{\left(B_{0_{i,k}}(\omega) \cos(\phi_{0_k}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J B_{j_{i,k+6}}(\omega) \cos(\phi_{j_k}(\omega)) \right)^2 + \left(B_{0_{i,k}}(\omega) \sin(\phi_{0_k}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J B_{j_{i,k+6}}(\omega) \sin(\phi_{j_k}(\omega)) \right)^2} \quad (\text{B.2})$$

$$F_{eq_i}(\omega) = \sqrt{\left(F_{0_i}(\omega) \cos(\Phi_{0_i}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J F_{j_i}(\omega) \cos(\Phi_{j_i}(\omega)) \right)^2 + \left(F_{0_i}(\omega) \sin(\Phi_{0_i}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J F_{j_i}(\omega) \sin(\Phi_{j_i}(\omega)) \right)^2} \quad (\text{B.3})$$

$$\Phi_{eq_i}(\omega) = \text{atan} \left(\frac{\left(F_{0_i} \sin(\Phi_{0_i}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J F_j \sin(\Phi_{j_i}(\omega)) \right)}{\left(F_{0_i} \cos(\Phi_{0_i}(\omega)) + 2 \sum_{j=1}^J F_j \cos(\Phi_{j_i}(\omega)) \right)} \right) \quad (\text{B.4})$$

A Figura B.6 apresenta a comparação entre os valores obtidos por meio das duas técnicas, ou seja, uma simulação com N corpos idênticos e J simulações com dois corpos idênticos, seguindo as formulações apresentadas acima, sugerindo equivalência entre as duas abordagens distintas. A Tabela B.2 apresenta uma comparação entre os tempos de simulação para cada caso, mostrando como a diferença tende a aumentar com o aumento do número de corpos, justificando o uso da técnica simplificada proposta neste trabalho.

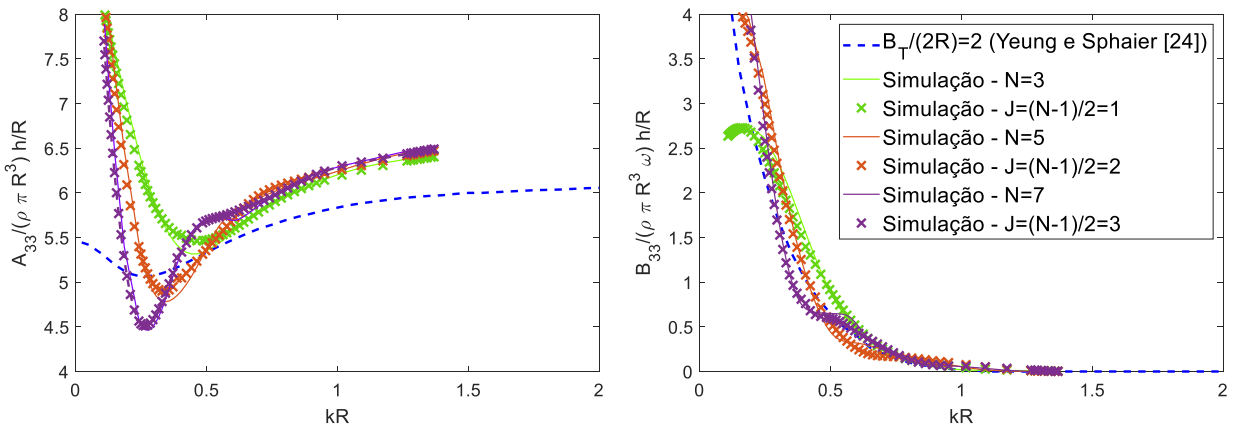


Figura B.6 – Comparação entre os resultados de massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para simulações com N corpos ou J simulações com 2 corpos

A aplicação desta técnica permitiu a simulação com um número elevado de imagens a fim de verificação da convergência das curvas de massa adicionada e amortecimento e a comparação com as curvas apresentadas por Yeung e Sphaier [32], tidas como referência. Na Figura B.7 observa-se que as curvas aparentam oscilar em torno dos valores apresentados em [32], exceto pelo comportamento assintótico para altos valores de número de onda para a curva de massa adicionada.

Tabela B.2 – Comparação entre os tempos de simulação para 1 simulação com N corpos ou J simulações com 2 corpos

N	Tempo N (min)	J	Tempo J (min)
1	5	-	5
3	52	1	56
5	212	2	85
7	443	3	105

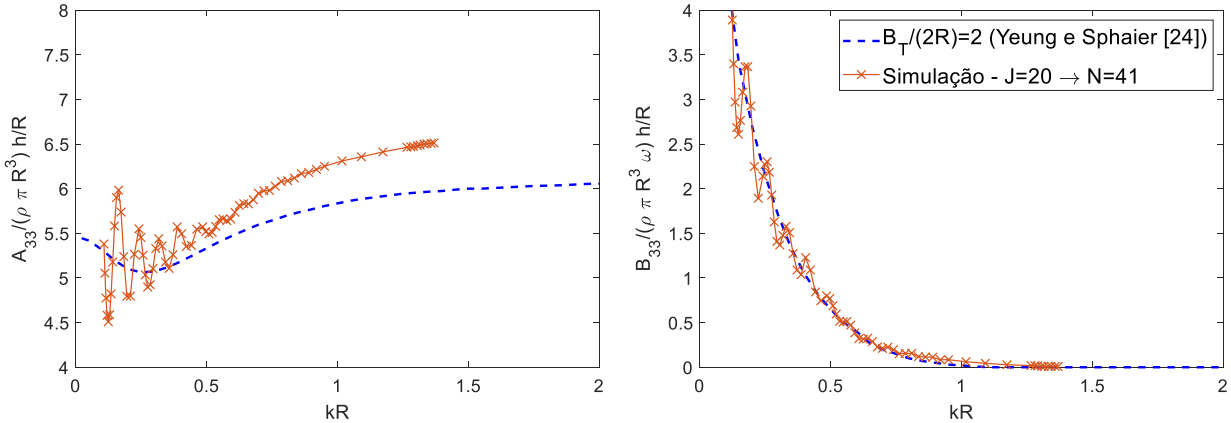


Figura B.7 – Resultados para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de *heave* de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2, para J=20 -> N=41

Como ilustrado pelas Figuras anteriores, o aumento do número de imagens provoca um aumento nas oscilações das curvas de massa adicionada e amortecimento. Assumindo um valor médio para cada curva em cada período (número de onda) para cada uma das J=20 simulações as suavizam, como um ‘filtro’ simplificado, levando aos resultados apresentados na Figura B.8.

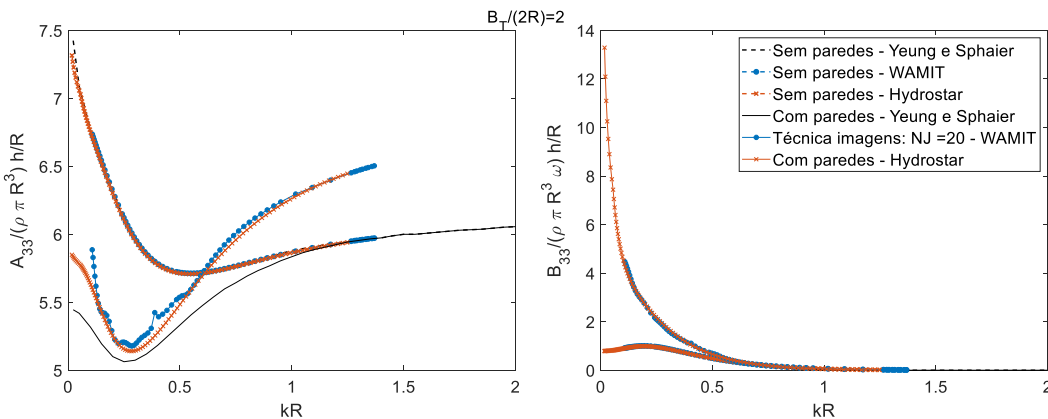


Figura B.8 – Valores médios para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de *heave* de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 2 em função do número de corpos até J=20 , comparando com Yeung e Sphaier [32]

Também é interessante notar na Figura B.8 que a estimativa obtida pela técnica das imagens, embora apresente divergência dos dados apresentados por Yeung e Sphaier [32], se aproxima bastante da curva obtida pelo software *Hydrostar* [30].

Como mencionado anteriormente, para razões entre largura do tanque e diâmetro do cilindro maiores a técnica utilizada prevê com bastante acurácia o comportamento assintótico da curva de massa adicionada, eliminando tal problema como ilustrado pela Figura B.9. Observa-se boa aderência entre as curvas de referência e as obtidas por meio da técnica proposta neste trabalho, especialmente quando o ‘filtro’ é utilizado, bem como à curva estimada pelo *Hydrostar*. O fato de as dimensões usuais dos modelos habitualmente utilizados no LOC possuírem razão boca/largura do canal próximas a 1/5 sugere que esta técnica permite uma boa estimativa dos coeficientes hidrodinâmicos, desde que um número suficientemente grande de imagens seja utilizado.

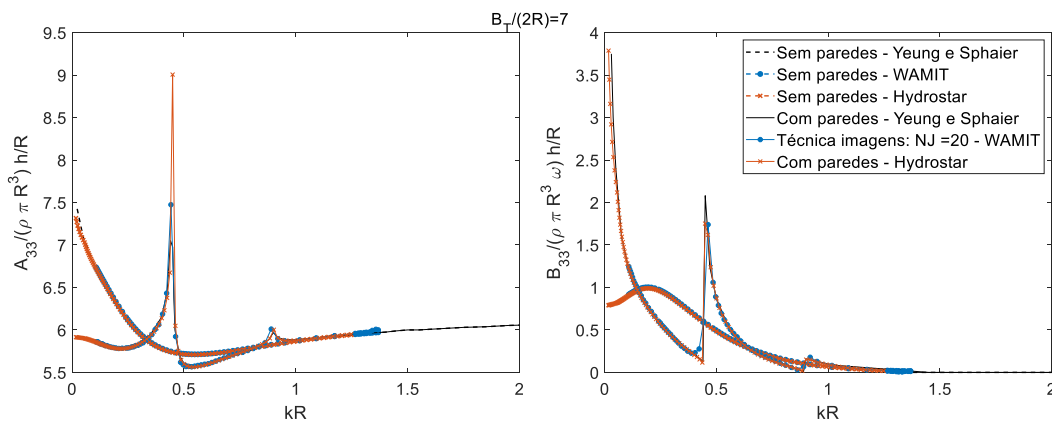


Figura B.9 – Valores médios para massa adicionada (esquerda) e amortecimento (direita) para o movimento de *heave* de um cilindro com razão largura do tanque/diâmetro igual a 7 em função do número de corpos até $J=20$, comparando com Yeung e Sphaier [32]

Para corpos esbeltos, como no caso de modelos de plataformas FPSO, outro fator complicador é a relação comprimento do modelo/largura do tanque, como já mencionado por Goodrich [21] e Mudey [22]. Como ilustrado acima, com aproximadamente 20 simulações foi possível obter uma boa estimativa dos efeitos da parede sobre os coeficientes hidrodinâmicos por meio do método proposto, o que não ocorre no caso de cascos alongados.

A fim de verificar esta relação, uma breve análise foi conduzida por meio de aplicação da técnica das imagens superpostas em modelos simplificados. Outras 2 razões comprimento boca, uma com aproximadamente $L/B = 3$ e outra com razão $L/B \sim 7.35$, comparando aos resultados obtidos para o cilindro ($L/B = 1$) a fim de estimar valores próximos ao usualmente encontrados para modelos testados no canal de ondas do LOC.

Para o caso do cilindro, as curvas apresentadas por Yeung e Sphaier [32] foram adotadas como referência, permitindo que um número mínimo de simulações fosse determinado para que o resultado se aproximasse do tido como correto. Nos casos dos corpos alongados, como não há referências, a verificação do número mínimo de imagens que permite a captura do comportamento

assintótico das propriedades do modelo foi feita por meio da variação do número de imagens (J) até o ponto em que seu aumento não resultasse em alterações nos resultados obtidos nas simulações para os coeficientes de radiação, para a força excitadora e resposta do modelo.

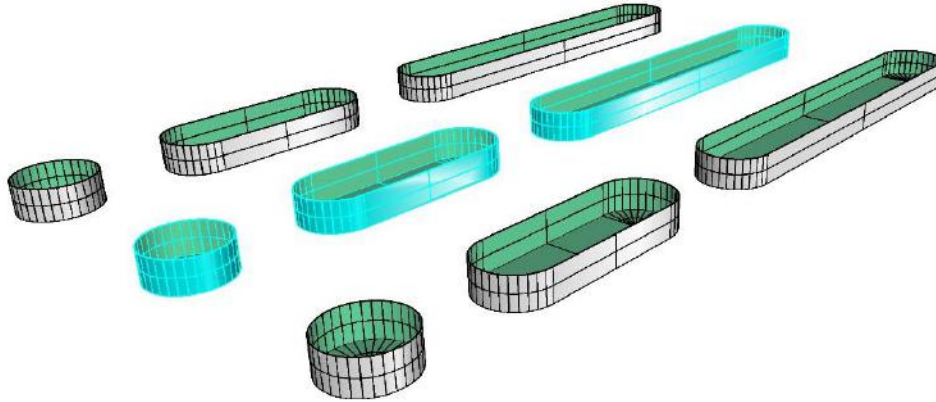


Figura B.10 - Diferentes modelos simulados (ciano) com suas imagens (em cinza) para três razões comprimento/boca

Para o modelo com razão de esbeltez $L/B = 3$, a Figura B.11 mostra que em termos de massa adicional e amortecimento os resultados são praticamente os mesmos para simulações com $J = 750 \rightarrow N = 1501$ e $J = 800 \rightarrow N = 1601$, indicando o primeiro como um valor mínimo aceitável para representar os efeitos de parede sobre os coeficientes de radiação. A Figura mostra ainda que para valores pequenos de pares de imagens ($J < 20 \rightarrow N < 41$) as simulações não conseguem capturar de maneira apropriada o comportamento geral da curva, se comparadas com as simulações com maior quantidade de imagens. Valores intermediários, como $J = 50 \rightarrow N = 101$, levam a resultados que, de maneira geral, capturam o comportamento das curvas dos coeficientes de massa adicionada e radiação, mas não conseguem estimar de maneira apropriada os picos presentes em $T_\omega = 0.8$ s que, lembrando da Tabela 5.1, estão associados ao segundo modo natural na direção transversal do canal de ondas.

Para a força excitadora na direção vertical, associada ao problema de difração, a Figura B.12 mostra conclusões semelhantes às apresentadas para o caso de radiação. Novamente o aumento do número de pares de imagem provoca convergência a um resultado específico, com valores baixos levando a uma estimativa pouco precisa, valores intermediários resultando em estimativas do comportamento geral da curva, mas com erros nos valores de pico. Observa-se um pico bastante elevado em $T_\omega = 0.8$ s. Um segundo pico, menos intenso, também é visto para $T_\omega = 1.14$ s que, lembrando novamente da Tabela 5.1, corresponde ao primeiro modo transversal do canal.

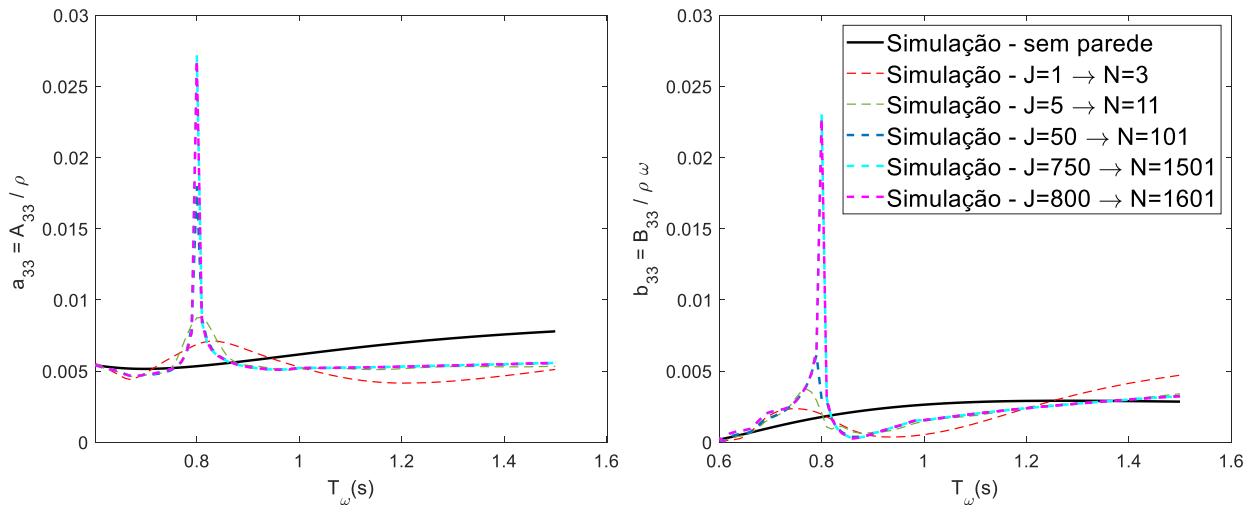


Figura B.11 – Efeitos de parede sobre coeficientes de radiação para $L/B = 3$

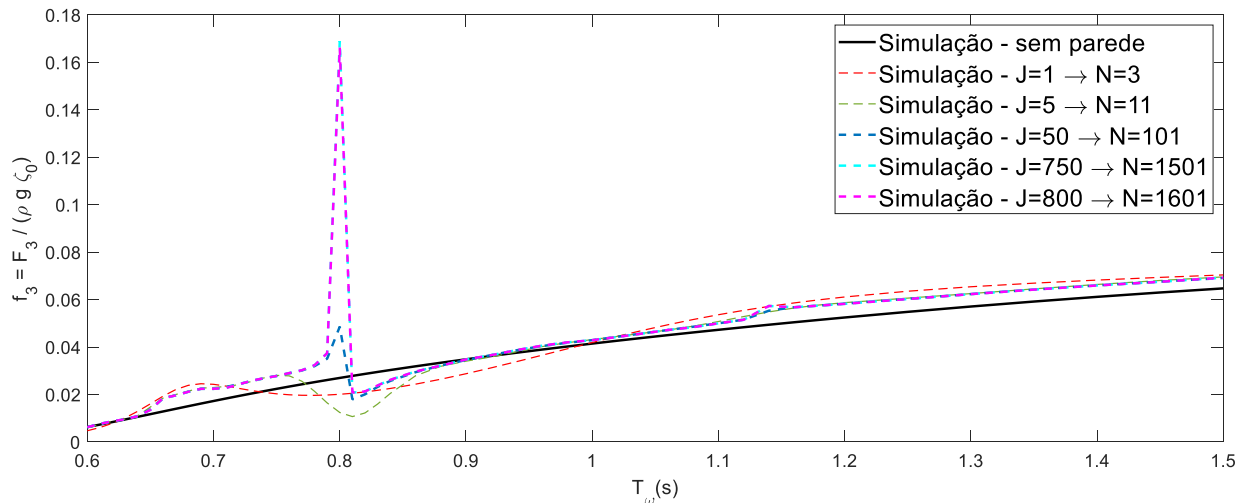


Figura B.12 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B = 3$

Finalmente, a Figura B.13 ilustra a resposta do modelo de razão de esbeltez igual a 3 para simulações com diferentes números de imagens, reforçando que um número pequeno de imagens não reproduz fielmente os efeitos de parede sobre a resposta do modelo. Porém, ao contrário do visto nas Figuras anteriores, percebe-se que uma simulação com um número intermediário de imagens (50 pares) consegue reproduzir fielmente os efeitos das paredes laterais sobre a resposta do modelo, gerando uma curva com o mesmo comportamento geral da curva e estimando de maneira bastante próxima seus picos. Neste caso, vemos que o período $T_{\omega} = 0.8$ s, onde em todas as outras curvas via-se um pico proeminente, surge um ‘cancelamento’, ou seja, redução da resposta em comparação com os períodos próximos, como consequência dos altos valores de amortecimento ilustrados na Figura B.11. Em $T_{\omega} = 1.14$ s, período do primeiro modo transversal do canal, observa-se um pequeno pico assim como na Figura B.12. O maior pico na resposta do

modelo, chegando a quase 5 vezes a amplitude da onda incidente, aparece em um período de $T_\omega = 0.84$ s, o que pode não ocorrer experimentalmente devido a efeitos viscosos.

