



ANÁLISE DE COMPORTAMENTO NO MAR PARA UM NAVIO ESCOLTA MODULAR EMPREGANDO SUA RAMPA DE POPA

Roberto da Silva Junior

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: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Rio de Janeiro

Agosto de 2023

ANÁLISE DE COMPORTAMENTO NO MAR PARA UM NAVIO ESCOLTA MODULAR
EMPREGANDO SUA RAMPA DE POPA

Roberto da Silva Junior

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

Orientador: Prof. Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Aprovada por: Prof. Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Prof. Sergio Hamilton Sphaier

Prof. Carl Horst Albrecht

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

AGOSTO DE 2023

Junior, Roberto da Silva

Análise de Comportamento no Mar para um Navio Escolta Modular
Empregando sua Rampa de Popa / Roberto da Silva Junior – Rio de
Janeiro: UFRJ/COPPE, 2023.

XXI, 149p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia
Oceânica, 2023.

Referências Bibliográficas: p. 87-89.

1. Carregamentos e movimentos induzidos por ondas. 2.Sloshing.
3. Comportamento no mar. 4. Mar irregular. I. Esperança, Paulo de
Tarso Themistocles. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro,
COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Dedico este trabalho a meus pais, Roberto da Silva e Maria Auxiliadora, que sempre estiveram ao meu lado, para se alegrar comigo nos meus momentos de conquista, e fornecer todo o apoio necessário durante as etapas mais difíceis de minha jornada.

Agradecimentos

Ao término deste trabalho, não poderia deixar de externar minha gratidão por todo apoio recebido e demonstrado ao longo de seu desenvolvimento.

Primeiramente, sou grato a Deus por ter me concedido esta rica oportunidade de cursar em uma das instituições mais conceituadas deste país, e por ter me agraciado com saúde e bom ânimo para o cumprimento de todas as etapas desta Dissertação.

Agradeço à Marinha do Brasil, por ter me confiado esta tarefa e pela motivação em executá-la da melhor maneira possível.

Sou grato a meu orientador, Prof. Paulo de Tarso, por sua paciência, motivação e por estar sempre disposto a contribuir com meu desenvolvimento na área de pesquisa relacionada ao tema desta Dissertação.

À equipe do LabOceano, agradeço por ter me disponibilizado suas instalações e recursos, os quais foram essenciais para o desenvolvimento do trabalho.

Por fim, agradeço ao apoio fornecido por meus pais, que sempre estiveram ao meu lado me orientando com suas palavras de sabedoria.

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

ANÁLISE DE COMPORTAMENTO NO MAR PARA UM NAVIO ESCOLTA MODULAR EMPREGANDO SUA RAMPA DE POPA

Roberto da Silva junior

agosto/2023

Orientador: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Programa: Engenharia Oceânica

O emprego de sistemas de implantação de embarcações orgânicas por rampa de popa tem substituído os tradicionais métodos de lançamento/recuperação por turcos laterais em navios escolta de diversas marinhas. No entanto, há limitações de estudos que investigam a influência de carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre as embarcações que empregam tal recurso, dificultando os projetos de rampa que sejam ideais. Portanto, o presente estudo tem como propósito identificar as principais mudanças de desempenho em comportamento no mar sofridas por um navio escolta quando este emprega sua rampa em operações que envolvem lançamento/recuperação de veículos orgânicos. Para isso, foi realizada uma análise comparativa de *seakeeping* considerando as condições de um navio operando e não operando a rampa. O estudo assumiu o casco com velocidade nula e a análise foi feita para sete incidências de onda. Resultados mostraram que variações na resposta de movimento do navio, oriundas do uso da rampa, foram motivadas por perturbações sofridas nos termos de massa adicional e amortecimento, e que tal recurso é recomendável para ser empregado em mares de popa. Sendo assim, a abordagem utilizada nesta dissertação mostra a significância da influência dos coeficientes hidrodinâmicos no desempenho em comportamento no mar de um navio escolta e na seleção de seu rumo ideal para operar com uma rampa de popa.

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

SEAKEEPING ANALYSIS FOR A MODULAR ESCORT SHIP USING ITS STERN
RAMP

Roberto da Silva Junior

August/2023

Advisor: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Department: Ocean Engineering

The use of organic vessels deployment systems by stern ramp has replaced the traditional launch/recovery methods by lateral davits on escort ships in several navies. However, there are limitations of studies that investigate the influence of wave induced loads and motions of ships that use this resource, thus hindering ideal ramp designs. Therefore, the present study aims to identify the main seakeeping changes suffered by an escort ship when it uses its stern ramp during operations involving launch/recovery of organic vehicles. For this, a comparative seakeeping analysis was carried out considering the conditions of a ship operating and not operating the ramp. The study was carried out assuming the hull with zero speed, and the analysis was carried out for seven wave incidences. Results showed that variations in the ship motion response, resulting from the use of the ramp, were motivated by disturbances suffered at the terms of additional mass and damping, and that is recommended operating the ramp during following seas. Therefore, the approach used in this dissertation shows great significance of the influence of the hydrodynamic coefficients in the seakeeping of this type of ship and in the selection of its ideal heading to operate with the stern ramp.

SUMÁRIO

1. Introdução.....	1
1.1. Contextualização.....	1
1.2. Motivação e Propósito do Estudo.....	2
1.3. Principais objetivos a serem alcançados.....	4
2. Revisão bibliográfica.....	6
2.1. Carregamentos e movimentos induzidos por ondas.....	6
2.2. Emprego da rampa de popa em navios escolta.....	7
2.3. Análises de <i>Seakeeping</i>	8
3. Metodologia.....	10
3.1. Modelagem matemática.....	10
3.1.1. Suposições básicas.....	10
3.1.2. Condições ambientais.....	11
3.1.2.1. Aspectos da Teoria Linear para ondas regulares.....	12
3.1.3. Considerações sobre efeitos de vento e corrente.....	13
3.2. Carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre o navio.....	13
3.2.1. Resposta em ondas regulares.....	14
3.3. Seleção da forma do casco.....	14
3.4. Projeto da rampa de popa.....	16
3.4.1. Aspectos do arranjo da rampa de popa.....	16
3.4.1.1. Principais elementos de um sistema de rampa de popa.....	18
3.4.2. Compilação de parâmetros de projeto e dados operacionais.....	21
3.5. Geração da malha.....	23
3.5.1. Discretização da malha e verificação do seu grau de convergência.....	24
3.5.1.1. Análise da malha gerada a partir do casco selecionado: condição totalmente estanque.....	27
3.5.1.2. Análise da malha gerada a partir do casco selecionado: condição de emprego da rampa de popa.....	30
3.6. Estudo do desempenho em comportamento no mar (<i>Seakeeping</i>).....	33
3.6.1. Cálculo do período natural para os modos ressonantes.....	36
4. Análise dos resultados.....	39
4.1. Coeficientes de Massa Adicional e Amortecimento.....	39
4.2. Forças e momentos de excitação induzidos por ondas e respostas de movimento (RAO)	49
4.2.1. Respostas em <i>Surge</i>	50

4.2.2. Respostas em <i>Sway</i>	56
4.2.3. Respostas em <i>Heave</i>	57
4.2.4. Respostas em <i>Roll</i>	63
4.2.5. Respostas em <i>Pitch</i>	68
4.3. Verificação do limite de estado de mar para avaliação do emprego da rampa de popa.....	73
4.3.1. Respostas para mar irregular.....	74
5. Considerações finais.....	81
5.1. Conclusão e interpretação dos resultados.....	82
5.2. Trabalhos futuros.....	85
6. Referências bibliográficas.....	87
APÊNDICE A – Modelagem matemática e condições ambientais (condições de contorno)	
APÊNDICE B – Carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre o navio (abordagem teórica)	
APÊNDICE C – Plano de balizas e parâmetros de forma do casco selecionado	
APÊNDICE D – Projeto da rampa de popa (abordagem teórica)	
APÊNDICE E – Metodologia para discretização da malha e verificação do seu grau de convergência (Etapa Inicial: Análise a partir de corpo de geometria analítica)	
APÊNDICE F – Códigos WAMIT (Testes para discretização da malha)	
APÊNDICE G – Códigos WAMIT (Estudo de desempenho em comportamento no mar)	
APÊNDICE H – Curvas de desempenho em comportamento no mar – Respostas para ondas regulares (Amplitude de excitação induzida por ondas e RAO)	

Lista de Figuras

Figura 1 – Exemplos de “ <i>Multimission Bay</i> ”. À esquerda, adaptada para operação de combate à pirataria e, à direita, ações de Ajuda Humanitária.....	2
Figura 2 – Modelo de arranjo de uma “ <i>Multimission Bay</i> ” empregado na Classe <i>Freedom</i>	2
Figura 3 – Modelo de arranjo de uma “ <i>Multimission Bay</i> ” empregado na Classe <i>Independence</i>	3
Figura 4 – Recolhimento de embarcação auxiliar através de sistema de rampa de popa em um LCS Classe <i>Freedom</i>	3
Figura 5 – Alagamento na região da rampa de popa por ocasião de abertura da porta de acesso ao mar.....	4
Figura 6 – Forma de casco selecionada para o navio escolta modular.....	15
Figura 7 – Modelo de arranjo para uma rampa de popa inclinada e articulada empregada por navio da Guarda Costeira Canadense, suportando veículo orgânico sobre trilhos tubulares.....	17
Figura 8 – Modelo de configuração de porta de acesso ao mar articulada para as laterais empregado por LCS <i>Freedom</i> da marinha norte americana.....	17
Figura 9 – Ilustração representando profundidade da soleira de uma rampa de popa e sua extensão abaixo da linha d`água durante a recuperação de uma embarcação orgânica.....	18
Figura 10 – Modelo de trilhos longitudinais tubulares empregados para o acesso de veículos orgânicos à rampa de popa a bordo de navio escolta do tipo LCS <i>Freedom</i> da marinha norte americana.....	19
Figura 11 – Ilustração de problema de interferência gerado por convés imediatamente acima da estação de operação da rampa.....	20
Figura 12 – Modelagem da rampa de popa e da abertura de acesso ao mar no casco selecionado.....	22
Figura 13 – Superfície média molhada de embarcação em formato de caixa utilizada em teste inicial para verificar principais parâmetros a serem incluídos nos arquivos de entrada do WAMIT.....	26