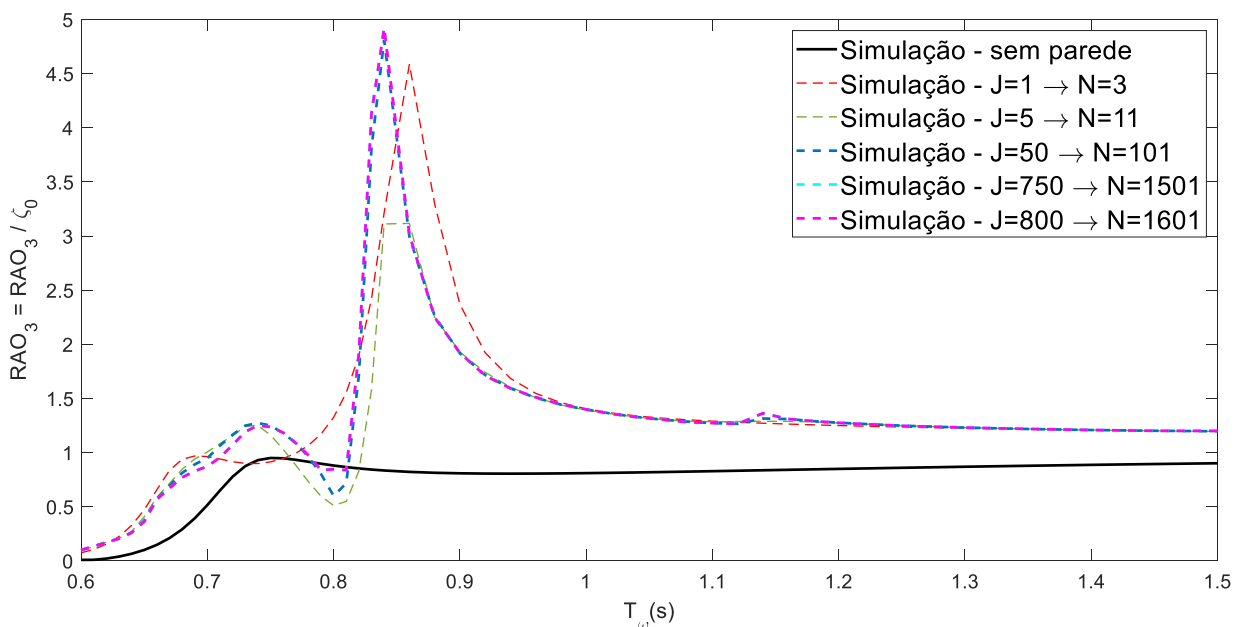


Figura B.13 – Efeitos de parede sobre resposta para $L/B = 3$

Para o modelo mais alongado a expectativa inicial era de o número de imagens necessário para capturar a convergência da curva aumentar em decorrência do acréscimo na razão comprimento sobre largura do canal (L/B_T). As Figuras B.14 e B.15 sugerem que, em relação à convergência das curvas dos coeficientes de radiação e da força de difração, essa razão não possui grande influência, uma vez que foram necessários aproximadamente 750 pares de imagem para obter resultados que apresentam convergência.

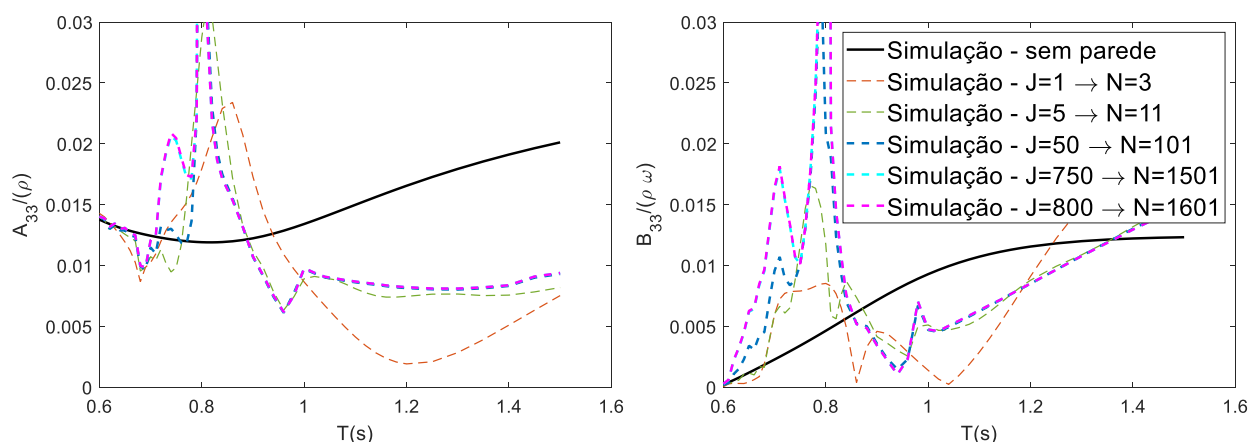


Figura B.14 – Efeitos de parede sobre coeficientes de radiação para $L/B \sim 7, 35$

As curvas de massa adicionada, amortecimento e força de excitação apresentam picos elevados para $T_\omega = 0,8$ s, assim como observado para o caso do modelo mais curto. No resultado de força, o pico em $T_\omega = 1,14$ s possui intensidade consideravelmente maior que a observada no

caso anterior, evidenciando a influência do aumento do comprimento do modelo (assim como de sua área molhada com normal na direção vertical).

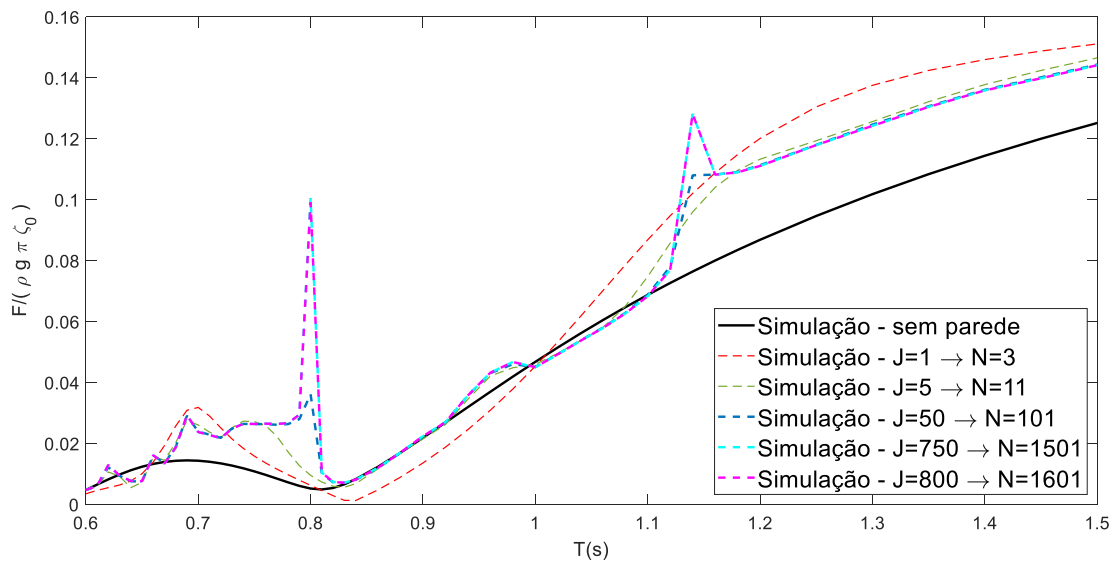


Figura B.15 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B \sim 7,35$

As curvas apresentadas nas Figuras B.14 e B.15 também apresentam mais oscilações em relação à resposta do modelo sem a presença das paredes do que as ilustradas pelas Figuras B.11 e B.12, apontando outra consequência da razão (L/B_T) sobre a interação casco fluido.

Como consequência, a Figura Figura B.16 mostra que, assim como nas Figuras anteriores, obteve-se uma boa convergência para uma simulação com 750 pares de imagem, reforçando a ideia de que a razão (L/B_T) não influencia de maneira significativa a convergência dos resultados. Observa-se uma quantidade maior de oscilações da curva de resposta em relação à resposta do casco sem paredes laterais, e é possível observar que um pico proeminente para $T_\omega = 1,14$ s, em decorrência do aumento da intensidade da força neste período.

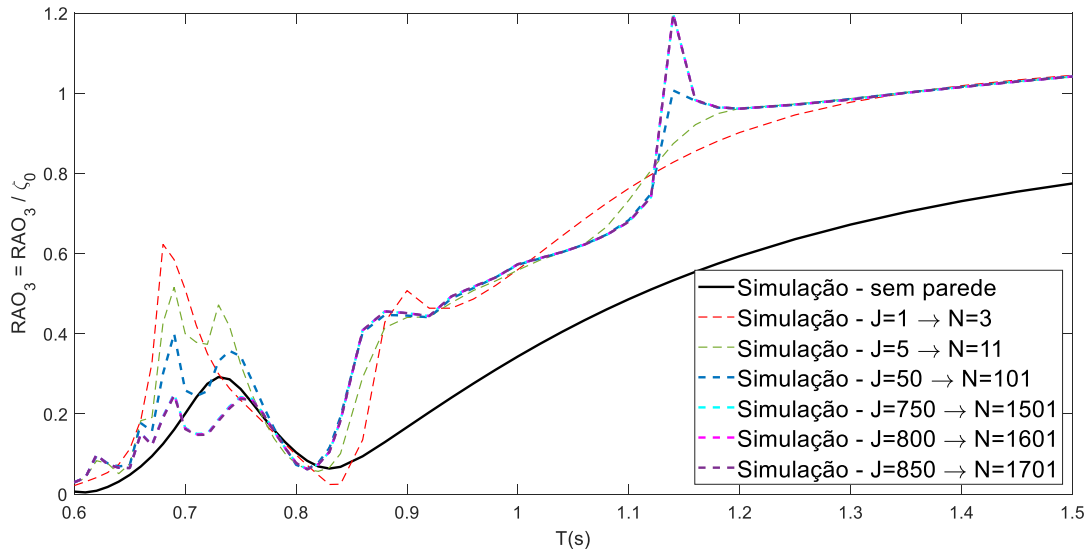


Figura B.16 – Efeitos de parede sobre força de difração para $L/B \sim 7,35$

Em suma, os resultados acima sugerem validade da técnica proposta em termos de estimativa dos coeficientes hidrodinâmicos associados ao problema de corpos flutuantes em canais estreitos. A comparação com resultados consagrados na literatura [32] reforça esta conclusão em partes, deixando em aberto a divergência entre os resultados obtidos neste trabalho e os da referência para o caso de corpos de boca superior a 20% da largura do canal, especialmente em relação ao comportamento assintótico da massa adicionada para altas frequências. Os resultados obtidos para corpos alongados indicam a técnica proposta como ferramenta útil para estimativa dos efeitos de parede sobre a resposta de modelos de cascos típicos de FPSO.

APÊNDICE C. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL PARA ENSAIO DE COMPORTAMENTO EM ONDAS

Todos os equipamentos e estruturas utilizados na realização dos experimentos deste projeto foram fornecidos pelo Laboratório de Ondas e Correntes (LOC/COPPE) da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ). A principal estrutura do LOC utilizada neste projeto foi seu Canal de Ondas, que consiste em um tanque de aproximadamente 32 m de comprimento por 1 m de largura, com um batedor de ondas do tipo *Flap* em uma de suas extremidades e uma praia passiva na outra.

A Figura C.1 apresenta um desenho computacional do canal de ondas presente no LOC, com a praia passiva em uma das extremidades em marrom, uma seção de ensaios no seu centro e o sistema de geração de ondas ao fundo. A seção de ensaios consiste em uma região de 6 metros de comprimento com paredes em vidro, para permitir a visualização do modelo e sua parte submersa durante o ensaio. A profundidade usual do canal e que foi adotada neste trabalho é de 80 cm, mas é possível aumentá-la ou reduzi-la caso haja necessidade.

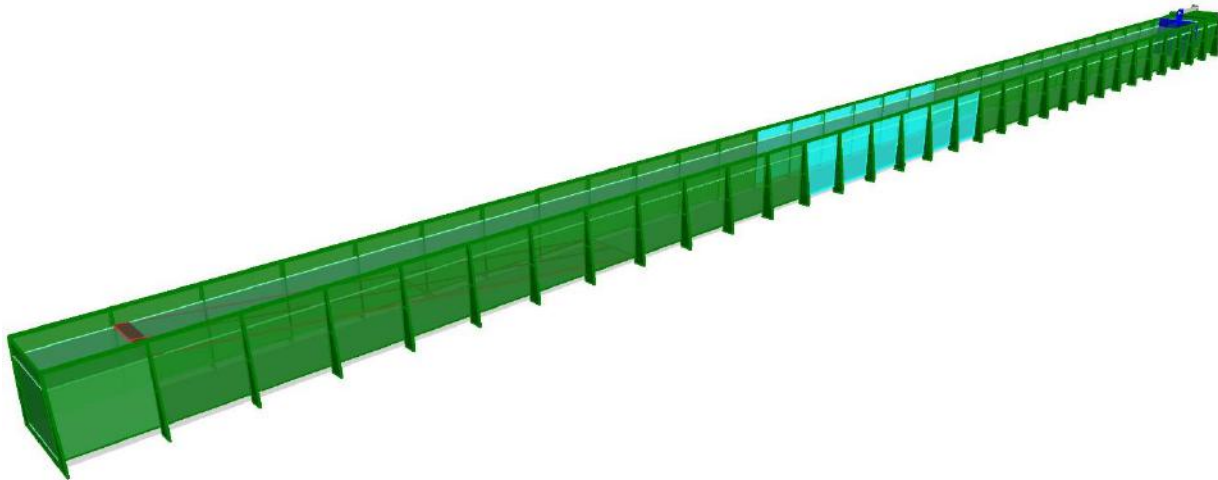


Figura C.1 – Desenho computacional do Canal de Ondas do LOC

O sistema gerador de ondas instalado no canal consiste em um batedor do tipo *Flap*, ou seja, uma placa que apresenta movimento angular em torno de um eixo fixo no fundo do canal dado um movimento imposto a ela. A Figura C.2 apresenta um desenho apontando seus principais componentes.

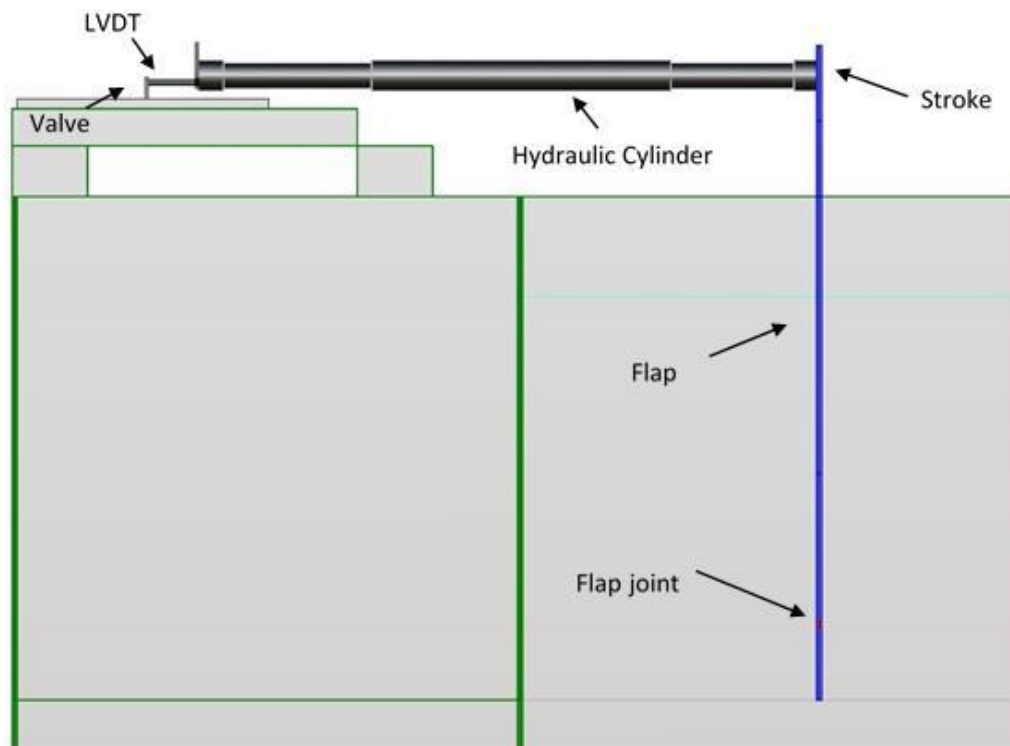


Figura C.2 – Desenho computacional do sistema de geração de ondas

Um Transformador Diferencial Variável Linear (*LVDT*, do inglês *Linear Variable Differential Transformer*) está preso ao cilindro hidráulico para aquistar em tempo real sua posição. Por meio do sinal obtido pelo *LVDT*, o software de controle calcula a correção necessária para mover a placa do batedor à posição desejada por meio de um código de controle Proporcional-Integral-Derivativo (*PID*, do inglês *Proportional-Integral-Derivative*). Um sinal elétrico é enviado a uma servo-válvula instalada no motor do batedor, onde é transformado em variação de pressão no interior do cilindro atuador que, por sua vez, induz o movimento da placa. Há ainda um filtro passa-baixa analógico para eliminar ruídos provenientes da rede elétrica no sinal.

O cilindro atuador está instalado a uma distância de aproximadamente 1,24 m do fundo do canal (logo maior que sua profundidade) e o eixo ao redor do qual a placa é movida possui altura de 19 cm. O sistema gerador possui capacidade de geração de ondas regulares ou irregulares, com períodos entre 0,5 s até 2,0 s como se verificou em alguns ensaios de calibração.

As recomendações apresentadas nos procedimentos da *ITTC* ([28] e [29]) para realização de ensaios em ondas de modelos foram seguidas. Assim, o procedimento padrão adotado foi o de realizar a calibração das ondas, ou seja, as ondas foram geradas com um *Wave Probe* instalado na posição do modelo para obter a leitura da onda livre, sem interferências do modelo no campo de ondas. O segundo *Wave Probe* é substituído pelo modelo, e seu movimento é capturado. O *Wave Probe* mais a jusante é utilizado como referência para sincronização das séries temporais de cada medida e para verificação de repetibilidade.

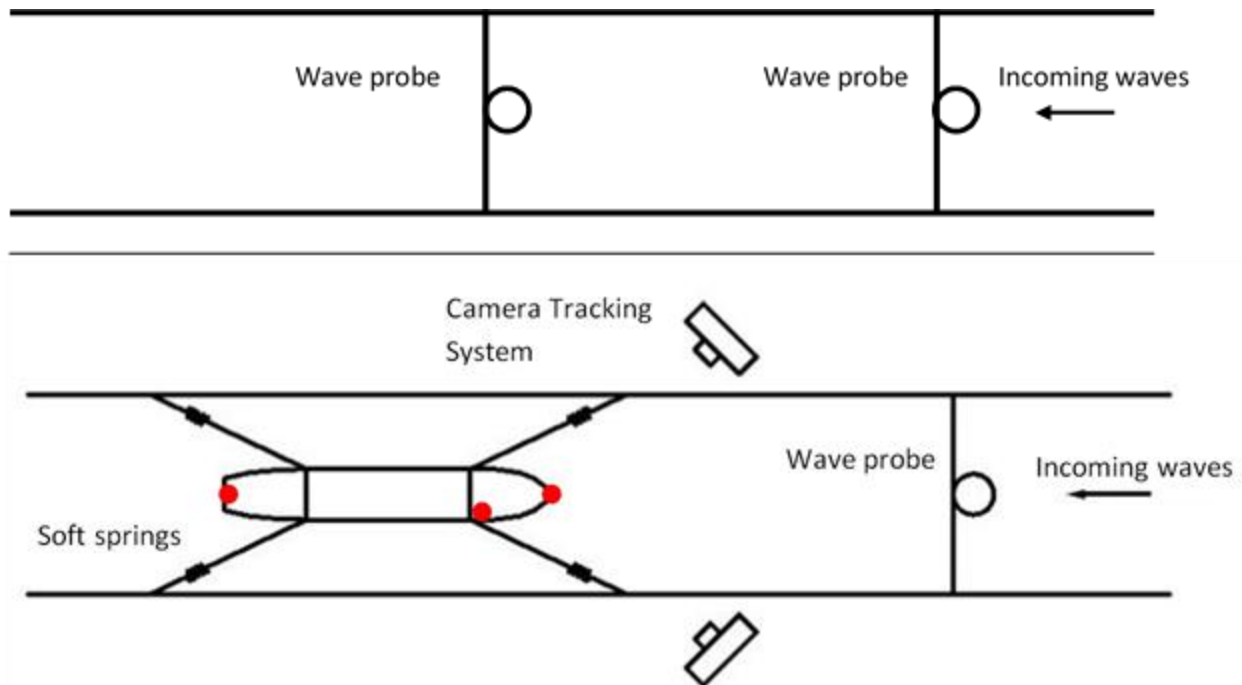


Figura C.3 – Comparação dos ensaios para calibração da onda (acima) e para leitura da resposta do modelo (abaixo)

A medição das ondas foi feita por meio de *Wave Probes* capacitivos. Como explicado por Steen [44], estes equipamentos consistem em um par de condutores ligados a um circuito alimentador, formando um capacitor. Ao imergir parte do capacitor o material entre os condutores é alterado e, com isso, provoca-se alteração na capacitância do sistema, de maneira que, quanto maior sua parcela submersa, maior a corrente medida pelo sensor.

A calibração do equipamento pode ser feita de maneira estática, ou seja, cria-se uma relação entre uma unidade de comprimento de deslocamento vertical do aparelho (alteração da parcela submersa) e a variação da corrente medida por ele.

Para transmissão e leitura dos dados medidos pelo circuito dos *Wave Probes* foi necessário o uso de um sistema de aquisição chamado *QuantumX*, da empresa *HBM* e também fornecido pelo LOC. O hardware recebe os sinais dos circuitos dos sensores, amplifica-os e, através do software associado a este hardware, o *Catman Easy*, apresenta leitura em tempo real e permite a gravação dos sinais obtidos.

A sincronização das séries temporais obtidas no procedimento de calibração das ondas e aquisição das respostas do modelo foi feita por meio de cortes em um dos sinais a fim de superpor os primeiros picos da leitura de elevação, como ilustrado na Figura C.4.

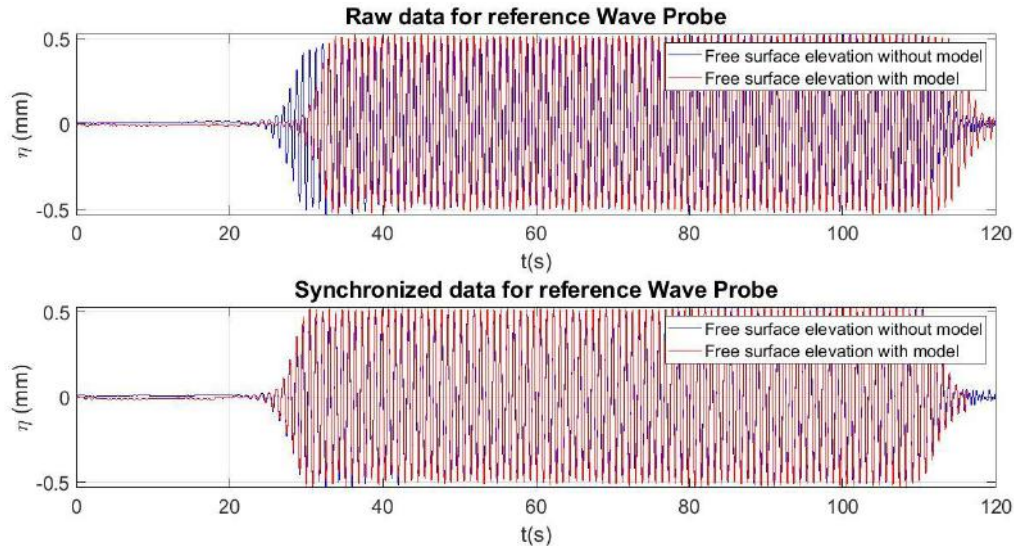


Figura C.4 – Séries temporais obtidas pelo sensor de referência para a onda livre (azul) e com o modelo (vermelho), antes (acima) e depois (abaixo) da sincronização

Para o ensaio de resposta em ondas dos modelos, foi necessário ainda utilizar um equipamento que permitisse a leitura de seu movimento. As câmeras *Oqus* do sistema de aquisição *Qualysis*, também fornecidas pelo LOC, foram utilizadas para tal. Este conjunto de câmeras possui a capacidade de capturar com alta precisão as posições de diferentes marcações de referência, registrando suas posições ao longo do tempo. Através de seu software de apoio, o *QTM*, é possível não apenas obter um sinal temporal da posição de cada marcador, mas também definir corpos rígidos onde os marcadores estão aderidos e calcular seus movimentos.

O centro de gravidade foi adotado como ponto de referência para o cálculo dos movimentos de corpo rígido do modelo. A Figura C.4 apresenta séries temporais típicas obtidas a onda livre na posição do modelo (η) e para os movimentos de *heave* e *pitch*.

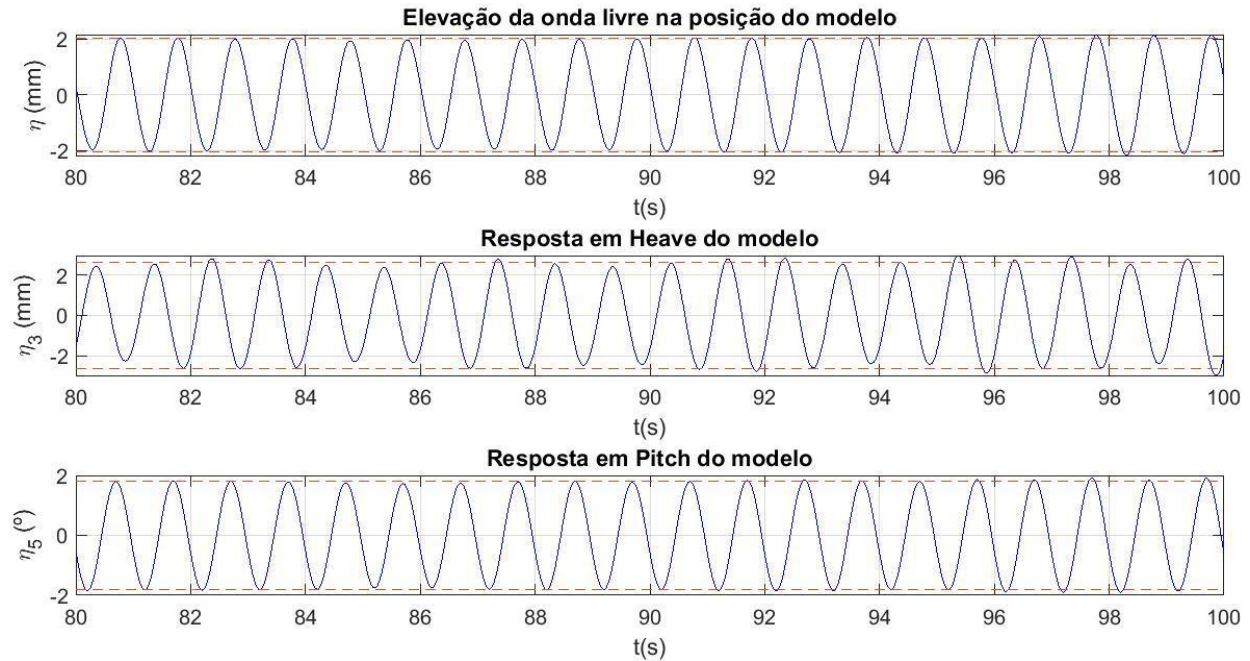


Figura C.5 – Séries temporais típicas para elevação de onda, resposta em *heave* e *pitch* do modelo

Efeitos não lineares foram observados em algumas medições nas respostas planares, especialmente na direção longitudinal (*surge*). Um filtro digital foi aplicado no sinal para eliminar termos de alta frequência, como ruídos, e termos de baixa frequência, como efeitos de deriva lenta. Os efeitos de deriva média foram removidos por subtração da média da série temporal de resposta em *surge* sob ação das ondas.

Assim como para a definição da amplitude da onda incidente, um intervalo correspondendo a aproximadamente 20 ciclos foi adotado para cada frequência de ondas, e os RAO's foram calculados pela razão entre amplitude de resposta e amplitude da onda incidente.

Em alguns casos observou-se comportamento atípico aos usualmente encontrados para a superfície livre durante os testes com modelo e também para a resposta em *heave*, como ilustrado na Figura C.6.

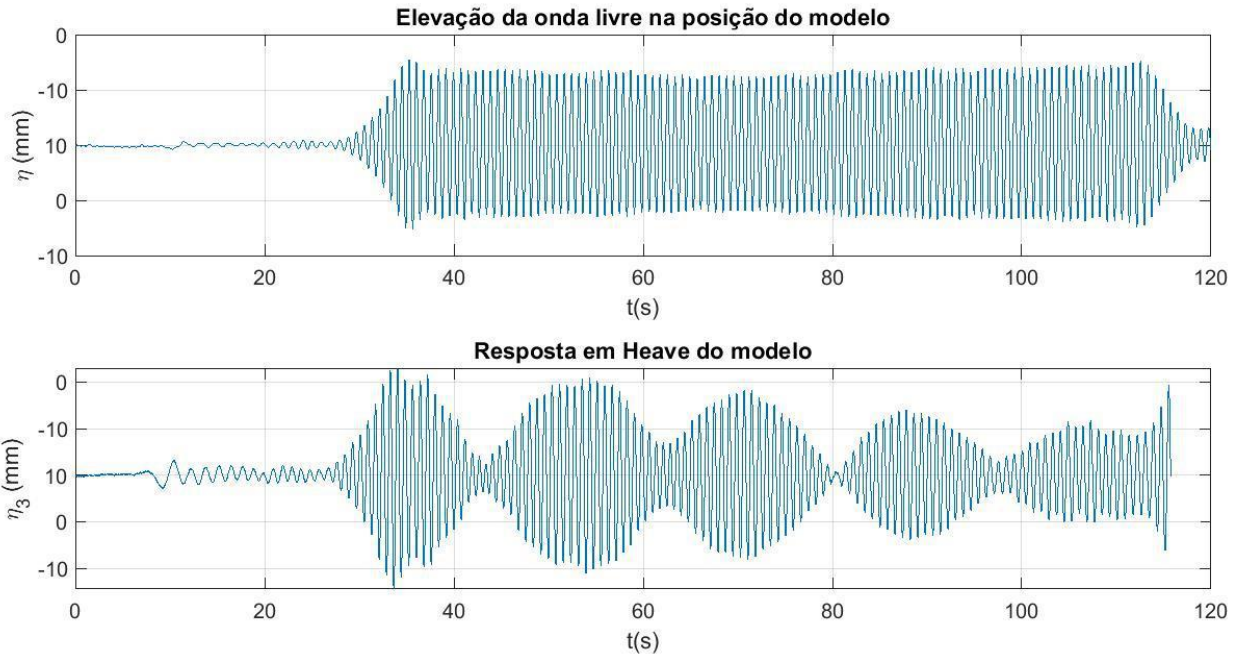


Figura C.6 – Séries temporais com comportamentos de batimento para movimento em heave do modelo

Tal série temporal apresenta características semelhante às do efeito de batimento, ilustrado pela Figura C.7, extraída de Rao [7], que define este fenômeno como uma consequência de uma excitação próxima (mas não igual) à frequência natural de um sistema, com resposta característica de uma função harmônica de amplitude variável. O autor mostra que ao considerar as parcelas homogênea e particular da solução da equação do movimento, o que no caso de um sistema com condições iniciais nulas e frequência de excitação próxima à frequência natural do sistema, a solução total é dada pela Equação (8.3), onde $\epsilon = \frac{\omega_n - \omega}{2}$.

$$x(t) = \frac{F_0}{m} \frac{1}{\omega_n^2 - \omega^2} \left[2 \text{sen} \left(\frac{\omega + \omega_n}{2} t \right) \text{sen} \left(\frac{\omega_n - \omega}{2} t \right) \right] \cong \frac{F_0}{m} \frac{1}{2\epsilon\omega} \text{sen}(\epsilon t) \text{sen}(\omega t) \quad (8.3)$$

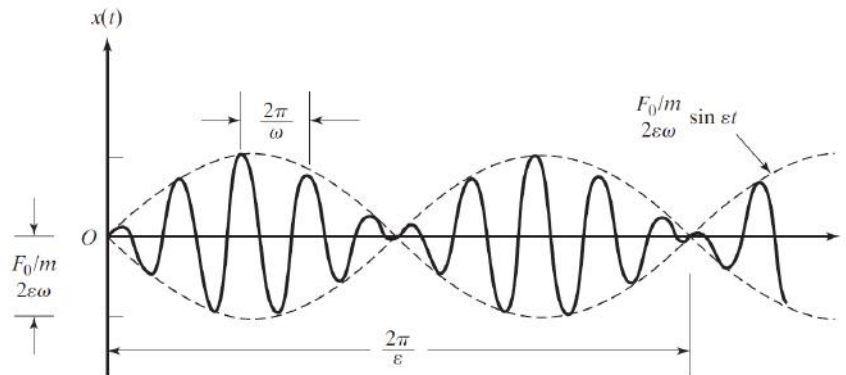


Figura C.7 – Série temporal típica do fenômeno de batimento, extraída de Rao [7]

O motivo deste fenômeno parece estar ligado ao efeito de parede, explicado anteriormente. Na presença do modelo, ondas transversais surgem tanto por conta da reflexão da onda incidente quanto por conta das ondas irradiadas do modelo. Tais ondas refletem nas paredes laterais do canal e, por não haver elementos de dissipação (praias) instalados no canal, tais ondas ficam ‘presas’ no canal (comumente referidas como ‘trapped waves’, em inglês [45]). Por conta das condições de contorno impostas pelas paredes laterais, os comprimentos de onda correspondentes aos modos naturais transversais do canal podem ser estimados por meio da Equação (8.4).

$$\lambda_i = \frac{2B_{CANAL}}{i} \quad (8.4)$$

Desta forma, o primeiro modo natural transversal corresponde a uma onda de comprimento igual ao dobro da largura do canal, enquanto que o segundo modo possui comprimento de onda igual à largura do canal, e assim por diante. Dada a largura do canal (1 m) e a profundidade utilizada nos ensaios (0,80 m), e por meio da Relação de Dispersão, os 5 primeiros modos naturais do canal são apresentados na Tabela C.1.