Figura 14 – Superfície média molhada do casco selecionado para o estudo em sua condição totalmente estanque.....	26
Figura 15 – Superfície média molhada do casco na condição em que a porta de acesso ao mar encontra-se aberta para emprego da rampa de popa.....	27
Figura 16 – Vista em perspectiva da metade da superfície molhada média do casco e sua respectiva malha para a condição estanque.	28
Figura 17 – Posição do casco em relação ao sistema de coordenadas adotado pelo WAMIT a fim de representar a direção de propagação das ondas incidentes.....	28
Figura 18 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em <i>sway</i> , <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> considerando o casco em sua condição totalmente estanque.	30
Figura 19 – Vista em perspectiva da superfície molhada média do casco com a superfície da rampa de popa completamente alagada.....	31
Figura 20 – Vista em perspectiva da metade da superfície molhada média do casco selecionado e sua respectiva malha para a condição de emprego da rampa de popa.....	31
Figura 21 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em <i>sway</i> , <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> considerando o casco na condição de emprego da rampa de popa.....	33
Figura 22 – Definição das incidências de onda a partir das quais são obtidas respostas de <i>Seakeeping</i> para as condições estanque e de emprego da rampa de popa.....	36
Figura 23 – Comparação entre as curvas dos coeficientes de massa adicional e amortecimento para os movimentos de <i>surge</i> , <i>sway</i> , <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> nas duas condições de operação propostas.....	40
Figura 24 – Seção retangular submersa com águas rasas de profundidade h sobre sua face superior.....	41
Figura 25 – Perfis de oscilação da superfície livre de ondas estacionárias para os quatro primeiros modos considerando estruturas com suas faces laterais total e parcialmente fechadas, base retangular e profundidade uniforme.....	43
Figura 26 – Distribuição das componentes de velocidade para partículas de água em uma onda estacionária.....	44

Figura 27 – Descrição do tipo de base recipiente utilizada para o cálculo do período correspondente ao modo fundamental das oscilações no interior da rampa de popa....	45
Figura 28 – Desenho ilustrativo descrevendo os principais parâmetros geométricos da rampa de popa e sua profundidade de soleira (média e máxima).....	46
Figura 29 – Trajetórias das partículas de água em ondas progressivas para diferentes profundidades relativas.....	48
Figura 30 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i>	51
Figura 31 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i> : faixa de 4,5 a 5,5 segundos e incidências de 0°, 30° e 60°.....	52
Figura 32 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento desacoplado de <i>surge</i> : faixa de 4 a 6 segundos.....	52
Figura 33 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i> : faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 0°, 30° e 60°, e de 120°, 150° e 180°.....	53
Figura 34 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i> : faixa de 7 a 9 segundos.....	54
Figura 35 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i> : faixa de 17 a 19 segundos. As curvas para $\beta=90^\circ$ não estão representadas pelo fato desta incidência não influenciar a resposta de movimento de forma significativa.....	55
Figura 36 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>surge</i> : faixa de 17 a 19 segundos.....	55
Figura 37 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa	

de popa durante o movimento de <i>sway</i> . As curvas para $\beta=0^\circ$ e 180° não estão representadas pelo fato destas incidências não influenciarem a resposta de movimento.....	56
Figura 38 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i>	58
Figura 39 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 3 a 6 segundos, incidências de 60° , 90° e 120°	58
Figura 40 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : ocorrência de ressonância na faixa de 4,5 a 6,5 segundos, incidências de 150° e 180°	59
Figura 41 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 6,5 a 9,5 segundos.....	60
Figura 42 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 0° , 30° , 120° , 150° e 180°	61
Figura 43 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 60° e 90°	61
Figura 44 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 16 a 20 segundos.....	62
Figura 45 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>heave</i> : faixa de 16,5 a 19 segundos, incidências de 0° , 30° , 150° e 180°	62

Figura 46 – Comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento ilustrando o acoplamento entre os movimentos de <i>sway</i> e <i>roll</i> nas duas condições de operação propostas.....	64
Figura 47 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>roll</i> . As curvas para $\beta=0^\circ$ e 180° não estão representadas pelo fato destas incidências não influenciarem a resposta de movimento.....	65
Figura 48 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>roll</i> : Ocorrência de ressonância na faixa de 3,5 a 6,5 segundos, incidências de 30° , 60° , 120° e 150°	66
Figura 49 – Comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>roll</i> para mares de través (90°). Ocorrência de ressonância na faixa de 4 a 6 segundos.....	66
Figura 50 – Discretização do comportamento da resposta de movimento do navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>roll</i> : faixa de 6 a 8,5 segundos, incidências de 30° , 60° , 120° e 150°	67
Figura 51 – Discretização do comportamento do coeficiente de massa adicional nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>roll</i> : faixa de 6 a 9 segundos.....	68
Figura 52 – Comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento ilustrando o acoplamento entre os movimentos de <i>heave</i> e <i>pitch</i> nas duas condições de operação propostas.....	68
Figura 53 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>pitch</i>	69
Figura 54 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>pitch</i> : faixa de 3 a 6 segundos.	70

Figura 55 – Discretização do comportamento da resposta de movimento do navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>pitch</i> : faixa de 6 a 10 segundos, incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°.....	71
Figura 56 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>pitch</i> : faixa de 17 a 19 segundos, incidências de 0°, 30°, 150° e 180°.....	72
Figura 57 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de <i>pitch</i> : faixa de 16 a 20 segundos.....	72
Figura 58 – Espectro de onda para os estados de mar 4, 5 e 6 em região do Atlântico Sul.....	76
Figura 59 – Valores SSA para estados de mar 4, 5 e 6: movimentos de <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i>	79
Figura 60 – Definição de sistema de coordenadas, modos de movimento de corpo rígido e direção de propagação das ondas. <i>U</i> corresponde à velocidade de avanço do navio.....	93
Figura 61 - Ilustração da “ <i>Strip Theory</i> ” para navios.....	96
Figura 62 – Plano de balizas para modelo da Série AMECRC.....	107
Figura 63 – Exemplo de arranjo ilustrando os dois ambientes de uma “ <i>Multimission Bay</i> ”: um espaço destinado ao embarque das funcionalidades das missões e adjacente a ele, a estação de emprego da rampa de popa.....	109
Figura 64 – Exemplo ilustrativo de uma embarcação inflável de casco rígido (RHIB)..	111
Figura 65 – Efeito do arranjo de uma rampa de popa em sua operabilidade (ensaio de modelos).....	115
Figura 66 – Ilustração representando um momento do efeito de movimento vertical relativo no peitoril da rampa de popa.....	119
Figura 67 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata a 5 nós de velocidade, considerando todos os critérios de operação.....	124
Figura 68 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de <i>roll</i>	124

Figura 69 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de <i>pitch</i> .	125
Figura 70 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de <i>sway</i> na popa.	125
Figura 71 – Operabilidade de rampa de popa: fragata a 5 nós de velocidade, considerando o critério de disponibilidade de rampa para uma faixa de valores de profundidade da soleira.	125
Figura 72 – Ilustração das malhas compostas por 20 e 416 painéis geradas a partir de estrutura com forma de caixa.	127
Figura 73 – Sistema de coordenadas adotado pelo WAMIT para representar direção de propagação das ondas incidentes.	128
Figura 74 – Comparação das curvas de forças de excitação induzidas por ondas para os movimentos de corpo rígido em <i>sway</i> , <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> obtidas a partir de ambas as malhas através das relações de Haskind e do potencial de difração (estrutura de geometria analítica).	131
Figura 75 – Metade da superfície média molhada de embarcação em forma de caixa utilizada em teste para verificar influência da simetria lateral e sua respectiva malha.	132
Figura 76 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em <i>sway</i> , <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> considerando a influência da simetria lateral (estrutura de geometria analítica).	135
Figura 77 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em <i>surge</i> e <i>yaw</i> considerando a influência da simetria lateral (estrutura de geometria analítica).	136

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Resumo dos principais parâmetros do casco selecionado.....	15
Tabela 2 – Resumo dos principais parâmetros adotados para o projeto e emprego da rampa de popa em uma operação de lançamento/recuperação de embarcação orgânica.....	21
Tabela 3 – Principais parâmetros operacionais e geométricos relacionados ao veículo orgânico utilizado em operações que envolvem o emprego da rampa de popa projetada.....	22
Tabela 4 – Resultados para os coeficientes de volume: casco na condição estanque.....	29
Tabela 5 – Amplitude de Excitação sobre superfície média molhada do casco (condição estanque, valores adimensionalizados).....	29
Tabela 6 – Resultados para os coeficientes de volume: casco na condição de emprego da rampa de popa.....	32
Tabela 7 – Amplitude de excitação sobre superfície média molhada do casco (condição de emprego da rampa, valores adimensionalizados).....	32
Tabela 8 – Alterações sofridas pelas propriedades hidrostáticas do casco devido ao emprego da rampa de popa.....	34
Tabela 9 – Alterações nos coeficientes de restauração hidrostática do casco para os movimentos desacoplados de <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i> ocorridas devido ao emprego da rampa de popa.....	37
Tabela 10 – Valores de períodos naturais para os movimentos ressonantes (desacoplados) de <i>heave</i> , <i>roll</i> e <i>pitch</i>	38
Tabela 11 – Modos de oscilação da superfície livre (razão dos modos).....	46
Tabela 12 – Valores dos períodos naturais para os modos ressonantes da superfície livre da água armazenada sobre a rampa de popa.....	47
Tabela 13 – Coeficientes de restauração hidrostática considerando os movimentos acoplados de <i>heave</i> e <i>pitch</i> (valores adimensionalizados).....	69