Tabela C.1 – Modos naturais transversais do canal de ondas, com seus respectivos comprimentos e períodos

Modo Natural	Comprimento de onda (m)	Períodos (s)	
		Escala LOC	Escala real (300:1)
1	2,00	1,139	19,73
2	1,00	0,800	13,86
3	0,67	0,653	11,32
4	0,50	0,566	9,80
5	0,40	0,506	8,77

Logo, para períodos próximos aos valores acima é possível que, devido à presença do modelo, o canal seja excitado transversalmente próximo aos seus modos naturais, o que resulta em grande acúmulo de energia e provoca um efeito semelhante ao do batimento, ilustrado acima. Nestes casos, a amplitude de movimento foi estimada como a metade da amplitude máxima da série temporal, como sugerido por Rao [7].

A partir da definição das amplitudes de movimento da embarcação e da onda incidente, a resposta pode ser apresentada na forma de seu RAO (*Response Amplitude Operator*) para cada grau de liberdade i .

$$RAO_i = \frac{\eta_{iA}}{\eta_{0A}} \quad (B.)$$

APÊNDICE D. PLANEJAMENTO FATORIAL DE ENSAIOS

Em diversos estudos, seja de natureza numérica ou experimental, o fenômeno estudado apresenta dependência de múltiplas variáveis. Em tais situações, o uso do Planejamento Fatorial, como proposto por Montgomery [33], pode contribuir para um planejamento dos ensaios mais eficiente. Este conceito consiste na consideração de todas as combinações dos parâmetros ou variáveis no estudo, podendo relacionar a influência de cada uma delas por meio de seu efeito.

Neste projeto, por exemplo, pode-se considerar que para cada *moonpool* a posição, diâmetro e amortecimento viscoso imposto sobre a coluna d'água seja uma variável a ser investigada, levando a um total de 6 parâmetros.

Cada parâmetro pode variar dentro de um domínio estabelecido, o que pode gerar uma quantidade enorme de medições necessárias em casos que dependam de muitas variáveis. No presente projeto, por exemplo, se a cada variável fosse adotado um total de 5 pontos, resultaria num total de 5^6 ou 15625 simulações a serem executadas, o que pode ser impraticável em termos de tempo ou recursos disponíveis.

Por conta disto, uma das formas mais comuns de aplicação do Planejamento Fatorial consiste na consideração das combinações obtidas usando os valores limites de mínimo e máximo para cada uma das variáveis, o chamado **Planejamento Fatorial 2^k** , onde o termo k representa a quantidade de variáveis ou parâmetros investigado (6, neste projeto).

O uso do Planejamento Fatorial 2^k pode ser bastante útil em projetos que demandam uma grande quantidade de pontos a serem investigados, bem como em análises experimentais que podem ser bastante custosas em termos de recursos ou tempo, ou ainda em estágios iniciais de projetos em que o uso de técnicas de varreduras são interessantes para prover uma ideia inicial do objeto de estudo.

Uma vez que neste projeto se optou pelo uso de varreduras para execução das análises da influência dos parâmetros adotados sobre a resposta de embarcações, o uso de Planejamento Fatorial 2^k pode ser bastante útil.

Em contrapartida, uma vez que nesta técnica avalia-se a resposta em apenas 2 valores (ou níveis) de cada variável, é necessário supor que dentro do domínio definido o fenômeno estudado possui características aproximadamente lineares, o que muitas vezes pode ser uma hipótese bastante distante da realidade.

A avaliação dos efeitos de cada parâmetro após a execução das medições pode ser feita por meio da verificação do impacto na resposta devido à alteração em cada um dos parâmetros de maneira isolada, enquanto que termos cruzados podem ser analisados por meio do estudo da variação da resposta devido à alteração de múltiplo parâmetros simultaneamente.

Por exemplo, considerando um sistema cuja grandeza de interesse seja função de apenas duas variáveis ($y = f(x_1, x_2)$) em um determinado domínio estabelecido (aqui representado de forma unitária, entre -1 e 1, conforme ilustrando na Figura D.1), o impacto ou efeito da variável x_1 sobre a resposta y pode ser estimado comparando as respostas obtidas de acordo com o ponto investigado.

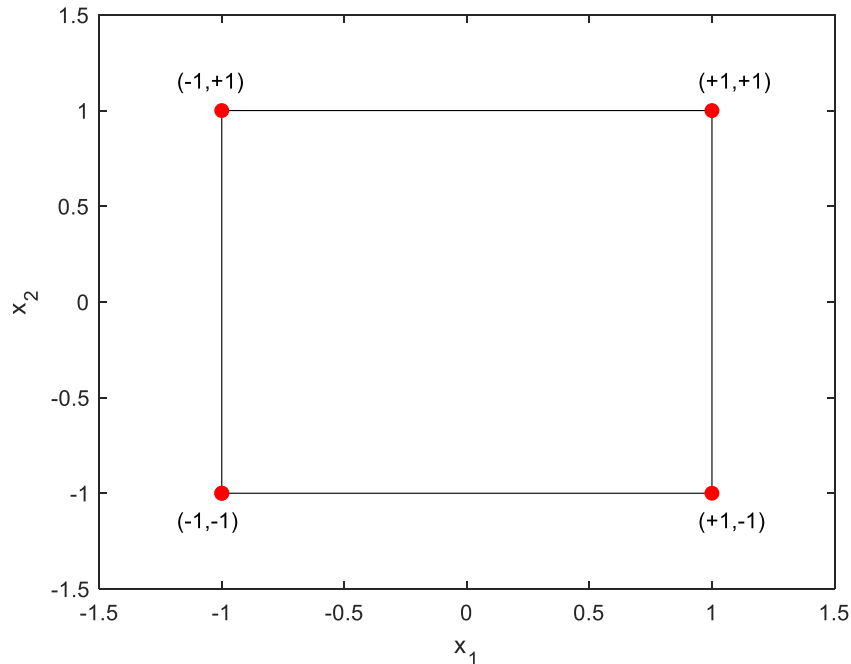


Figura D.1 – Ilustração de domínio em 2² Projeto Fatorial

Segundo Montgomery [33], a avaliação do efeito do parâmetro x_1 (chamado de A), por exemplo, seria dado conforme a Equação (8.5), onde n representa o número de repetições das medições feitas naquela combinação. Nela, estima-se a mudança na resposta como consequência do aumento do valor da variável x_1 apenas, e a esta alteração dá-se o nome de **efeito principal da variável**. Quanto maior o módulo de A, mais sensível resposta y é em relação à variável analisada x_1 , enquanto que o sinal de A indica se a influência é crescente ou decrescente. De maneira análoga, é possível estabelecer esta mesma relação de y com a variável x_2 por meio do efeito B, simplesmente invertendo a análise.

$$A = \frac{1}{2n} \{ [f(+1, +1) - f(-1, +1)] + [f(+1, -1) - f(-1, -1)] \} \quad (8.5)$$

É possível estabelecer ainda uma variável de interação AB, assumindo a variação de ambos os parâmetros simultaneamente conforme a Equação (8.6) [33].

$$AB = \frac{1}{2n} [f(+1, +1) + f(-1, -1) - f(-1, +1) - f(+1, -1)] \quad (8.6)$$

Esta análise pode ser realizada para qualquer número de parâmetros k analisados, alterando apenas o número de combinações a serem consideradas na definição dos efeitos principais e de interação de cada combinação de variáveis.

A partir dos efeitos principais e de interação de cada parâmetro é possível, por meio de análises estatísticas, estimar funções polinomiais regredidas dentro do domínio analisado. Porém, como mencionado anteriormente, um ponto crucial decorrente do uso do Planejamento Fatorial 2^k consiste na linearidade da função no domínio analisado.

Muito embora a consideração dos efeitos de interação (como o termo AB acima) permite a captura de alguma não linearidade dentro do domínio investigado, é necessário verificar se a hipótese de comportamento linear é válida, o que Montgomery [33] propõe que seja feito por meio do uso de pontos centrais na análise, conforme ilustrado na Figura D.2.

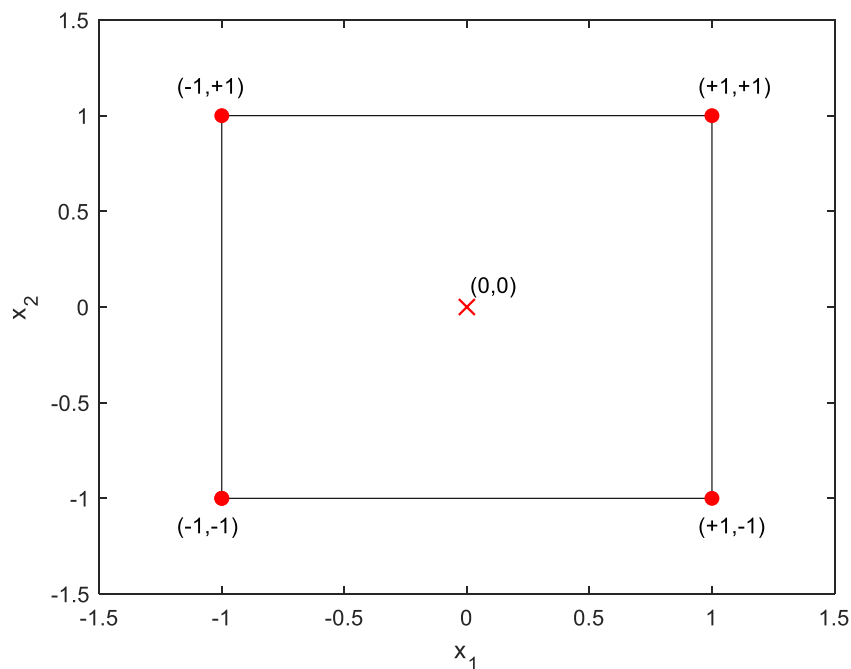


Figura D.2 – Ilustração de domínio em 2^2 Projeto Fatorial com ponto central

De acordo com a diferença entre a resposta prevista para o ponto central (\bar{y}_f) e o valor aferido neste ponto (\bar{y}_c) é possível verificar a intensidade dos efeitos não lineares dentro do domínio estabelecido. Pequenos valores na diferença sugerem baixas não linearidades, que podem ser capturadas pelos efeitos de interação, enquanto que grandes diferenças sugerem fortes não linearidades, sugerindo que termos quadráticos devem ser incorporados na regressão.

Outra verificação, do ponto de vista qualitativo, que pode ser feita utilizando o ponto central diz respeito à existência de pontos de máximo e mínimo locais no interior do domínio. Se este ponto preservar a relação de ordem estabelecida pelas fronteiras do domínio, ou seja, se a resposta obtida neste ponto mantiver as características de ser crescente ou decrescente, embora não seja

garantido, pode ser que a função seja monotônica no domínio investigado. Por outro lado, se o ponto central quebrar este comportamento, pode-se assumir que dentro do domínio haja pelo menos um ponto de máximo ou mínimo, dependendo das relações de ordem estabelecidas.

No caso de efeitos não lineares intensos no domínio, o autor sugere o uso dos Pontos Axiais para aumentar a quantidade de dados levantados e permitir a estimativa dos coeficientes relacionados aos termos não lineares. Estes pontos consistem na simulação de pontos contidos nos pontos centrais das fronteiras que delimitam o domínio analisado, estendendo a quantidade de pontos e, em tese, aumentando a precisão das funções polinomiais regredidas.

Para fins de exemplificação, a matriz completa de testes a ser executada em um sistema com 4 parâmetros ou variáveis é apresentada na Tabela D.1, abaixo. Nota-se que ao considerar os pontos centrais e axiais, a quantidade de pontos inicial ($2^4 = 16$) aumenta para 25.

Tabela D.1 – Matriz completa de testes para 2^4 Projeto Fatorial com pontos central e axiais

Run	x1	x2	x3	x4	Título	CASE
1	-	-	-	-	(1)	EFEITOS PRINCIPAIS
2	+	-	-	-	a	
3	-	+	-	-	b	
4	+	+	-	-	ab	
5	-	-	+	-	c	
6	+	-	+	-	ac	
7	-	+	+	-	bc	
8	+	+	+	-	abc	
9	-	-	-	+	d	
10	+	-	-	+	ad	
11	-	+	-	+	bd	
12	+	+	-	+	abd	
13	-	-	+	+	cd	
14	+	-	+	+	acd	
15	-	+	+	+	bcd	
16	+	+	+	+	abcd	
17	0	0	0	0	(0)	Ponto Central
18	-	0	0	0	bcd/2	PONTOS AXIAIS
19	0	-	0	0	acd/2	
20	0	0	-	0	abd/2	
21	0	0	0	-	abc/2	
22	+	0	0	0	a+bcd/2	
23	0	+	0	0	b+acd/2	
24	0	0	+	0	c+abd/2	
25	0	0	0	+	d+abc/2	

Há ainda diversos outros pontos a serem considerados em uma análise geral de planejamento de ensaios, como as técnicas de Bloqueio, que condiciona o domínio de acordo com certas características dos parâmetros, o Planejamento Fatorial Fracionado, que reduz ainda mais o número de combinações a serem utilizadas do domínio a partir de certas hipóteses, dentre algumas outras expostas por Montgomery [33], que não condizem com as aplicações expostas neste projeto e, por isso, não serão mencionadas neste Apêndice.

APÊNDICE E. CURVAS DE RESPOSTA EM *HEAVE* E *PITCH* DOS MODELOS COM *MOONPOOLS*

As Figuras a seguir apresentam as curvas de resposta obtida para os modelos usados na varredura 2, com as combinações de diâmetro e posições relacionadas na Tabela 6.4.