Tabela 14 – Critérios limites para movimentos do navio induzidos por ondas aplicados por ocasião do emprego da rampa de popa em operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos.....	74
Tabela 15 – Estatística anual de estados de mar para o Atlântico Sul.....	74
Tabela 16 – Parâmetros de espectro de onda.....	75
Tabela 17 – Amplitude Significativa do movimento de <i>heave</i> do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.....	78
Tabela 18 – Amplitude Significativa do movimento de <i>roll</i> do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.	78
Tabela 19 – Amplitude Significativa do movimento de <i>pitch</i> do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.....	78
Tabela 20 – Resultados de aplicação dos critérios de movimento de <i>roll</i> e <i>pitch</i> do navio escolta requeridos para o emprego da rampa de popa.....	80
Tabela 21 – Influência das incidências de onda sobre as variações ocorridas nas respostas de movimento correspondentes aos modos de <i>surge</i> , <i>heave</i> e <i>pitch</i> por conta do emprego da rampa de popa em um ambiente de ondas regulares.....	83
Tabela 22 – Influência das incidências de onda sobre a grandeza da amplitude de movimento dos modos de <i>sway</i> e <i>roll</i> por conta do emprego da rampa de popa.....	84
Tabela 23 – Condições operacionais do ambiente e do navio escolta para emprego da rampa de popa navegando com velocidade de avanço.....	86
Tabela 24 – Parâmetros de forma comuns a todos os modelos da Série AMECRC....	107
Tabela 25 – Comparação entre os parâmetros de forma das séries AMECRC e NSMB e os do modelo principal (<i>Parent Model</i>), compartilhado entre elas.....	107
Tabela 26 – Principais efeitos hidrodinâmicos sobre um sistema de rampa de popa...	113
Tabela 27 – Critérios limites para movimentos por ocasião do emprego de turco lateral em operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos.....	117
Tabela 28 – Critérios limites para disponibilidade da rampa de popa.....	118
Tabela 29 – Valores limitantes de aceleração máxima induzida na embarcação orgânica.....	121

Tabela 30 – Valores limitantes para o movimento vertical relativo na entrada da rampa (rms).....	122
Tabela 31 – Valores limitantes para movimento de sway na popa do navio escolta, aplicados ao critério de manobrabilidade da embarcação orgânica.....	122
Tabela 32 – Resumo dos critérios operacionais aplicados a rampa de popa de navio escolta com porte de fragata.	123
Tabela 33 – Resultados para os coeficientes de volume: malhas de 20 e 416 painéis.....	128
Tabela 34 – Amplitude de excitação para malha de 20 painéis (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados)	129
Tabela 35 – Amplitude de excitação para malha de 416 painéis (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados).....	130
Tabela 36 – Resultados para os coeficientes de volume: malha de 208 painéis (com simetria).....	133
Tabela 37 – Amplitude de excitação para malha de maior densidade considerando sua simetria (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados).....	134

Nomenclatura

Símbolos

A	Amplitude da onda
g	Aceleração da gravidade
X_i	Amplitude de excitação induzida por onda para o movimento de corpo rígido i
ξ_i	Amplitude de movimento para o movimento de corpo rígido i
$H_{1/3}$	Altura significativa média
A_{WP}	Área da superfície de linha d'água
A_{ij}	Coefficiente de massa adicional
B_{ij}	Coefficiente de amortecimento
C_{ij}	Coefficiente de restauração hidrostática
λ	Comprimento de onda
$S_\zeta(\omega)$	Espectro da onda
$S_z(\omega)$	Espectro de resposta
ω	Frequência de oscilação da onda
β	Incidência da onda
k	Número de onda
ρ	Massa específica
n	Modo natural
T_0	Período fundamental
T_1	Período médio
T_m	Período modal
T_n	Período natural
φ_D	Potencial de difração

φ_i	Potencial de onda incidente
S_b	Superfície média molhada
m_0	Variância do movimento
C_g	Velocidade de grupo

Abreviaturas e siglas

LCS	Littoral Combat Ship
PTO	Percent time operability
RHIB	Rigid-hulled inflatable boat
SSA	Single significant amplitude
RAO	Response Amplitude Operator
RMS	Root Mean Square

1. Introdução

1.1. Contextualização

O crescente emprego de navios escolta em tarefas características de tempo de paz tem despertado a necessidade do projeto de embarcações cada vez mais eficientes e capazes de atuar em diferentes cenários simultaneamente. Neste aspecto, tem sido frequentes missões que envolvem ajuda humanitária por conta de catástrofes naturais, e operações de patrulha naval que visam o combate à pirataria e às ações terroristas. Diante de tais demandas, RANDLES [1] destaca a necessidade de aquisição ou o projeto de navios com capacidade de reação a tais situações (atuais e futuras) e às mudanças no comportamento de seus possíveis adversários. Isso também corrobora para que um modelo escolta seja operacionalmente adaptável, de maneira a atuar em diferentes cenários, e possua flexibilidade no embarque de funcionalidades que variam de acordo com as tarefas determinadas, o que inclui equipamentos específicos para as missões supracitadas, tais como lanchas de ação rápida e containers adaptáveis para alocarem vítimas de desastres naturais ou até mesmo prisioneiros oriundos das ações de patrulha naval.

A necessidade de algumas marinhas do mundo em atender a essa variedade de tarefas de maneira simultânea e eficiente, tem feito com que seus navios escolta adotem o conceito de Modularidade em seus projetos. Segundo HOOGENBOOM *et al.* [2], tal conceito pode ser empregado em diferentes áreas (por exemplo, na construção civil e no desenvolvimento de softwares) e, no que diz respeito à aplicação naval, ele pode representar uma solução de interesse para uma gama de desafios que são previamente identificados. HOOGENBOOM *et al.* [2] também afirmam que o fato de a grande maioria das marinhas ocidentais estarem lidando com orçamentos reduzidos faz com que o acompanhamento dos novos avanços tecnológicos resultem em frotas menores, conflitando com a necessidade de mais navios em operação. Além disso, tais meios tendem a ser planejados de forma que possuam maior vida útil, aumentando, assim, a necessidade de serem cada vez mais flexíveis e adaptáveis. Por fim, visto que custos com pessoal (que compõem grande parte do ciclo de vida desses meios) e gastos com homem-hora para operações e tarefas de manutenção precisam ser minimizados, em resumo, a Modularidade busca proporcionar maior adaptabilidade e menores custos de ciclo de vida a uma embarcação.

1.2. Motivação e Propósito do Estudo

Em projetos de navios escolta que empregam a Modularidade é comum a existência de um convés multipropósito conhecido como “*Multimission Bay*” [2], o qual é localizado em alguma extensão longitudinal (geralmente abaixo do convôo), conforme mostra a Figura 1 a seguir. Na maioria dessas embarcações é nesse compartimento que estão alocadas as diversas funcionalidades empregadas de acordo com a missão para a qual elas são designadas, tornando-as, assim, uma plataforma mais eficiente e flexível.

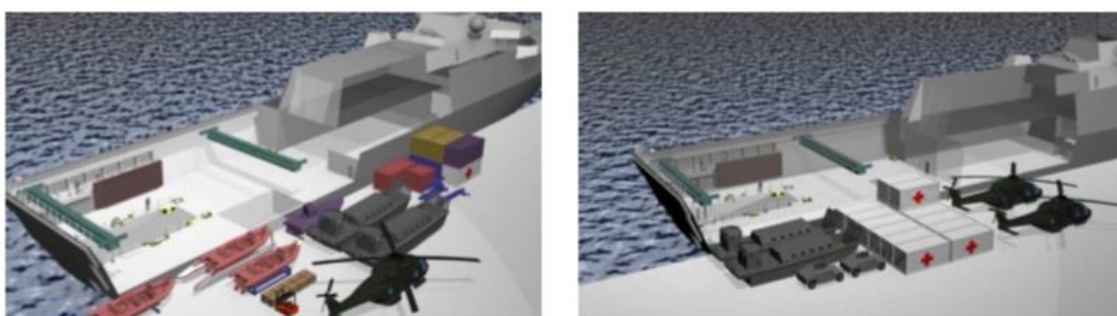


Figura 1 – Exemplos de “*Multimission Bay*”. À esquerda, adaptada para operação de combate à pirataria e, à direita, ações de ajuda humanitária.

Fonte: Damen Schelde Naval Shipbuilding (DSNS).

Exemplos de meios que aplicam tal conceito são os modelos *Littoral Combat Ship* (LCS) da marinha norte americana, que se subdividem entre as classes *Freedom* e *Independence* [3]. Ambas adotam o padrão de “*Multimission Bay*” posicionada a ré e abaixo do convôo, onde ficam distribuídas as funcionalidades correspondentes às missões a serem executadas, conforme ilustram as figuras 2 e 3 abaixo.