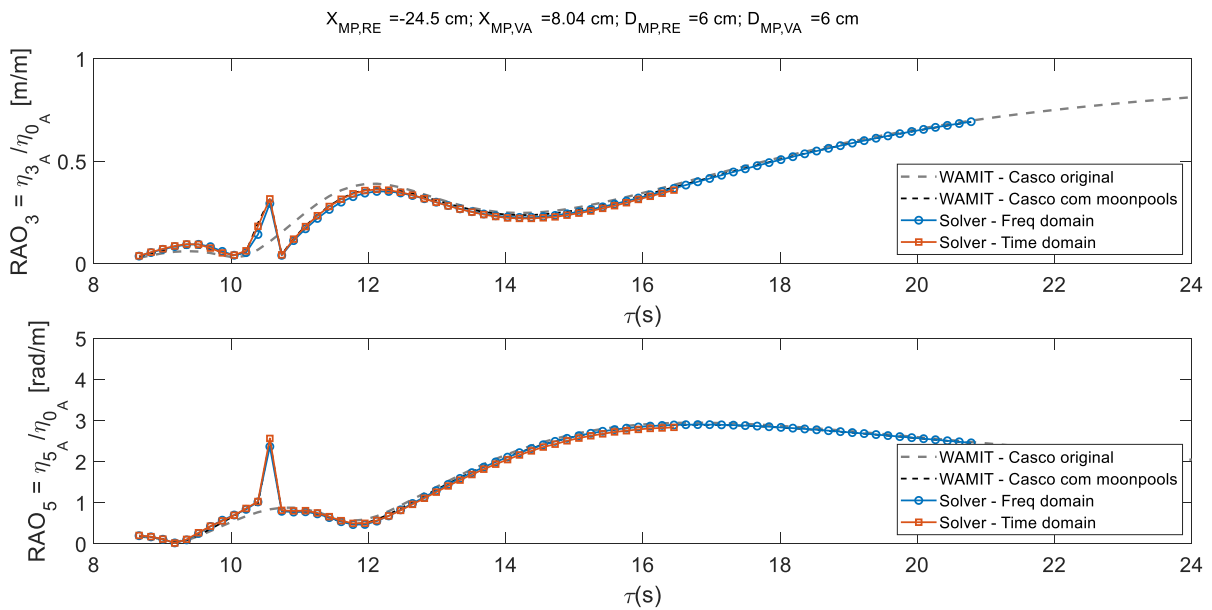


Figura E.1 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 1

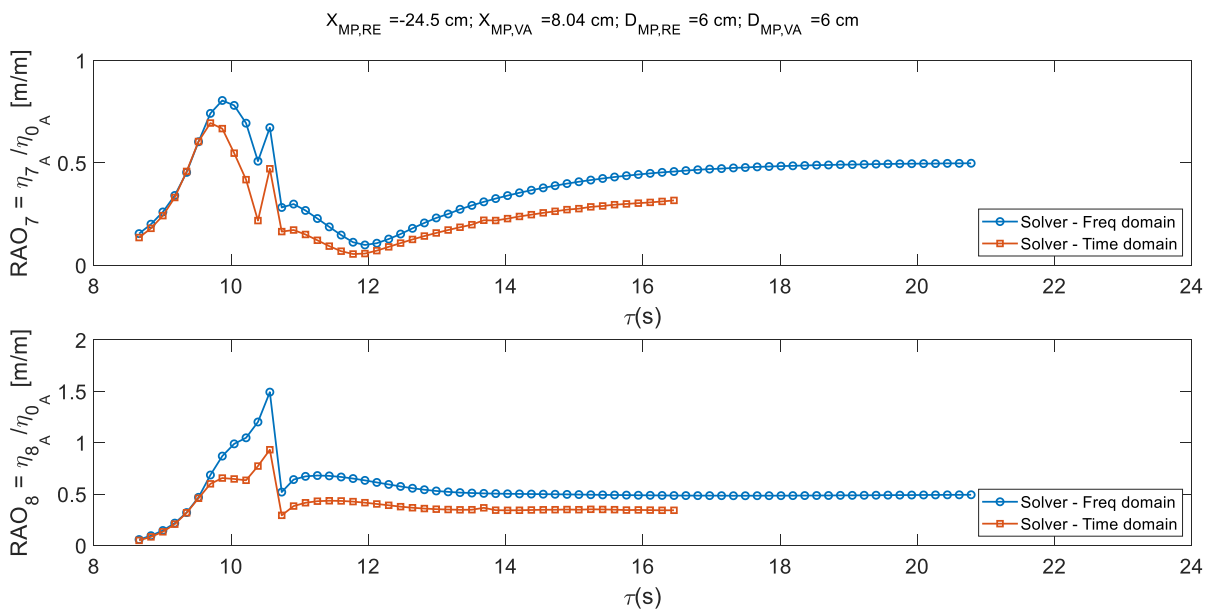


Figura E.2 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 1

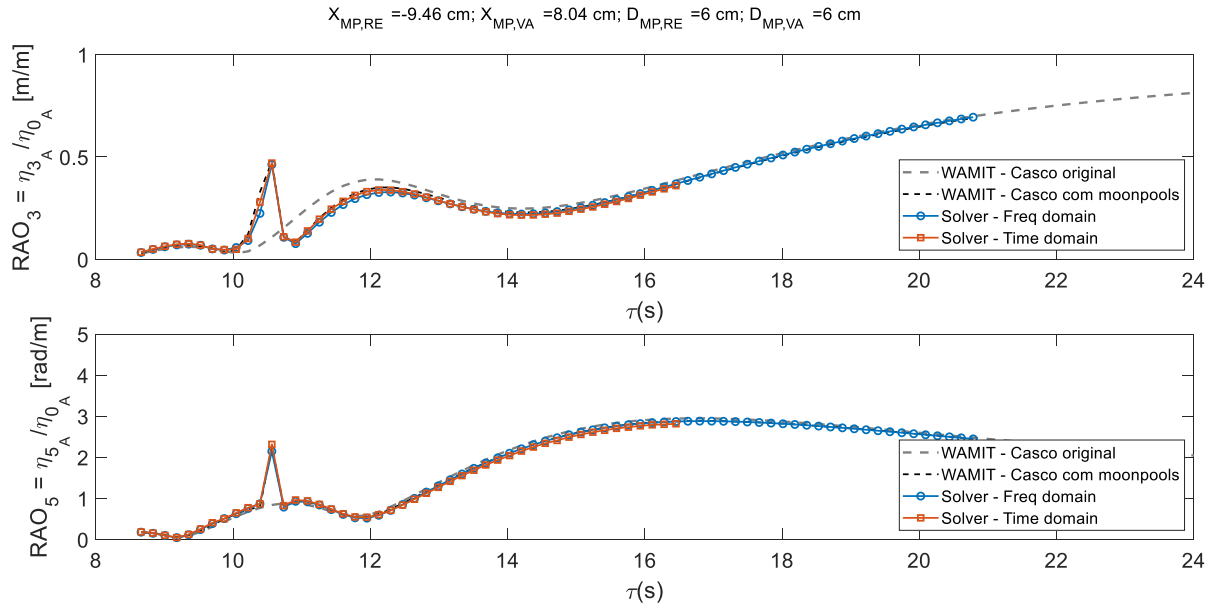


Figura E.3 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 2

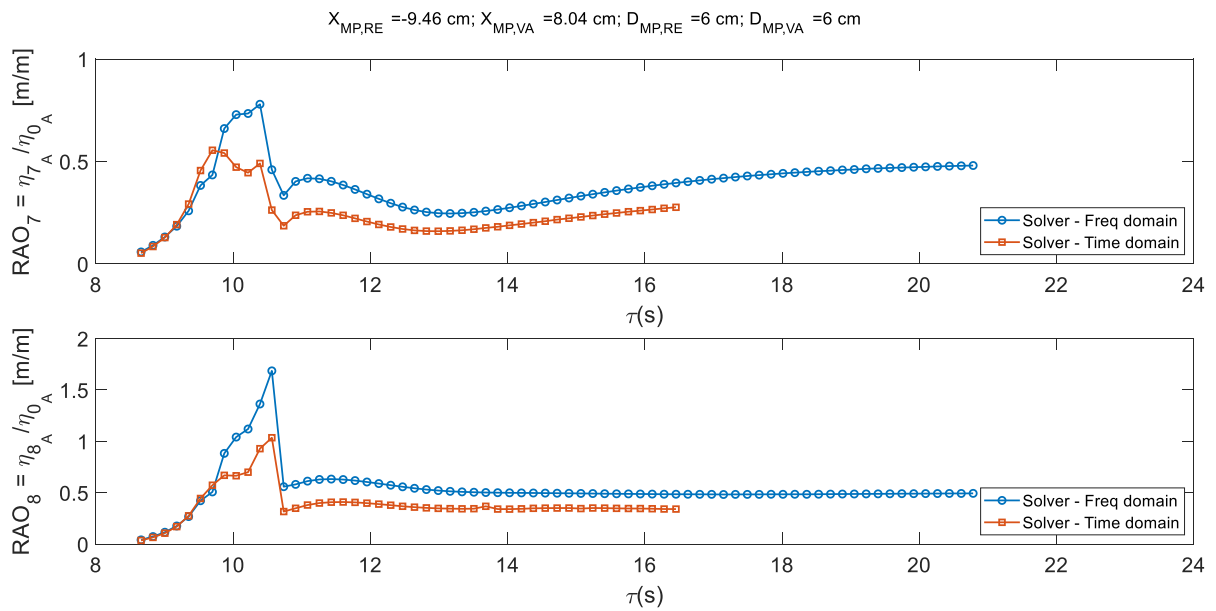


Figura E.4 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 2

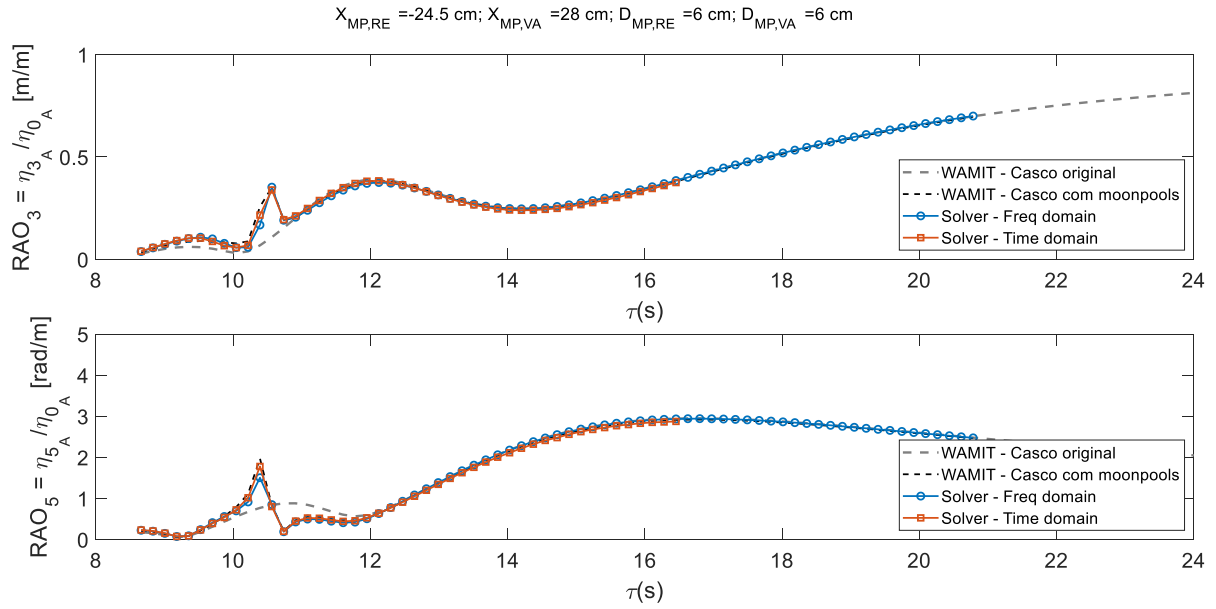


Figura E.5 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 3

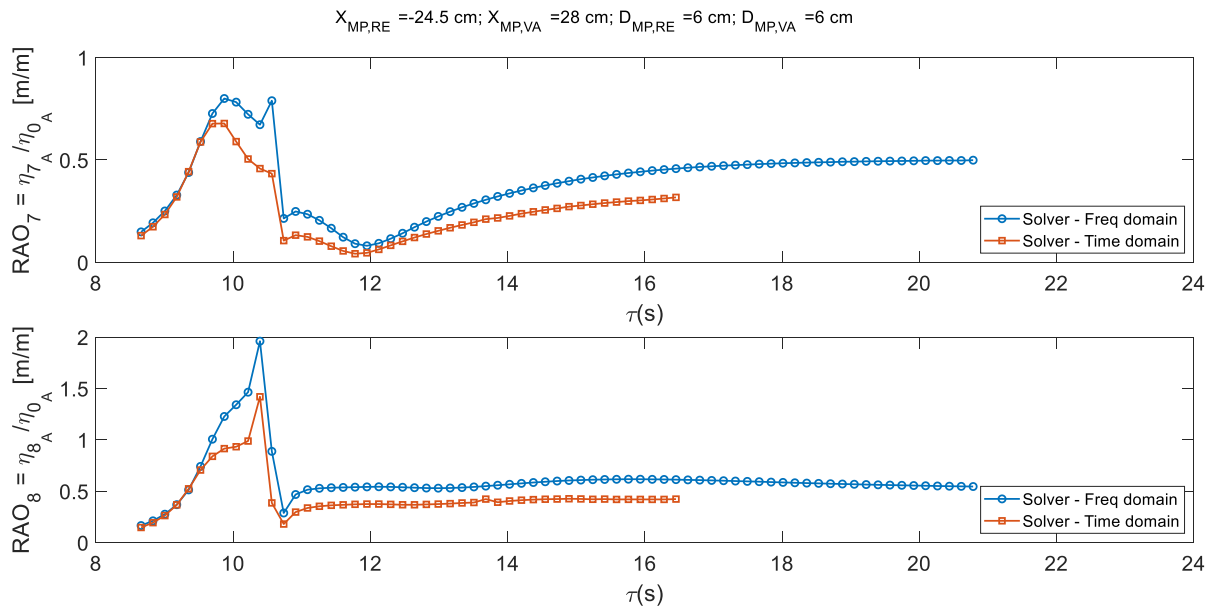


Figura E.6 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 3

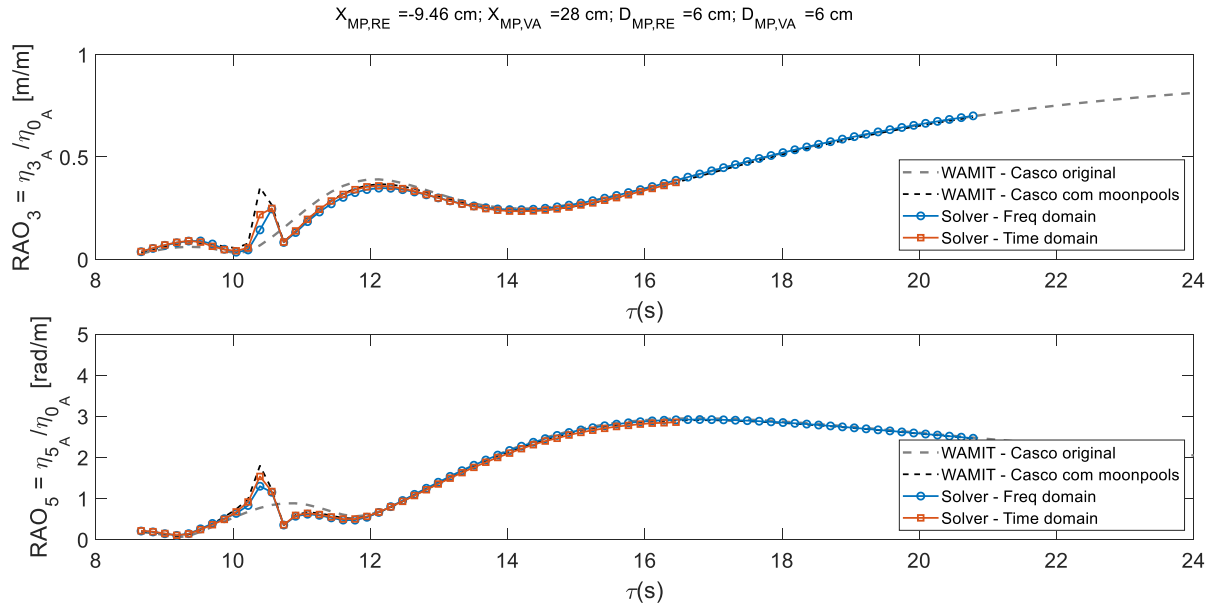


Figura E.7 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 4

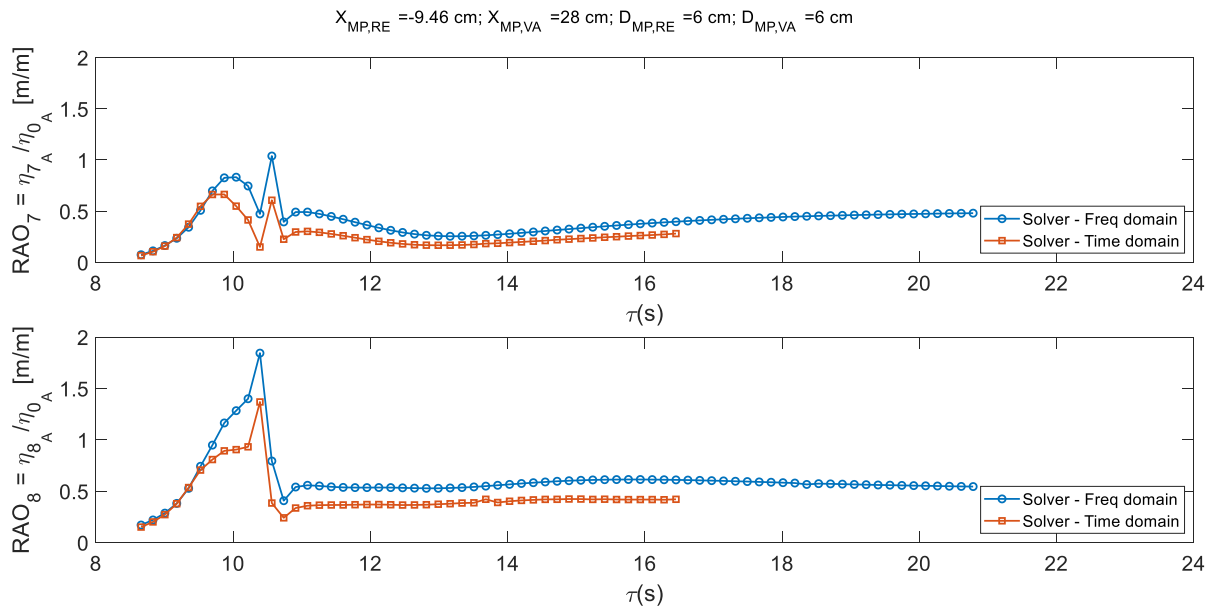


Figura E.8 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 4

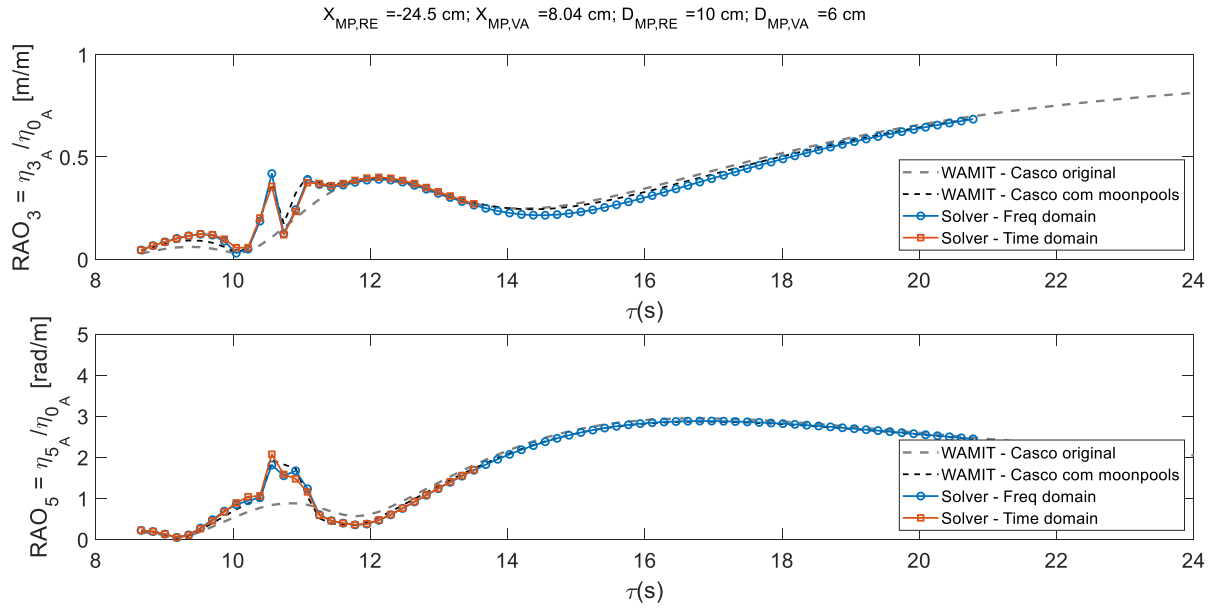


Figura E.9 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 5

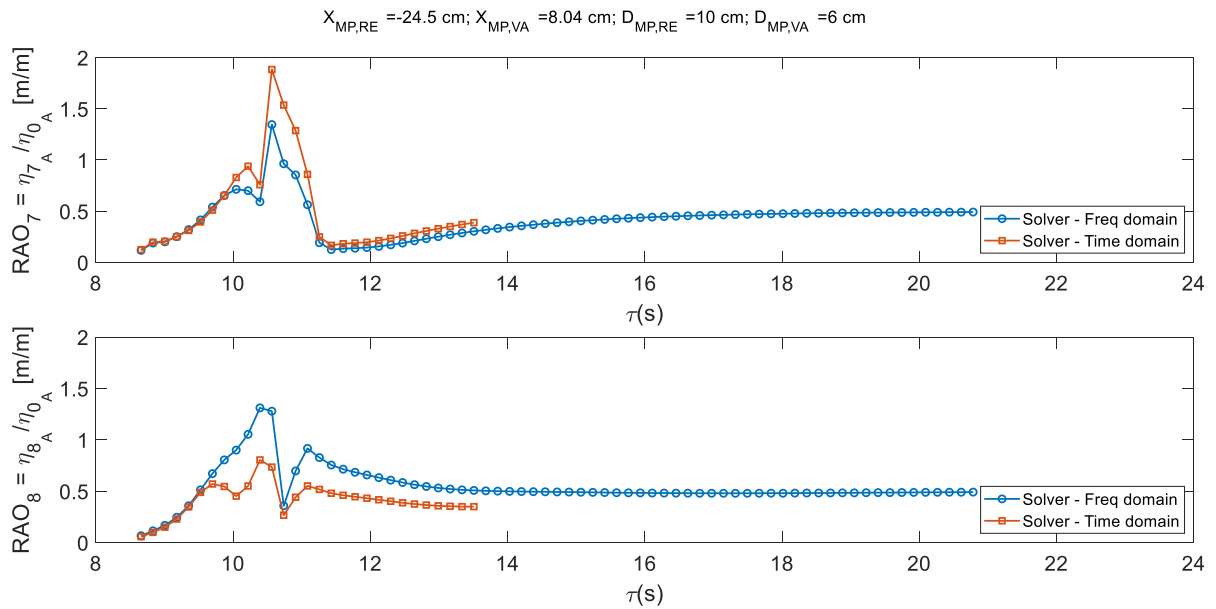


Figura E.10 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 5

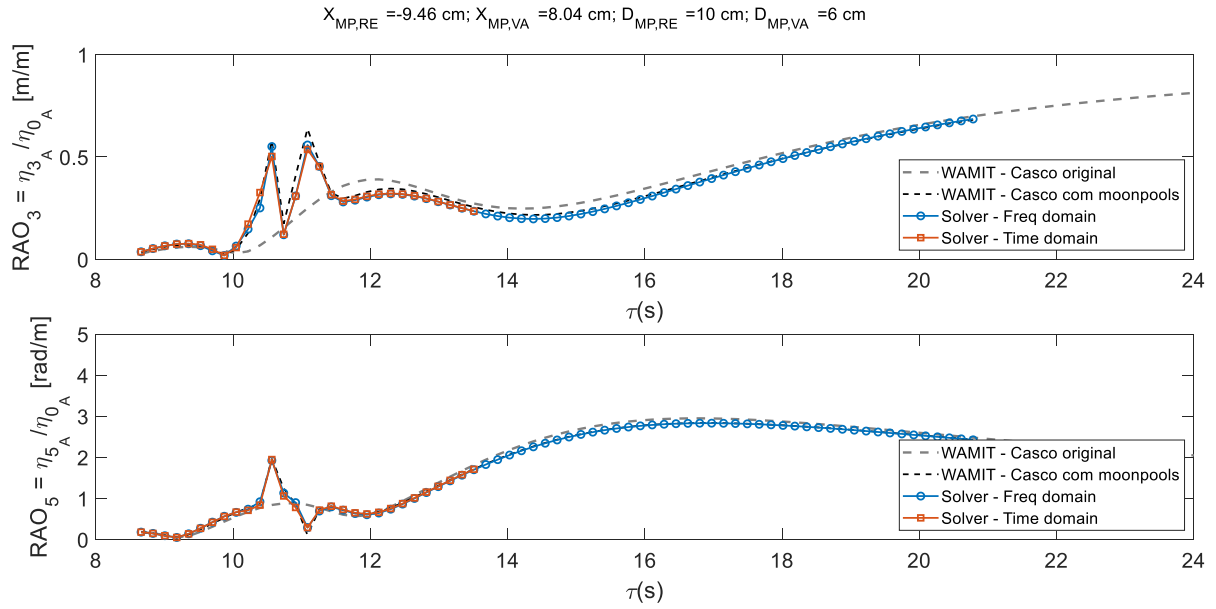


Figura E.11 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 6

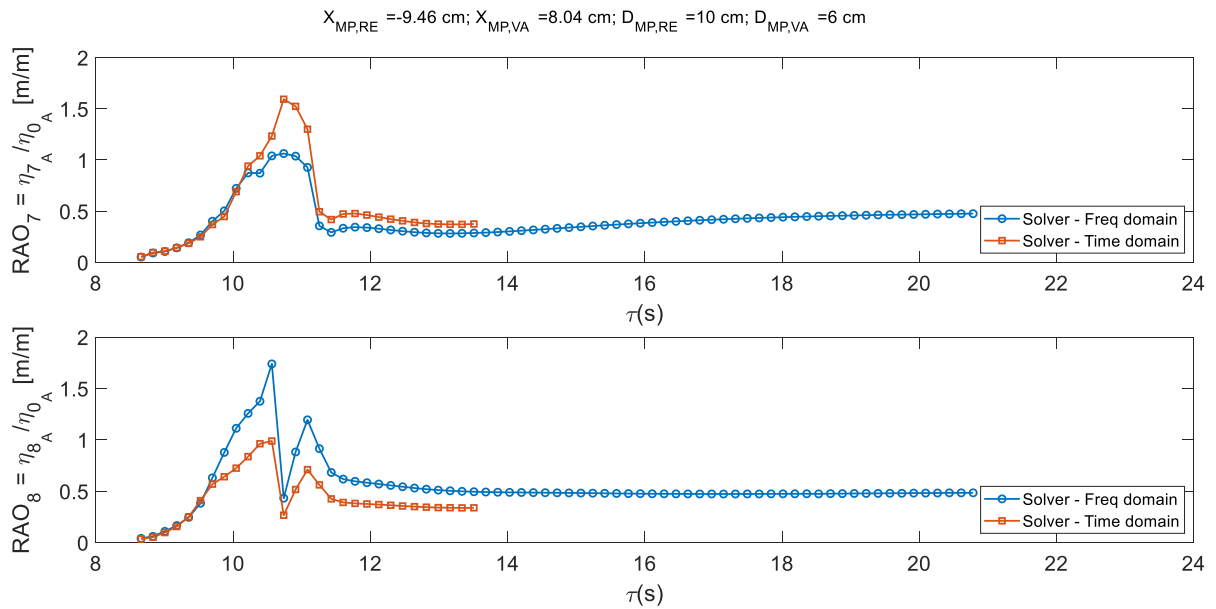
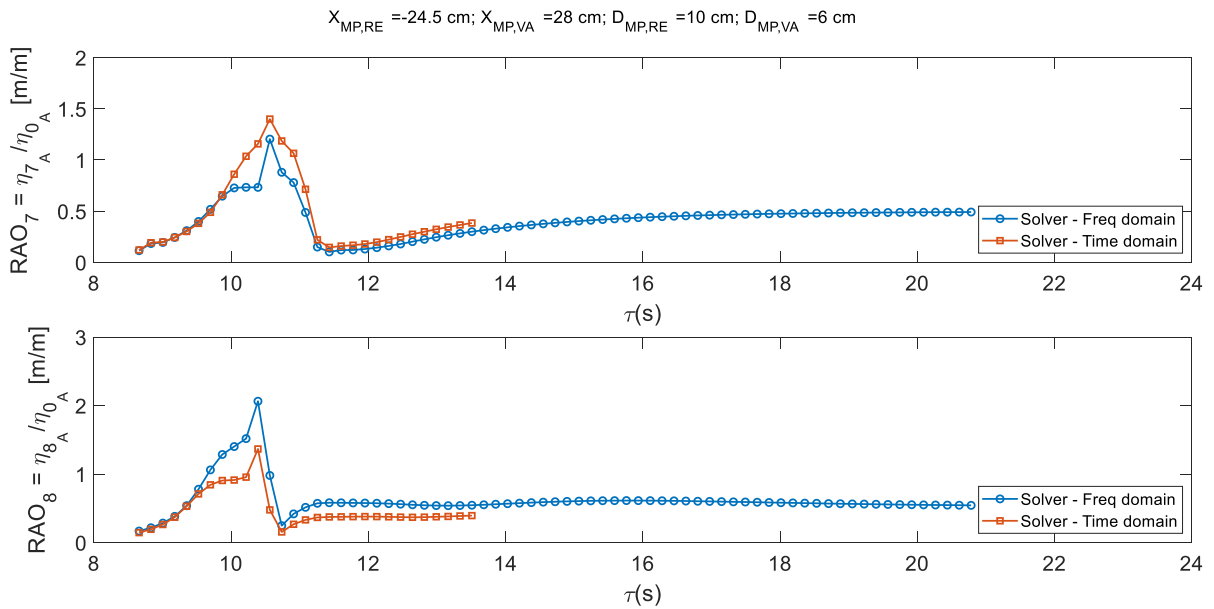
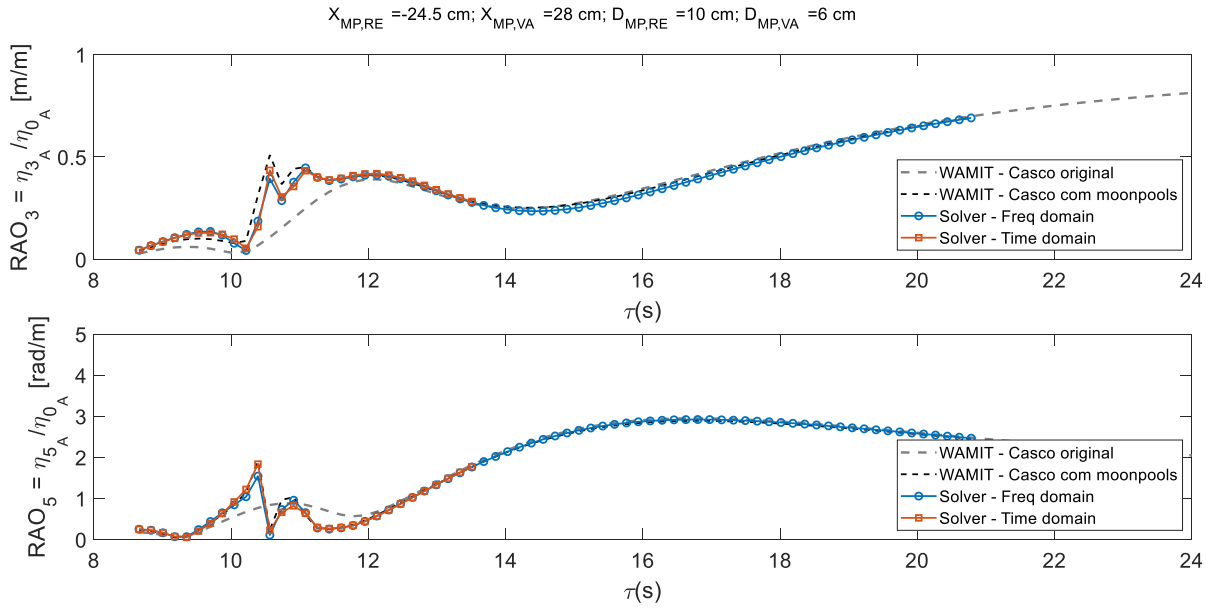