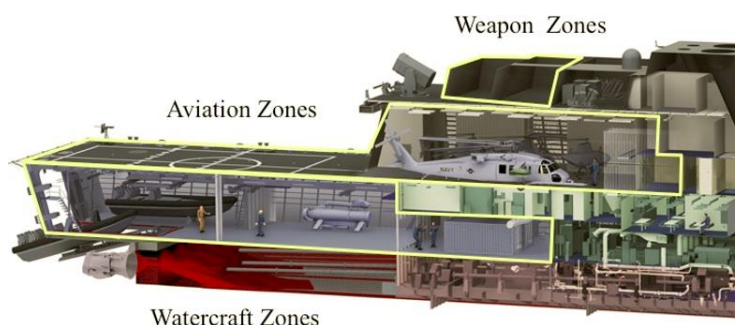


Figura 2 – Modelo de arranjo de uma “*Multimission Bay*” empregado na Classe *Freedom*.

Fonte: Johnson (2012).

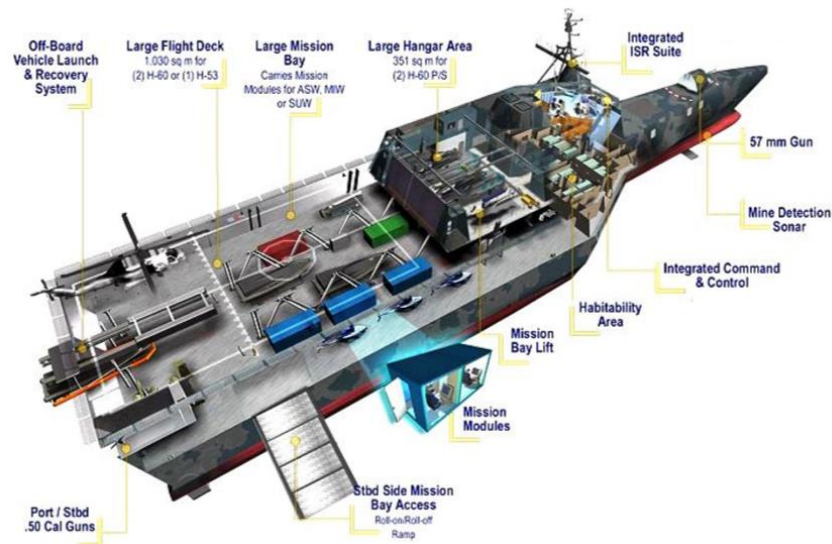


Figura 3 – Modelo de arranjo de uma “Multimission Bay” empregado na Classe Independence.

Fonte: Gouré (2006).

Além disso, especificamente os modelos da Classe *Freedom* contam com uma porta que fornece abertura para o mar na região do espelho de popa, de onde podem ser feitas operações de lançamento e recuperação de veículos orgânicos através de um sistema composto por uma rampa de acesso [4], como mostra a Figura 4.

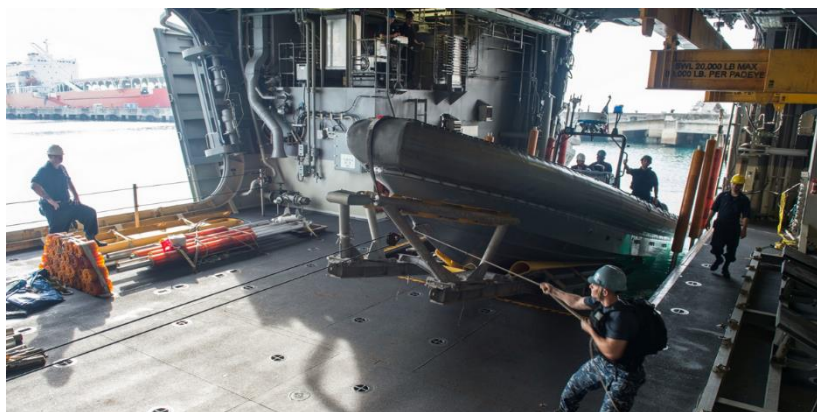


Figura 4 – Recolhimento de embarcação auxiliar através de sistema de rampa de popa em um LCS Classe Freedom.

Fonte: Johnson (2012).

No entanto, no que diz respeito ao lançamento e à recuperação de embarcações orgânicas em operações que envolvem o transporte de tropas (por exemplo, em ações de combate à pirataria), por ocasião da abertura de tal porta, dependendo do nível de

estado de mar no ambiente operacional, torna-se possível o embarque de água no convés da *Multimission Bay* (mais especificamente na área ao redor da superfície da rampa), o que pode resultar mudanças nas respostas de comportamento no mar do navio escolta e, de certa forma, elevar o risco da tripulação atuando nas adjacências da rampa, conforme ilustrado na Figura 5 abaixo.



Figura 5 – Alagamento na região da rampa de popa por ocasião de abertura da porta de acesso ao mar.

Fonte: Johnson (2012).

Face ao exposto, este estudo tem o propósito de avaliar mudanças relacionadas ao desempenho em comportamento no mar (*Seakeeping*) sofridas por um navio escolta modular devido ao emprego de sua rampa de popa, comparando-as com a condição na qual ele se encontra estanque, ou seja, com a porta de acesso ao mar totalmente fechada. Além disso, o presente trabalho visa identificar o limite de estado de mar para o qual seria possível manter essa porta aberta, de forma que seja possível avaliar a possibilidade da realização de operações que envolvem o emprego da rampa e, com isso, minimizar possíveis riscos sobre a equipe que esteja atuando no convés da *Multimission Bay*.

1.3. Principais objetivos a serem alcançados

O presente estudo tem como principal objetivo efetuar uma análise comparativa do desempenho em comportamento no mar de um navio escolta modular dotado de um sistema de implantação por rampa de popa. Para isso, é utilizado um modelo de casco

semelhante ao de um LCS Classe *Freedom* da marinha norte americana e assumida a condição de velocidade de avanço nula, tornando possível o emprego da ferramenta computacional WAMIT® para obtenção de resultados e efetuar posteriores análises considerando que o navio esteja operando nas seguintes condições:

1. Navio operando com a porta de acesso ao mar totalmente fechada (Cond. Estanque); e
2. Navio operando com a porta de acesso ao mar aberta e empregando a rampa de popa para lançamento/recuperação de embarcações orgânicas (Op. Rampa).

Além disso, observa-se certa relevância em identificar o limite de estado de mar para o qual seja possível realizar operações com a rampa de forma a prezar pela segurança da tripulação que atua em suas adjacências.

2. Revisão bibliográfica

O conhecimento sobre carregamentos e movimentos induzidos por ondas (*wave induced loads and motions*) em navios é tratado como sendo de suma importância para as análises comparativas de desempenho em comportamento no mar realizadas neste estudo, bem como na avaliação da operacionalidade de meios que empregam sistemas de implantação por rampa de popa. Sendo assim, esta seção destina-se à menção de trabalhos considerados relevantes para a dissertação, visto a contribuição que eles deram na obtenção de maiores informações sobre a influência do uso da rampa de popa sobre as respostas de *Seakeeping* de um navio escolta.

2.1. Carregamentos e movimentos induzidos por ondas

FALTINSEN [5] abordou sobre os tradicionais problemas de navios oriundos de carregamentos e movimentos induzidos pelas ondas. Particularmente, acelerações verticais e o movimento vertical relativo entre um navio e as ondas podem ser vistos como respostas importantes [5]. O primeiro pode resultar em carregamentos sobre equipamentos embarcados, o que corresponde à uma grande razão para o mal estar da tripulação, enquanto que o segundo está relacionado aos danos gerados por *Slamming* (que consiste no impacto entre o navio e a água) e pelo embarque de água no convés. Portanto, nota-se a importância de tais situações serem evitadas, visto que ambas podem culminar em danos estruturais ao navio.

Outro exemplo de problema de *Seakeeping* e *wave induced loads* mencionado por FALTINSEN [5] consiste no movimento de jogo (*Rolling*), o qual pode comprometer um navio no que diz respeito à sua operacionalidade (em manobras que envolvam operações aéreas, por exemplo). Efeitos como esse mostram a importância do emprego de estruturas específicas capazes de reduzir o movimento de jogo, tais como tanques anti jogo (*anti-roll tanks*) e outros acessórios de casco como *bilge keels*. FALTINSEN [5] também afirmou que, quando combinado à entrada de água no convés, o movimento de jogo pode resultar em tombamento da embarcação e que efeitos de ondas (*breaking waves*) também consistem em uma razão importante para isso.

Carregamentos e movimentos induzidos por ondas em navios também podem influenciar significativamente sua velocidade, a medida que esta for reduzida voluntária

ou involuntariamente [5]. Segundo FALTINSEN [5], a redução voluntária de velocidade parte da própria equipe de manobra do navio, sendo motivada pela ocorrência de intenso *Slamming*, água no convés ou grandes acelerações. Já a redução involuntária é proveniente dos efeitos de resistência adicional, causados pelas condições de onda e vento, ou por mudanças na eficiência do propulsor devido às ondas.

Diante dessas considerações, infere-se que conhecer sobre tais fenômenos é de extrema relevância para a avaliação do desempenho operacional de um navio. Neste contexto, NORDFORSK [6] discutiu uma série de critérios para movimentos de navios, os quais levam em consideração questões como segurança do casco, operação de equipamentos, proteção de cargas, além da eficiência e segurança da tripulação. Ainda sobre aspectos operacionais, são fornecidos critérios que verificam a influência de acelerações e do movimento de *roll* sobre o conforto da tripulação e seu desempenho em tarefas específicas executadas a bordo.