Figura E.12 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 6



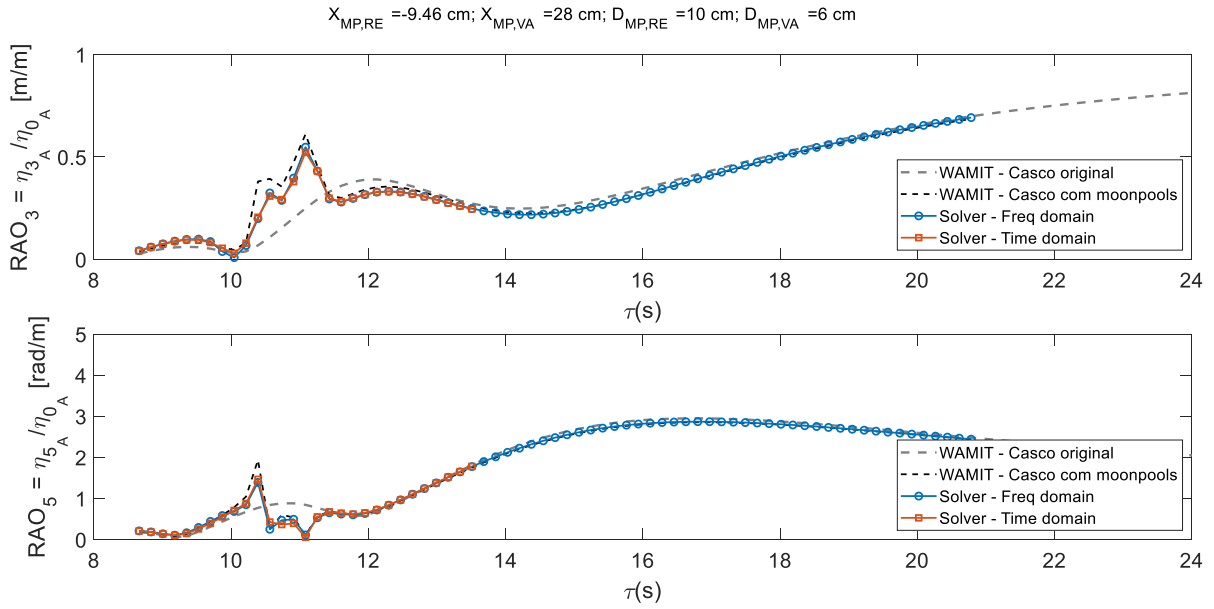


Figura E.15 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 8

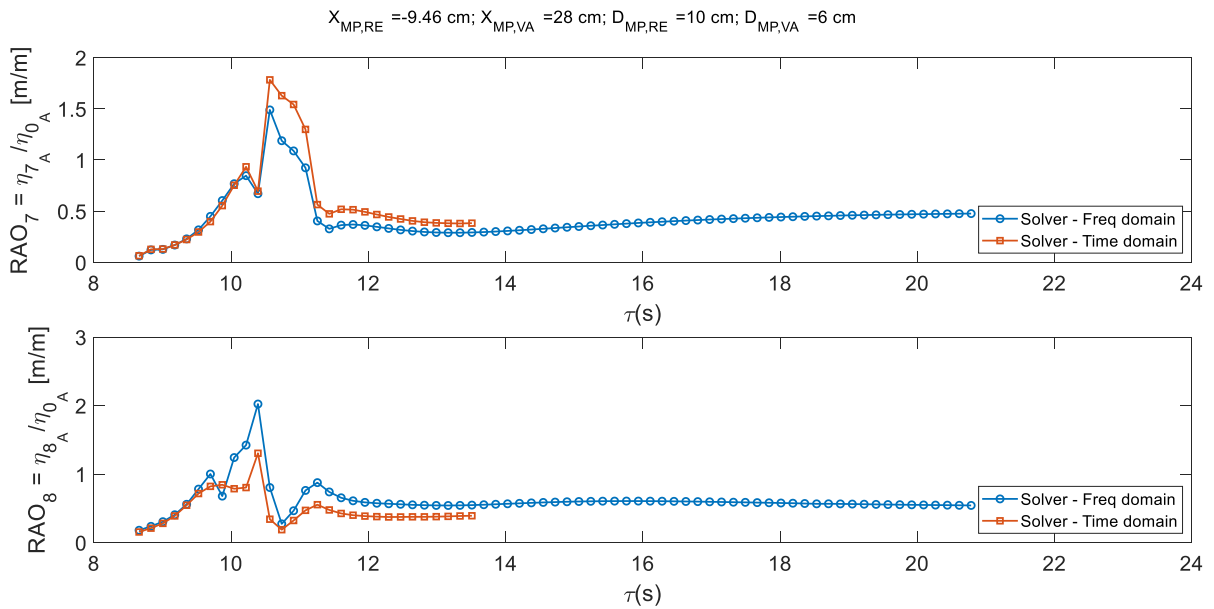


Figura E.16 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 8

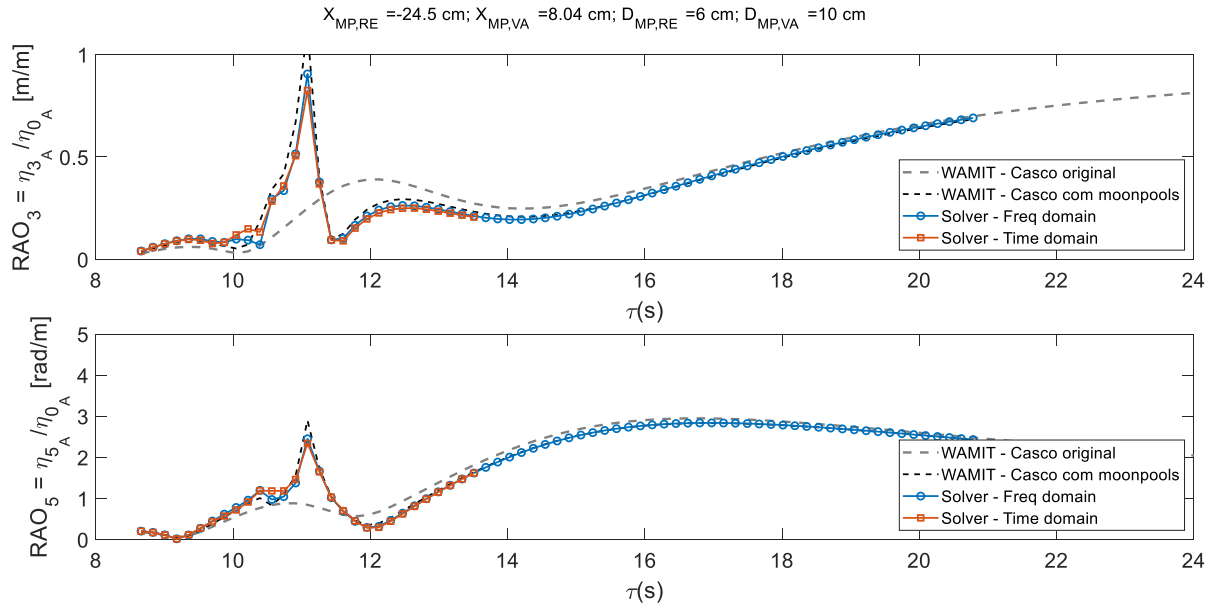


Figura E.17 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 9

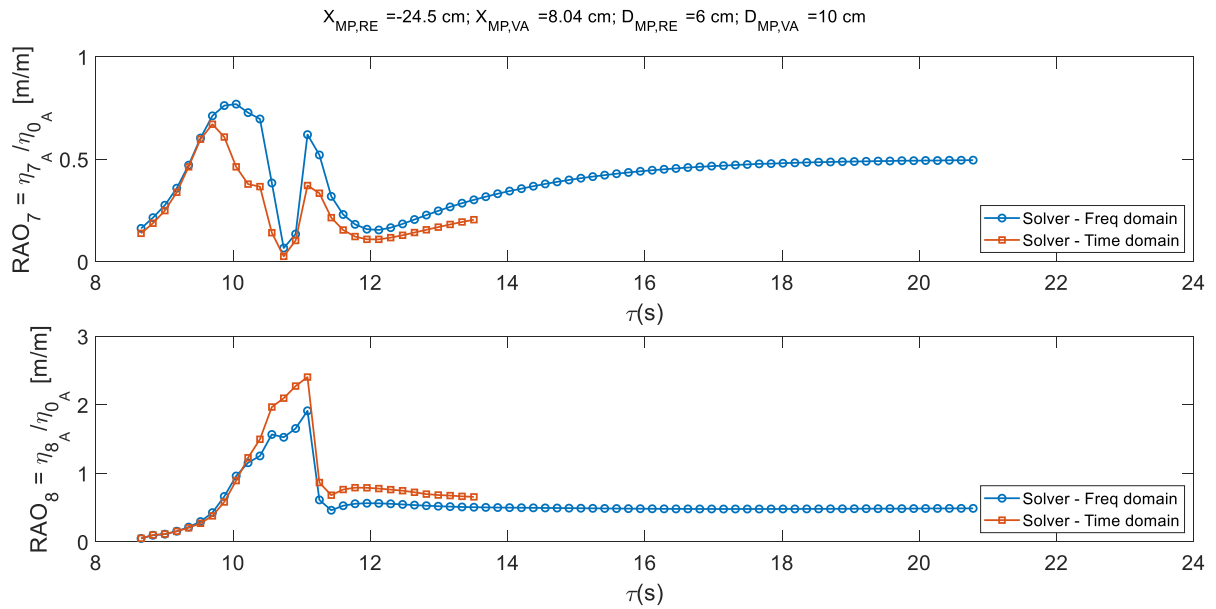


Figura E.18 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 9

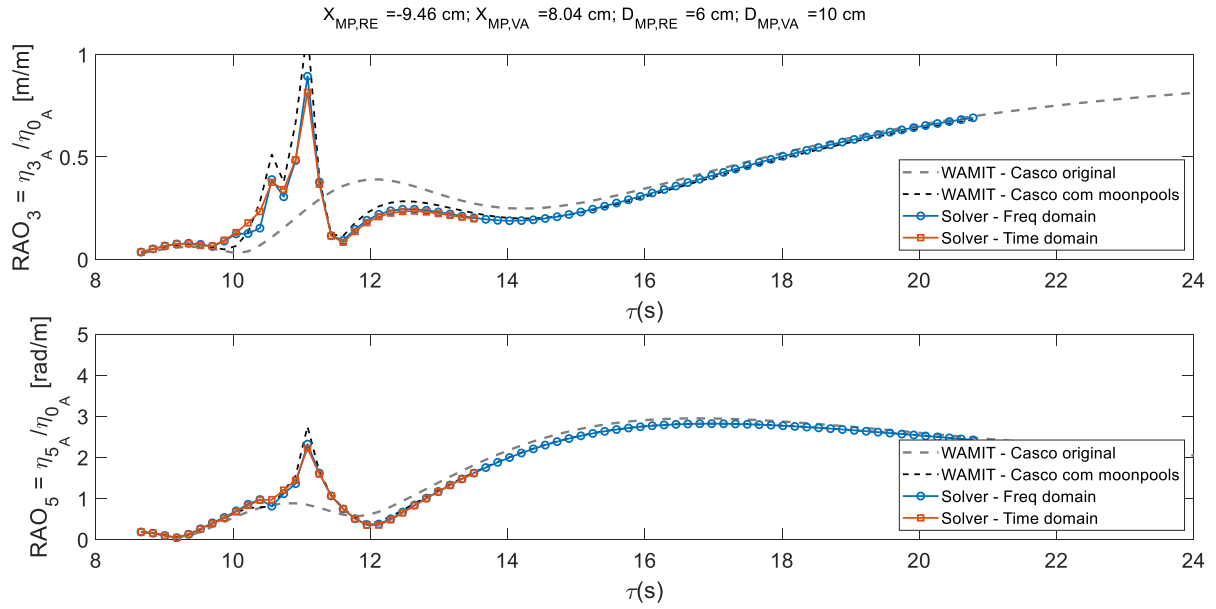


Figura E.19 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 10

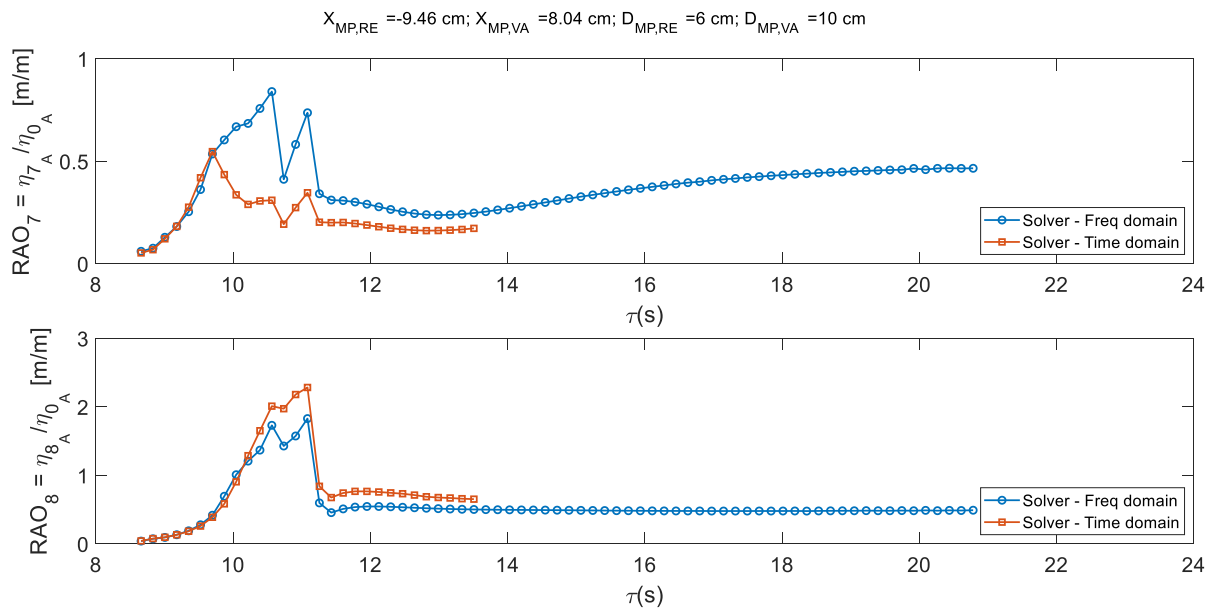
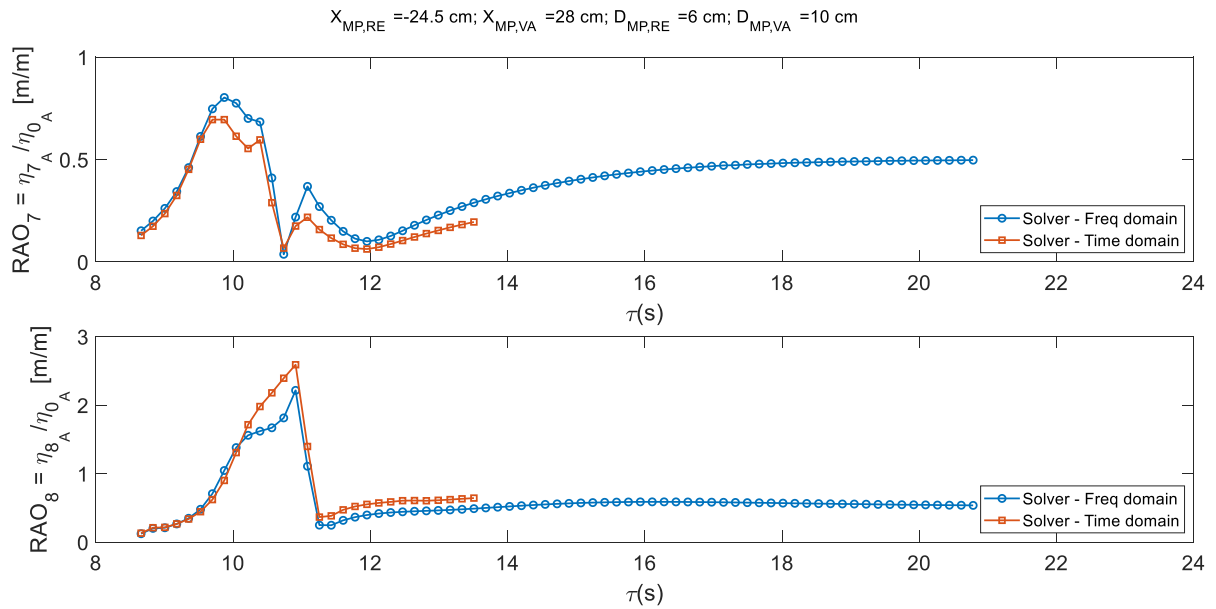
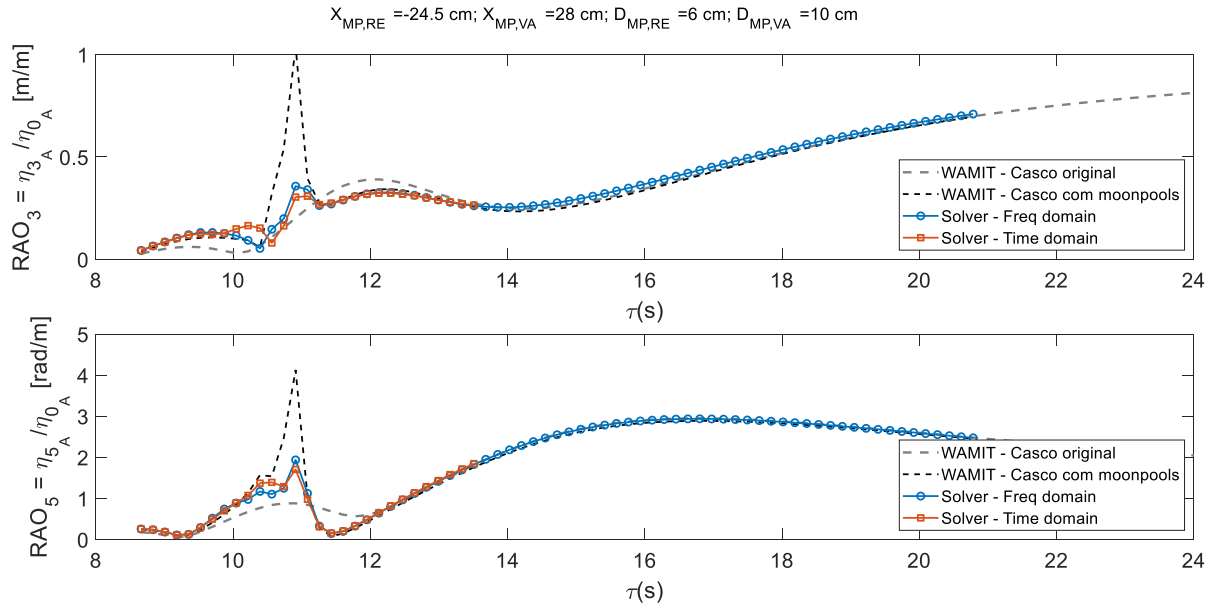


Figura E.20– RAO_7 e RAO_8 – Caso 10



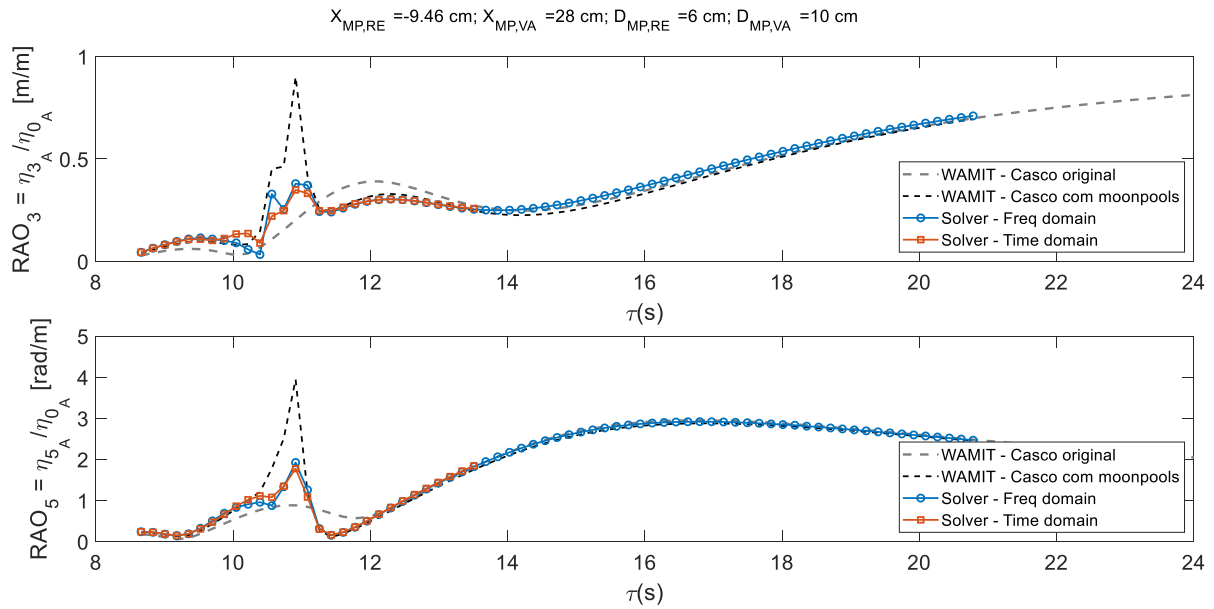


Figura E.23 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 12

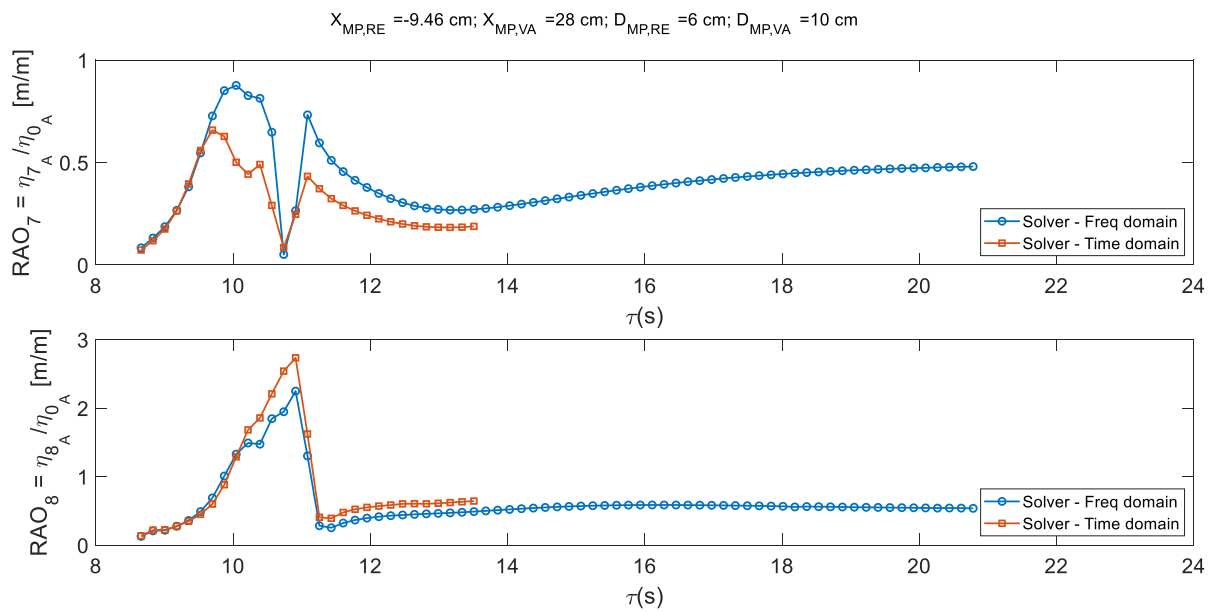


Figura E.24 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 12

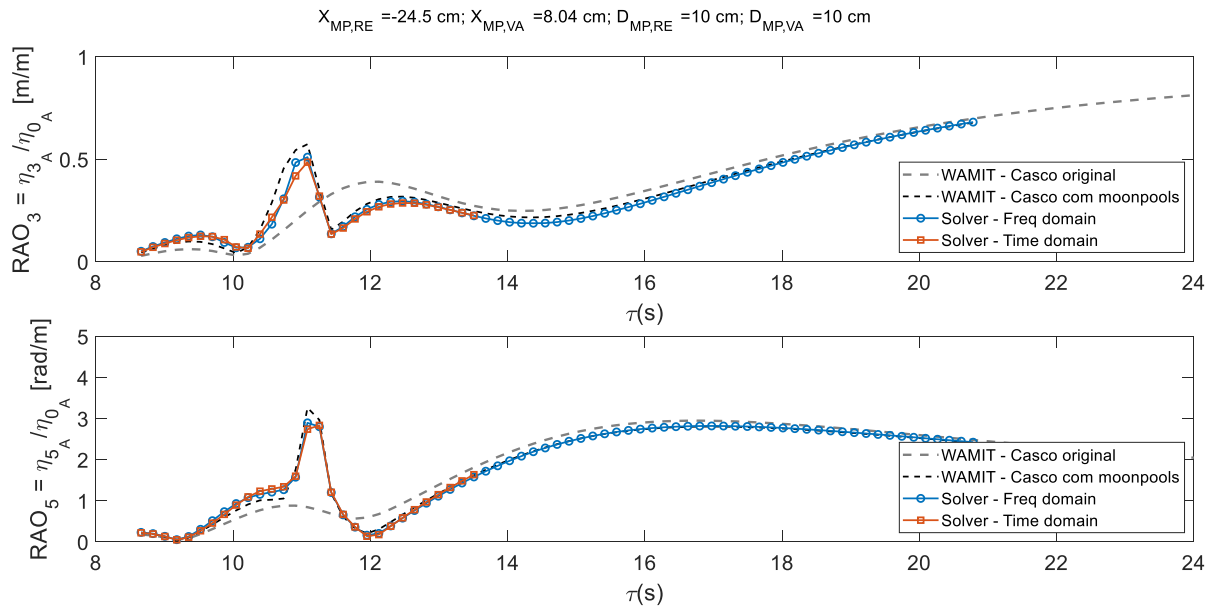


Figura B. E.25 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 13

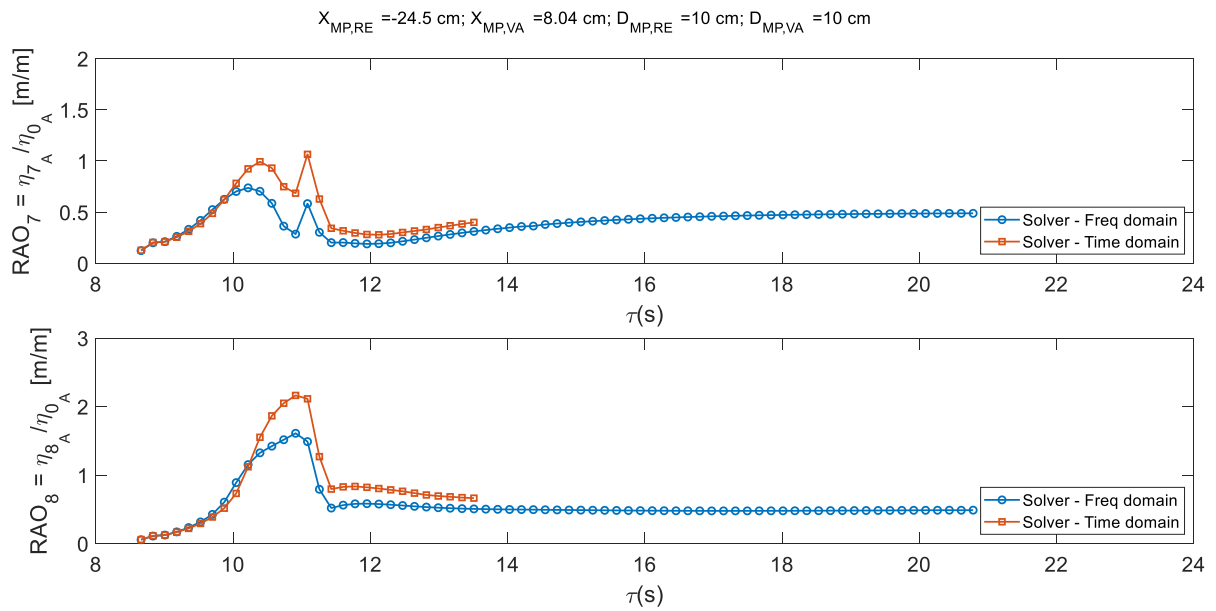


Figura E.26 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 13

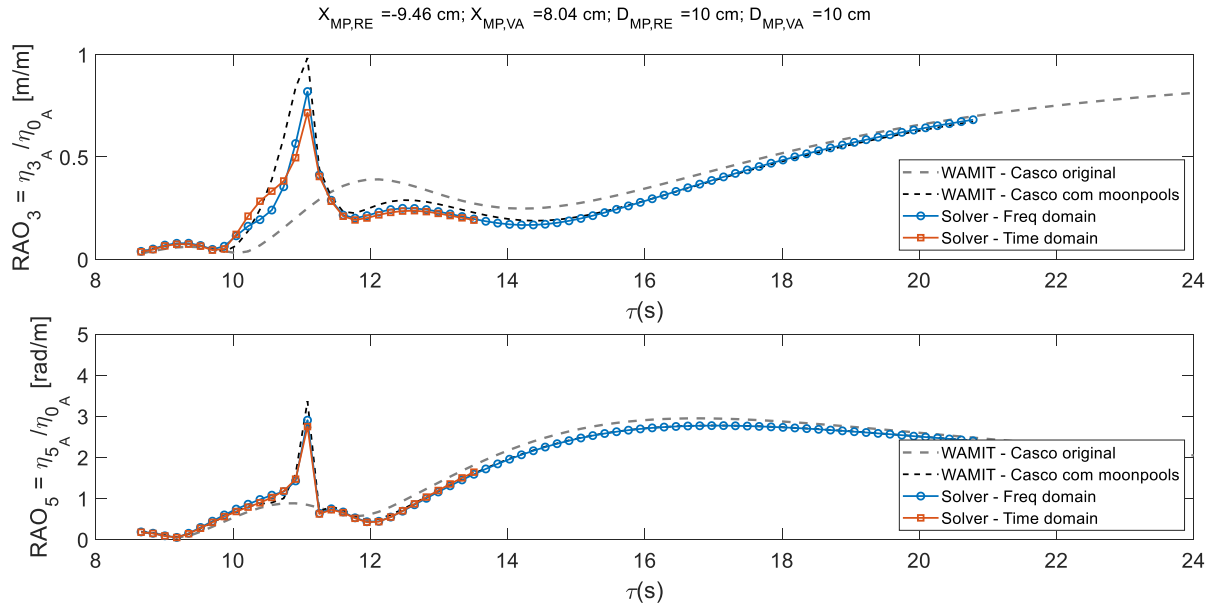


Figura E.27 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 14

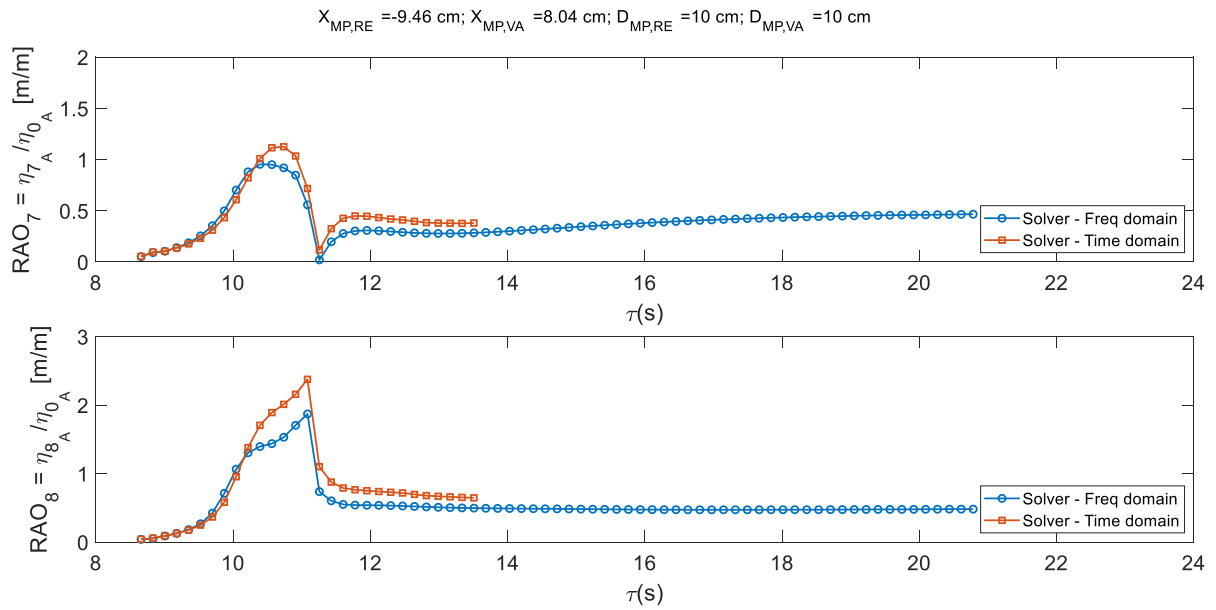


Figura E.28– RAO_7 e RAO_8 – Caso 14

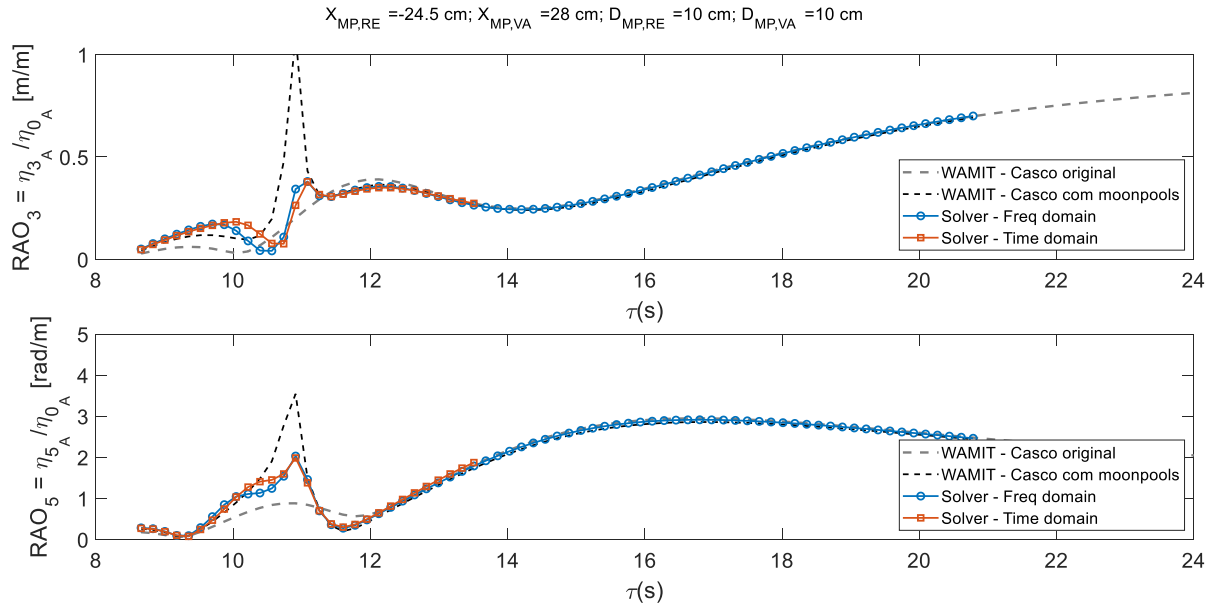


Figura E.29 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 15

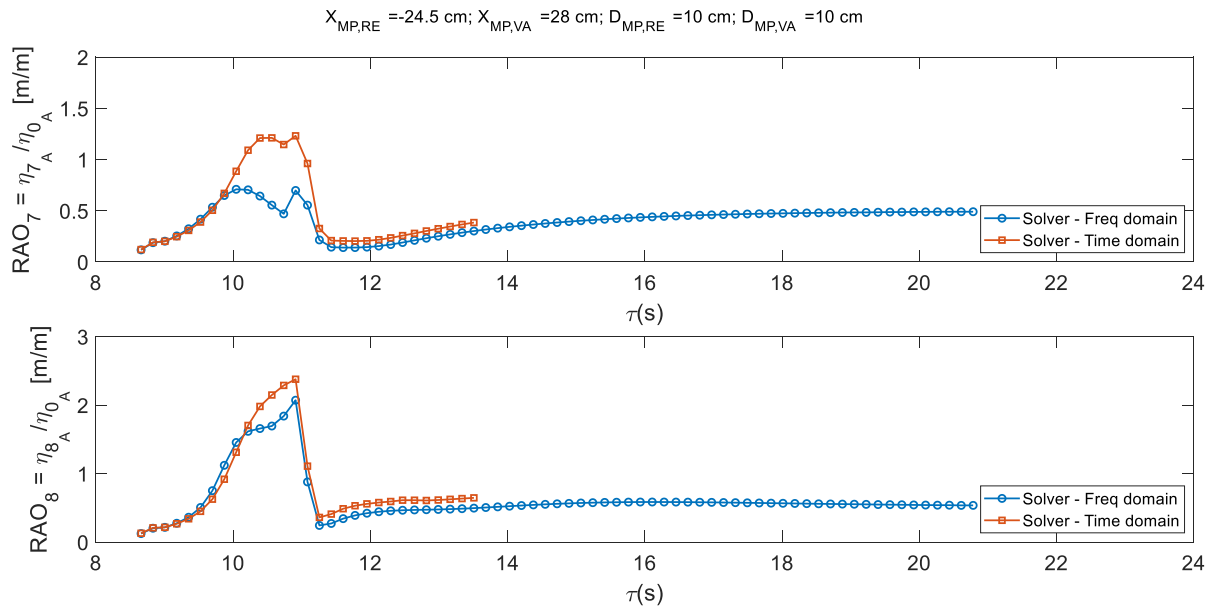


Figura E.30– RAO_7 e RAO_8 – Caso 15

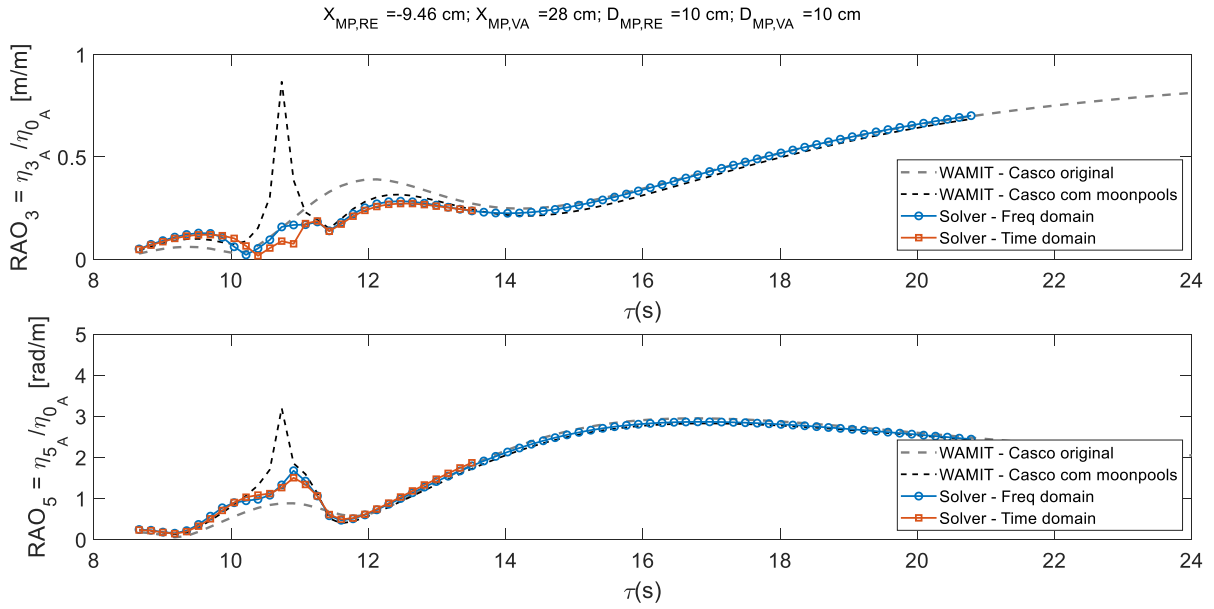


Figura E.31 – RAO_3 e RAO_5 – Caso 16

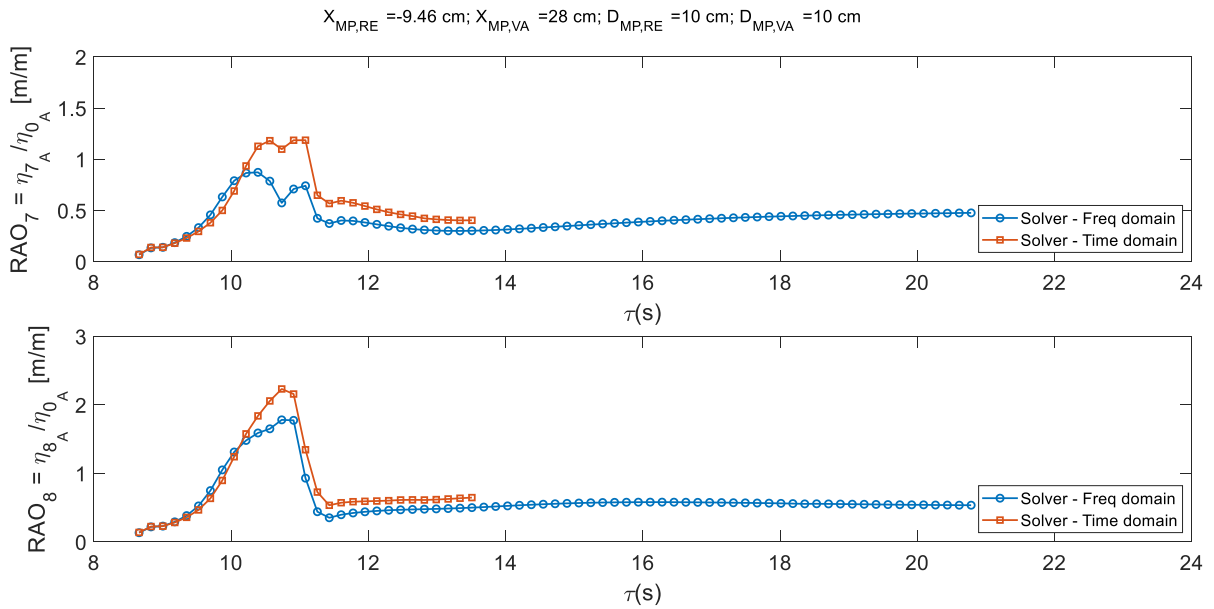


Figura E.32 – RAO_7 e RAO_8 – Caso 16