No que diz respeito à classificação hidrodinâmica de estruturas, FALTINSEN [5] afirmou que tanto efeitos viscosos quanto os de escoamento potencial são considerados importantes na determinação de carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre estruturas marinhas. Incluído no escoamento potencial, estão os problemas de difração das ondas e o efeito de radiação ao redor da estrutura. A fim de avaliar o quanto efeitos de viscosidade ou de diferentes tipos de potencial são importantes, FALTINSEN [5] destacou o uso das Equações de Morison e, especificamente para ondas em regime de difração, a Teoria da Difração de MCCAMY *et al.*[7].

FALTINSEN [5] também mencionou sobre as ferramentas de engenharia (tanto modelos numéricos como modelos de teste em escala) empregadas para obtenção de informações de carregamentos e movimentos induzidos por ondas em estruturas. Além disso, devido ao rápido desenvolvimento de computadores com alta capacidade de memória, modelos numéricos têm desempenhado um papel cada vez maior no cálculo de tais informações em navios e estruturas *offshore*, levando em consideração uma variedade de condições de estado de mar [5].

2.2. Emprego da rampa de popa em navios escolta

O emprego de sistemas de implantação por rampa de popa foi investigado por SHEINBERG *et al.* [8] através de um estudo realizado a bordo de nove navios (em diferentes Marinhas) com capacidade para lançamento e recuperação de embarcações de casco inflável rígido (RHIB) através da popa. Esta abordagem confirmou a relevância

de sistemas auxiliares considerados essenciais em operações que envolvam o emprego de veículos orgânicos, tais como trilhos tubulares para seu deslocamento longitudinal sobre a rampa e mecanismos de captura capazes de reduzir seu tempo de recuperação. SHEINBERG *et al.* [8] também determinaram critérios para o projeto de rampas de popa e as principais características operacionais relacionadas tanto ao navio escolta quanto à embarcação de casco inflável, de forma que fosse garantida uma maior operabilidade da rampa.

Os principais problemas envolvidos em operações de lançamento/recuperação de embarcações orgânicas por meio do emprego de rampas de popa também foram abordados por SHEINBERG *et al.* [8]. As maiores dificuldades verificadas referem-se aos efeitos causados por movimentos induzidos por ondas tanto no navio quanto no veículo orgânico, efeitos hidrodinâmicos de esteira na popa (provocados pelo navio e pela rotação do hélice) e efeitos locais no interior da rampa.

Nenhuma solução numérica foi capaz de analisar simultaneamente essas três dificuldades, impossibilitando o projeto de uma rampa ideal. Isso levou SHEINBERG *et al.* [8] a optarem por testes com modelos a fim de ser obtida uma solução que fosse capaz de cobrir da melhor forma possível todos os problemas que poderiam dificultar a operabilidade de uma rampa de popa. A partir de ensaios, foram estabelecidos critérios de projeto, os quais estão relacionados ao movimento do navio escolta, ao tempo de disponibilidade da rampa para efetuar o recebimento de uma embarcação orgânica e à capacidade desta mesma embarcação contribuir no sucesso das operações.

2.3. Análises de *Seakeeping*

No que diz respeito ao estudo dos problemas de Excitação (este, composto pelas parcelas de Froude-Krylov e Difração) e Radiação sobre navios, NEWMAN [9], através das Relações de Haskind, mostrou que forças e momentos induzidos por ondas sobre uma estrutura flutuante sem velocidade podem ser calculados a partir de sua oscilação forçada, desconsiderando ondas incidentes e, conseqüentemente, efeitos provocados pela Difração. Além disso, abordou sobre o fato do nível de amortecimento oriundo da radiação das ondas estar diretamente relacionado com a amplitude de excitação causada por ondas incidentes.

FALTINSEN *et al.* [10] discutiram a respeito dos principais efeitos de *Sloshing* em tanques de estruturas flutuantes e destacaram a importância da medição do período natural de oscilação da superfície livre do líquido neles enclausurado, de forma que

fosse possível realizar uma avaliação da severidade de tal fenômeno. Além disso, abordaram sobre a possibilidade desse efeito hidrodinâmico ocorrer em estruturas parcialmente fechadas, onde a superfície livre do líquido enclausurado possui conexão com a de um dado domínio externo.

A investigação das variações provocadas pelo acoplamento existente entre esses dois meios foi feita em um estudo elaborado por NEWMAN [11], por meio do qual foram observadas as principais perturbações no comportamento dos coeficientes hidrodinâmicos de massa adicional e amortecimento correspondentes a uma estrutura retangular cuja face superior encontrava-se coberta por um nível de águas rasas. Além disso, FALTINSEN *et al.* [10] concluíram que as referidas variações são suficientes para provocarem mudanças na resposta de movimento de um navio.

RABINOVICH [12] realizou um estudo comparativo entre os modos de oscilação da superfície livre de um líquido que foi armazenado em dois tipos de estruturas com base retangular. A primeira delas possuía todas faces laterais fechadas, e a segunda caracterizava-se por possuir uma de suas faces aberta, proporcionando conexão ao domínio externo do mar. Para tal, RABINOVICH [12] assumiu a condição de ondas estacionárias oscilando no interior dessas estruturas, considerando a situação tanto de profundidade constante quanto variável, semelhantemente à superfície de uma rampa.

Já no que diz respeito à influência de ondas progressivas, a abordagem feita por DEAN *et al.* [13] tratou sobre o fluxo de energia proveniente dessa parcela de ondas e que, de acordo com FALTINSEN *et al.* [10], não permanece totalmente acumulado no interior da estrutura, podendo ser irradiado para além de sua superfície, provocando alterações no nível de amortecimento das ondas e variações nas parcelas evanescentes que permanecem ao seu redor.

3. Metodologia

3.1. Modelagem matemática

Visto que tanto efeitos viscosos quanto aqueles relacionados ao escoamento potencial são considerados importantes no estudo de movimentos e carregamentos induzidos por ondas sobre estruturas marinhas [5], este item contém informações relacionadas à influência de ondas, que foram necessárias para avaliar tais fenômenos físicos atuando no navio em estudo. Sendo assim, uma abordagem sobre os aspectos gerais referentes a problemas da superfície livre de um escoamento fluido baseados na teoria potencial [5] é descrita a seguir e no APÊNDICE A.

3.1.1. Suposições básicas

Seguindo o método descrito por FALTINSEN [5], foram adotadas as seguintes premissas:

- i. A água do mar assumida como um líquido incompressível e invíscido;
- ii. O movimento do fluido considerado irrotacional; e
- iii. Um potencial de velocidades φ usado para descrever o vetor velocidade do fluido $\mathbf{V}(x, y, z, t) = (u, v, w)$ em um tempo t e no ponto $\mathbf{X} = (x, y, z)$ em um sistema de coordenadas cartesianas fixo no espaço. Sendo assim:

$$\mathbf{V} = \nabla\varphi \equiv \mathbf{i} \frac{\partial\varphi}{\partial x} + \mathbf{j} \frac{\partial\varphi}{\partial y} + \mathbf{k} \frac{\partial\varphi}{\partial z} \quad (3.1)$$

onde \mathbf{i} , \mathbf{j} e \mathbf{k} são os vetores unitários ao longo dos eixos x , y e z , respectivamente.

Tal potencial de velocidades não possui significado físico em si, mas é introduzido por ser conveniente na análise matemática do movimento de um fluido irrotacional [5]. Um escoamento é considerado irrotacional quando seu vetor vorticidade

$$\boldsymbol{\mu} = \nabla \times \mathbf{V} \quad (3.2)$$

for nulo em qualquer região do fluido [5] e, uma vez que a água foi assumida como incompressível (ou seja, $\nabla \cdot \mathbf{V} = 0$) o potencial de velocidades deve satisfazer a Equação de Laplace:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0 \quad (3.3)$$

O problema matemático relacionado à obtenção de um potencial de velocidades do movimento de um fluido irrotacional e incompressível corresponde à solução da Equação de Laplace considerando algumas condições de contorno no fluido, as quais estão descritas em uma abordagem teórica no APÊNDICE A.

A pressão p segue a formulação da Equação de Bernoulli [5]. Assumindo o eixo z como vertical e sentido positivo para cima, pode-se escrever:

$$p + \rho g z + \rho \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \frac{\rho}{2} \mathbf{V} \cdot \mathbf{V} = C \quad (3.4)$$

onde C corresponde a uma função arbitrária de tempo. A dependência de C em relação ao tempo é incluída no potencial de velocidades de forma que tal parâmetro se torne uma constante e possa ser relacionado com a pressão atmosférica ou do ambiente, conforme consta na abordagem sobre as condições de contorno do APÊNDICE A. A equação acima é válida para o movimento de um escoamento transiente, irrotacional e invíscido [5]. Além disso, a única força externa de corpo considerada corresponde ao campo gravitacional. Também adotou-se $z = 0$ como nível médio para a superfície livre.

3.1.2. Condições ambientais

No que diz respeito às condições do ambiente de operação, foi assumido que o navio encontra-se em uma região de águas profundas, com fundo horizontal e uma superfície livre de extensão horizontal infinita, de forma que fosse possível utilizar a teoria linear ou *Airy Theory* [5] para a propagação de ondas regulares.

3.1.2.1. Aspectos da Teoria Linear para ondas regulares

A Teoria Linear representa uma aproximação de primeira ordem para satisfazer as condições de superfície livre [5]. Sendo assim, a condição de superfície livre representada pela Equação (A.11) (ver APÊNDICE A) é então empregada junto à Equação de Laplace (3.3), e à seguinte condição de fundo:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial z} = 0 \text{ em } z = -h \quad (3.5)$$

onde h representa a profundidade no meio.

A fim de obter uma função potencial φ que descreva o escoamento de um fluido associado a uma onda regular e assumindo que o potencial de velocidades possa ser representado por um produto de funções (sendo cada uma delas dependente de apenas uma variável), é utilizado o método de “Separação de Variáveis” [5] para obter a solução da Equação de Laplace. A seguinte solução satisfaz a referida Equação

$$\varphi = e^{kz}(A \cos kx + B \sin kx) \cos(\omega t + \alpha) \quad (3.6)$$

Nela, A , B e α são constantes arbitrárias. Uma vez que foi assumida a condição de águas profundas (isto é, $h/\lambda > 0,5$, onde λ representa o comprimento de onda), as soluções que são proporcionais a e^{-kz} , $\cos kz$ e $\sin kz$ devem ser desprezadas. A partir da condição de superfície livre expressa pela Equação (A.11) (ver APÊNDICE A), obtém-se uma relação entre o número de onda k e a frequência circular ω usada na Equação (3.6), a qual consiste na Equação de Dispersão representada abaixo.

$$\frac{\omega^2}{g} = k \quad (3.7)$$

A velocidade da forma da onda (velocidade de fase c) é dada por $\frac{\omega}{k}$. Tal velocidade é diferente daquela correspondente ao fluido, obtida através da Equação (3.1). No que diz respeito à propagação de energia, a velocidade de propagação (ou

velocidade de grupo C_g), utilizada para descrever características da onda, pode ser obtida por:

$$C_g = \frac{d\omega}{dk} \quad (3.8)$$

Utilizando a Equação de Dispersão, nota-se que para a condição de águas profundas $C_g = \frac{0.5g}{\omega}$, isto é, metade da velocidade de fase. Além disso, tal parâmetro é considerado importante na obtenção da velocidade de propagação de um trem de ondas que oscila harmonicamente [5].

3.1.3. Considerações sobre efeitos de vento e corrente

Com relação a efeitos de vento e corrente, também foi assumido como suposição básica que a influência de tais parâmetros ambientais é considerada desprezível para todas as condições de operação do navio analisadas.

3.2. Carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre o navio

De acordo com FALTINSEN [5], a teoria linear permite descrever movimentos e carregamentos induzidos por ondas sobre navios. Ao considerar uma estrutura sujeita à ação de ondas incidentes com amplitude ζ_a e de pequena inclinação (ou seja, longe de quebrarem), tal teoria afirma que as amplitudes dos movimentos e carregamentos induzidos são linearmente proporcionais a ζ_a .

Para uma condição de mar irregular, a teoria linear pode ser aplicada na obtenção de resultados através da superposição dos dados de ondas regulares, isto é, seus respectivos valores de amplitude, comprimento de onda e direção de propagação [5]. Além disso, assumindo que o princípio da superposição é válido tanto para respostas verticais quanto horizontais, SALVESEN *et. al* [14] afirmam que o problema de prever os carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre navios pode ser resumido em duas situações:

- i. A previsão de movimentos e carregamentos sobre o navio estando ele sob ação de ondas regulares senoidais; e

- ii. A previsão de respostas estatísticas em um mar irregular, com base nos dados de ondas regulares.

3.2.1. Resposta em ondas regulares

Uma vez que os resultados para um mar irregular podem ser obtidos através da superposição das componentes de ondas regulares, FALTINSEN [5] afirma que (de um ponto de vista hidrodinâmico) isso é suficiente para analisar um navio, estando ele sob a ação de ondas (senoidais) regulares incidentes e de pequena inclinação. Ao assumir uma condição estacionária, efeitos transientes da condição inicial são desconsiderados, o que contribui para que os movimentos e carregamentos dinâmicos lineares no navio oscilem harmonicamente com a mesma frequência das ondas que o excitam. Logo, inicialmente adotando um ambiente de ondas regulares para o presente estudo, foram analisados os dois problemas hidrodinâmicos a seguir [5]:

A. As forças e momentos na estrutura do navio quando este se encontra fixo e sob ação de ondas incidentes. Onde os carregamentos hidrodinâmicos (*wave excitation loads*) são compostos pelas forças e momentos de Froude-Krylov e Difração; e

B. As forças e momentos na estrutura do navio quando este é forçado a oscilar na frequência de excitação da onda em algum modo de movimento de corpo rígido. Neste caso, não há ondas incidentes e os carregamentos hidrodinâmicos são identificados como termos de massa adicional, amortecimento e de restauração.

Sendo assim, devido à condição de linearidade e através da superposição, os resultados obtidos em A e B podem ser adicionados para fornecer a força hidrodinâmica total sobre o navio [5].

Uma abordagem sobre os principais conceitos envolvidos na determinação de carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre navios que foram aplicados neste trabalho encontra-se disponível no APÊNDICE B.

3.3. Seleção da forma do casco

A forma de casco selecionada para este estudo corresponde a um dos modelos da série sistemática desenvolvida pelo *Australian Maritime Cooperative Research Centre* (AMECRC). Segundo GRIGOROPOULOS [15], tal série consiste de 14 modelos que são baseados na Série NSMB [16], com a qual é compartilhado um casco principal

(*parent hull*) e cujos modelos podem ser empregados para o projeto de barcos, lanchas ou corvetas [15]. O plano de balizas desse casco, seus parâmetros de forma e principais variações em relação aos demais modelos referentes às duas séries estão listados no APÊNDICE C.

De posse desses dados e com auxílio do software Rhinoceros®, foi gerado o casco a partir do qual foram feitas as análises deste estudo. Seus principais parâmetros estão descritos na Tabela 1 a seguir.

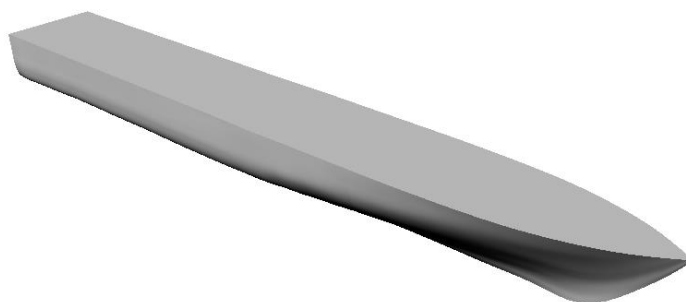


Figura 6 – Forma de casco selecionada para o navio escolta modular.

Fonte: Rhinoceros.

Tabela 1 – Resumo dos principais parâmetros do casco selecionado.

PARÂMETRO	VALOR
Comprimento	115,85 m
Boca	16,20 m
Calado	4,10 m
Volume deslocado	2.769,58 m ³
Área de linha d'água	1.272,37 m ²
Área da superfície molhada	1.579,26 m ²
Comprimento na linha d'água	106,77 m
Máxima boca na linha d'água	15,22 m

3.4. Projeto da rampa de popa

O emprego de embarcações orgânicas por navios escolta modulares tem sido algo cada vez mais frequente [2]. Além disso, a presença de um compartimento flexível (ou “*Multimission Bay*”) destinado ao armazenamento desse tipo de veículo oferece uma solução eficaz em modelos de diversas marinhas ocidentais como, por exemplo, os da classe *Littoral Combat Ship* (LCS), da marinha norte americana [4]. Nos últimos anos, os métodos de lançamento e recuperação de barcos auxiliares evoluíram do tradicional sistema de turco lateral para o emprego de rampas de acesso projetadas na popa dos navios, e cuja estação de operação é adjacente ao espaço flexível que é destinado ao embarque de funcionalidades (ou containeres) requeridas durante as missões [8].

Visando dar início ao estudo das mudanças de desempenho em comportamento no mar de um navio escolta que são oriundas do emprego de sua rampa de popa em operações que envolvem lançamento e recuperação de embarcações auxiliares, neste item foi realizada uma discretização do modelo de rampa adequado para a forma de casco selecionada, ilustrada na Figura 6. Para isso, foram utilizados parâmetros e critérios considerados essenciais para o projeto de sistemas de rampa de popa, os quais foram estabelecidos através de um trabalho realizado por SHEINBERG *et al.* [8].

Nesta etapa da dissertação, foram verificados diversos resultados de estudos feitos pela Guarda Costeira Norte Americana, os quais cobrem critérios operacionais para o emprego de rampas de popa e que foram definidos a partir de ensaios com modelos semelhantes a cascos de fragatas. O objetivo dos ensaios consistiu em estabelecer o percentual de tempo operacional (*percent time operability* ou PTO) para situações que envolvem a recuperação de embarcações orgânicas infláveis de casco rígido (RHIB) em ambientes oceânicos de águas profundas. Aspectos sobre os efeitos hidrodinâmicos considerados relevantes no projeto de uma rampa de popa, a descrição dos principais parâmetros operacionais necessários para o seu emprego, bem como dos critérios estabelecidos por SHEINBERG *et al.* [8], estão abordados de uma maneira mais detalhada no APÊNDICE D.

3.4.1. Aspectos do arranjo da rampa de popa

No que diz respeito ao arranjo da rampa, foi assumido que o casco selecionado conta com um modelo de rampa inclinada e articulada (*Sloped Hinged Ramp*), conforme ilustrado na Figura 7 a seguir.

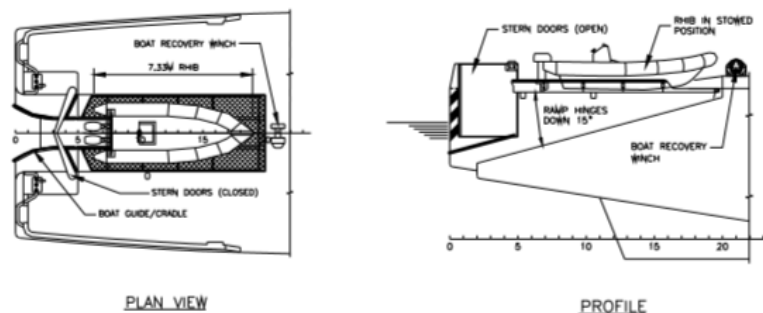


Figura 7 – Modelo de arranjo para uma rampa de popa inclinada e articulada empregada por navio da Guarda Costeira Canadense, suportando veículo orgânico sobre trilhos tubulares.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Além disso, SHEINBERG *et al.* [8] fornecem uma configuração de arranjo cuja superfície da rampa é plana e com trilhos tubulares longitudinais (ou berços) que atuam como suporte e auxiliam na centralização da embarcação orgânica durante operações de lançamento/recuperação, conforme também ilustra a Figura 7.

Outro aspecto importante nesta etapa corresponde à configuração da porta de popa responsável por manter a estanqueidade do convés da “*Multimission Bay*”, visto que a área da rampa destinada aos veículos orgânicos se estende abaixo do calado de operação do navio [17]. Neste contexto, foi adotado o recurso de porta de popa articulada para as laterais, que também é empregado pelos navios LCS Classe *Freedom* da marinha norte americana, conforme mostra a Figura 8 abaixo.



Figura 8 – Modelo de configuração de porta de acesso ao mar articulada para as laterais empregado por LCS *Freedom* da marinha norte americana.

Fonte: Poder Naval, 2017.

3.4.1.1. Principais elementos de um sistema de rampa de popa

De acordo com SHEINBERG *et al.* [8], os parâmetros a serem considerados no projeto do arranjo de uma rampa de popa são os seguintes:

- Profundidade da soleira da rampa;
- Superfície da rampa;
- Inclinação da rampa;
- Forma da abertura da rampa;
- Folgas laterais;
- Folga superior;
- Configuração da porta de popa;
- Sistema de gerenciamento de água;
- Mecanismo de captura; e
- Abas/cunha de popa.

Profundidade da soleira

Um dos fatores mais importantes na operabilidade de uma rampa de popa consiste na profundidade da soleira [8]. Conforme a Figura 9 abaixo [18], tal parâmetro corresponde à profundidade submersa na extremidade traseira da rampa. Além disso, está relacionado ao tempo disponível para recuperação de uma embarcação auxiliar.



Figura 9 – Ilustração representando profundidade da soleira de uma rampa de popa e sua extensão abaixo da linha d' água durante a recuperação de uma embarcação orgânica.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Para cada projeto há um valor ideal deste dado, o qual depende do modelo do navio e do estado de mar que as operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos são realizadas. O fato de um sistema oferecer maior profundidade de soleira garante melhor capacidade de o navio operar em estados de mar mais elevados, visto que isso permite maiores volumes de água na área da rampa, proporcionando a ela maior tempo de submersão.

A fim de garantir a eficácia de um projeto, a imersão da soleira deve corresponder a valores de 0,5 a 0,75 metros, dependendo das particularidades do sistema a ser projetado [8]. Valores menores a esses podem afetar a capacidade operativa da rampa, visto a redução de seu tempo de disponibilidade e às possíveis acelerações de impacto causadas pela embarcação orgânica, em situações de pouco volume de água em sua superfície.

Superfície da rampa

Conforme descrito pela Figura 7, foi adotada a configuração que emprega trilhos tubulares longitudinais a fim de auxiliar o posicionamento e a condução da embarcação auxiliar sobre a rampa. Isso também pode ser observado através da Figura 10 abaixo.



Figura 10 – Modelo de trilhos longitudinais tubulares empregados para o acesso de veículos orgânicos à rampa de popa a bordo de navio escolta do tipo LCS *Freedom* da marinha norte americana.

Fonte: Youtube.com, 2014.

Inclinação da rampa

A inclinação da rampa corresponde a um parâmetro que é mais importante para operações de lançamento do que para recuperação de embarcações auxiliares [8]. De acordo com MCTAGGART *et al.* [19], ela deve ser suficientemente íngreme para que o

veículo orgânico supere seu próprio atrito estático durante o lançamento, contudo, plana o suficiente para garantir a capacidade de acionamento de seu motor durante a recuperação. Além disso, SHEINBERG *et al.* [8] afirmam que navios cuja inclinação da rampa é maior ou igual a 12° são capazes de lançar uma embarcação orgânica sem assistência, visto que, neste caso, ela supera seu próprio atrito estático.

O fato de o projeto de escoltas modulares geralmente contemplarem convés de vôo acima da “*Multimission Bay*” [1] restringe o ângulo de inclinação da rampa, por isso tal parâmetro poderia ser definido como o mínimo possível (12°) para que a embarcação supere seu atrito estático em uma operação de lançamento. Este problema é ilustrado na Figura 11 abaixo.

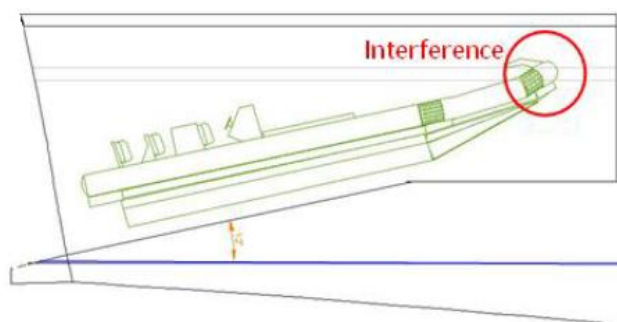


Figura 11 – Ilustração de problema de interferência gerado por convés imediatamente acima da estação de operação da rampa.

Fonte: Randles.

Contudo, projetos de rampa que contemplam trilhos tubulares em sua superfície são capazes de efetuar o lançamento de veículos orgânicos a partir de inclinações inferiores a 7° [8]. Sendo assim, considerando o calado de operação do casco selecionado (4,10 metros, conforme descrito na Tabela 1) e assumindo que a área de atracação da rampa deve ser capaz de acomodar veículos orgânicos de até 11 metros de comprimento [17], foi estimado um valor de 6,5° para a inclinação da rampa de popa.

As definições dos demais parâmetros correspondentes ao projeto do arranjo da rampa de popa, bem como as suposições adotadas para sua seleção, estão detalhadas no APÊNDICE D.

3.4.2. Compilação de parâmetros de projeto e dados operacionais

A partir dos critérios limitantes aplicados a projetos de rampa de popa fornecidos por SHEINBERG *et al.* [8], a Tabela 2 resume os principais parâmetros necessários para a modelagem da rampa e da abertura no casco correspondente à porta que fornece acesso ao mar pela popa. A Tabela 3 apresenta dados operacionais e geométricos do modelo de veículo orgânico adotado para as operações. Algumas considerações sobre a seleção do modelo de veículo também estão descritas no APÊNDICE D.

Tabela 2 – Resumo dos principais parâmetros adotados para o projeto e emprego da rampa de popa em uma operação de lançamento/recuperação de embarcação orgânica.
Rampa de Popa (Arranjo e parâmetros de projeto)

Modelo	Inclinada articulada (<i>Sloped Hinged Ramp</i>)
Superfície	Plana e com trilhos tubulares longitudinais
Forma de abertura da rampa	Formato de “funil”
Configuração da porta de acesso ao mar na popa	Articulada para as laterais
Profundidade mínima da soleira	0,50 m
Mecanismo de captura	Manual (com auxílio de guincho)
Inclinação	6,5°
Folga lateral	0,46 m
Folga superior	3,85 m
Comprimento	11,0 m
Largura	3,0 m
Disponibilidade máxima	5 s

Tabela 3 – Principais parâmetros operacionais e geométricos relacionados ao veículo orgânico utilizado em operações que envolvem o emprego da rampa de popa projetada.

Embarcação orgânica (parâmetros operacionais)	
Modelo	RHIB
Propulsão	Motor externo
Velocidade de operação (recuperação)	10 nós
Tempo máximo para lançamento	35 s
Tempo máximo para recuperação	15 s
Comprimento	11,0 m
Boca (inflado)	3,0 m
Altura total	2,5 m
Calado	0,46 m

A partir de tais considerações e com auxílio do software Rhinoceros®, a rampa de popa e a abertura de acesso ao mar foram modeladas no casco selecionado e estão representadas na Figura 12 abaixo. Para efeitos de simplificação, a forma da abertura de acesso ao mar foi assumida sem curvatura.

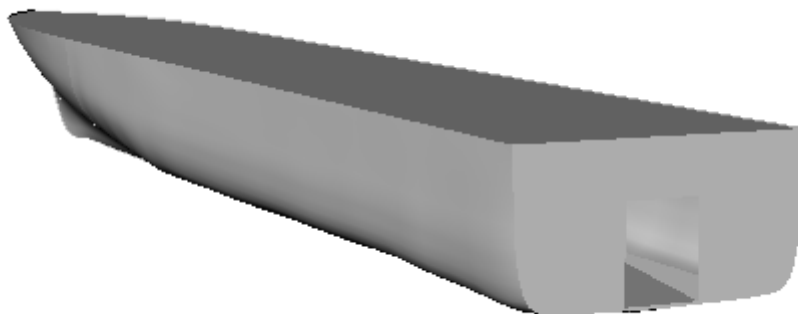


Figura 12 – Modelagem da rampa de popa e da abertura de acesso ao mar no casco selecionado.

Fonte: Rhinoceros.

3.5. Geração da malha

O processo de geração da malha do casco selecionado para o presente estudo foi realizado com auxílio do software Rhinoceros® e sua convergência verificada através da versão 7.0 do programa WAMIT®, o qual utiliza o método dos painéis [20] baseado na Função de Green estacionária (sem velocidade) [21].

O WAMIT é um programa de computador que trata os problemas de Radiação e Difração, desenvolvido para análise linear da interação de ondas de superfície com vários tipos de estruturas (flutuantes ou submersas), e cujos cálculos são feitos assumindo a condição de corpo com velocidade nula [22]. Ele é baseado em métodos de painéis tridimensionais [22] e oferece as condições tanto de profundidade finita quanto infinita durante a elaboração de seus arquivos de entrada. Além disso, um ou vários corpos podem ser analisados, e localizados na superfície livre, submersos ou instalados no fundo do mar.

No WAMIT, o escoamento é assumido como ideal e harmônico no tempo, e a condição de superfície livre é linearizada, de forma que suas análises sejam lineares ou de “primeira ordem” [22]. Os potenciais de velocidade referentes às parcelas de radiação e difração na superfície molhada do corpo em análise são fornecidos pela solução de uma equação integral obtida a partir do Teorema de Green, tendo o potencial de fonte de superfície livre como a Função de Green, conforme descrito em [22].

Na referida versão, são disponibilizados dois métodos de painéis. Um deles é de ordem superior (*High Order Method*), baseado em uma representação B – *Spline* contínua [22] para o potencial de velocidade e tem maneiras alternativas de definir a geometria da superfície do corpo. Já o segundo, de ordem inferior (*Low Order Method*) e que foi empregado neste estudo, realiza a painelização da forma geométrica da superfície molhada do corpo definindo (em sua maioria) elementos quadriláteros planos, e as soluções para o potencial de velocidade são assumidas constantes.

O WAMIT possui dois subprogramas, POTEN e FORCE, que geralmente são executados sequencialmente. O primeiro calcula os potenciais de difração e radiação na superfície do corpo para os modos de movimento de corpo rígido requeridos, frequências e incidências de onda listados nos arquivos de entrada (.cfg, .pot, .gdf e .frc). O segundo calcula variáveis globais, tais como coeficientes hidrodinâmicos e forças de primeira e segunda ordem. Dos parâmetros que são calculados pelo WAMIT, neste estudo, aqueles analisados a partir dos arquivos de saída gerados foram os seguintes:

- Coeficientes de restauração hidrostática;
- Coeficientes de massa adicional e amortecimento para os modos de movimento de corpo rígido propostos;
- Forças e momentos de excitação induzidos por ondas calculados por meio das relações de Haskind [9], ou diretamente, por integração da pressão a partir das soluções dos problemas de difração ou espalhamento (*scattering*); e
- Amplitudes de movimento para um corpo flutuando livremente.

O programa também fornece a possibilidade do emprego de até dois planos de simetria geométrica e obtém resultados para até seis modos de movimento de corpo rígido de forma a otimizar o uso do armazenamento disponível e minimizar o esforço computacional para os planos de simetria e os modos de movimento que são incluídos nos arquivos de entrada. Portanto, as análises realizadas neste trabalho levaram em conta a influência da simetria lateral do casco selecionado (isto é, em torno do plano $x - z$) e foram priorizados aqueles movimentos considerados mais limitantes para o emprego da rampa de popa (*sway*, *heave*, *roll* e *pitch*), conforme os critérios definidos por SHEINBERG *et al.* [8] e que estão descritos no APÊNDICE D.

3.5.1. Discretização da malha e verificação do seu grau de convergência

De acordo com FALTINSEN [5], para corpos de geometria analítica, métodos numéricos devem ser empregados na análise de forças de excitação induzidas por ondas sobre eles. Tais métodos são baseados na integração das parcelas de Froude-Krylov e Difração correspondentes às forças de pressão atuando sobre sua superfície molhada. Se apenas a excitação gerada pelas ondas é desejada, sem considerar a distribuição de pressão detalhada em sua superfície, as relações de Haskind [9] podem ser empregadas. Segundo INGLIS [23], o uso de tais relações permite que as forças e os momentos de excitação totais atuando sobre um navio sejam obtidos a partir do potencial de velocidades associado à sua oscilação forçada em águas calmas, desconsiderando o problema de difração das ondas [24]. Contudo, os resultados obtidos por meio das duas aproximações mostraram-se completamente semelhantes. Ao empregar tais relações na forma original, é assumido que o corpo possui velocidade nula e que não há efeitos de corrente. Além disso, os cálculos são baseados na Segunda Identidade de Green [5]. Uma vantagem das relações de Haskind está relacionada ao fato de elas fornecerem um teste independente, por meio do qual as forças de excitação induzidas por ondas podem ser calculadas corretamente a partir de um programa de computador [5].

Para as duas condições de operação do navio propostas neste estudo (isto é, com a porta de acesso na popa fechada e aberta), a convergência da malha gerada a partir do casco selecionado foi dada pela comparação de dois resultados fornecidos pelos arquivos de saída do WAMIT, que são as forças de excitação induzidas por ondas, obtidas a partir das relações de Haskind, e as forças calculadas pela integração da pressão hidrodinâmica sobre sua superfície molhada. Seguindo a formulação disponível em [22], as expressões correspondentes a tais métodos são dadas (respectivamente) por:

$$X_i = -i\omega\rho \iint_{S_b} \left(n_i\varphi_0 - \varphi_i \frac{\partial\varphi_0}{\partial n} \right) dS \quad (3.9)$$

$$X_i = -i\omega\rho \iint_{S_b} n_i\varphi_D dS \quad (3.10)$$

onde ρ corresponde à massa específica da água, ω à frequência das ondas e S_b à superfície média molhada do corpo. Segundo NEWMAN [9], a característica mais significativa da Equação (3.9) consiste no fato da força de excitação ser expressa (sem aproximações) em uma forma independente do potencial de difração φ_D .

As parcelas de Froude-Krylov e Difração das forças de excitação atuando sobre a superfície do corpo analisado foram obtidas especificando-as no arquivo de entrada .frc do WAMIT, conforme consta nos códigos executados disponíveis nos APÊNDICES F e G. De acordo com [22], a componente de Froude-Krylov é definida como a parcela referente ao potencial de onda incidente φ_0 e a de Difração corresponde ao restante. Empregando as relações de Haskind, essas duas parcelas referem-se às contribuições do primeiro e do segundo termo da Equação (3.9). Ao realizar os cálculos a partir da integração da pressão hidrodinâmica sobre a superfície, tais parcelas correspondem aos componentes do potencial de difração total φ_D descrito na Equação (3.10).

O processo de discretização da malha do casco foi executado a partir do software Rhinoceros em conjunto com o programa WAMIT. Ele foi composto por três etapas principais:

1. Uma inicial, na qual foram executados testes com malhas geradas a partir de corpos com geometria analítica, a fim de selecionar os parâmetros necessários para

compor os principais arquivos de entrada do WAMIT (.frc, .pot, .gdf e .cfg) e identificar complexidades que poderiam surgir ao executar o programa com a malha do casco selecionado para o estudo. Além disso, foi realizada uma análise dos resultados dos arquivos de saída referentes às forças de excitação induzidas por ondas obtidas por meio das relações de Haskind e a partir da integração da pressão hidrodinâmica sobre a superfície molhada do corpo empregado como modelo inicial, o qual é ilustrado na Figura 13 abaixo.

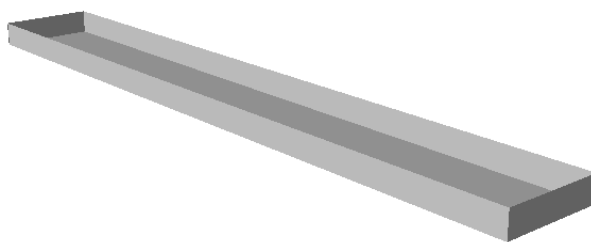


Figura 13 – Superfície média molhada de embarcação em formato de caixa utilizada em teste inicial para verificar principais parâmetros a serem incluídos nos arquivos de entrada do WAMIT.

Fonte: Rhinoceros.

2. Após a etapa de seleção dos parâmetros que compuseram os arquivos de entrada (.frc, .pot, .gdf e .cfg), gerou-se uma malha a partir da superfície molhada do casco descrito na Figura 6 em sua condição totalmente estanque (isto é, com a porta de acesso ao mar na popa fechada). Em seguida, sua convergência foi testada através da comparação entre as curvas referentes às forças de excitação obtidas por meio das relações de Haskind e da integração da pressão hidrodinâmica sobre a sua superfície molhada, que é ilustrada pela Figura 14 a seguir.

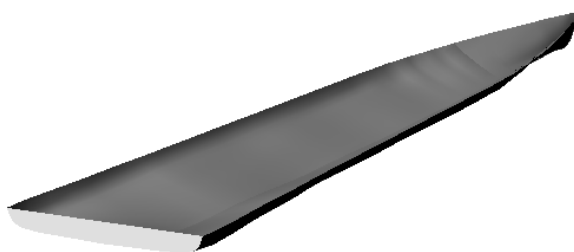


Figura 14 – Superfície média molhada do casco selecionado para o estudo em sua condição totalmente estanque.

Fonte: Rhinoceros.

3. Por último, seguindo o mesmo procedimento das duas etapas anteriores, gerou-se uma malha da superfície molhada do casco para a condição na qual a porta de acesso ao mar encontra-se aberta, que consiste na situação de emprego da rampa de popa. A área correspondente à rampa de popa é ilustrada na Figura 15 abaixo.

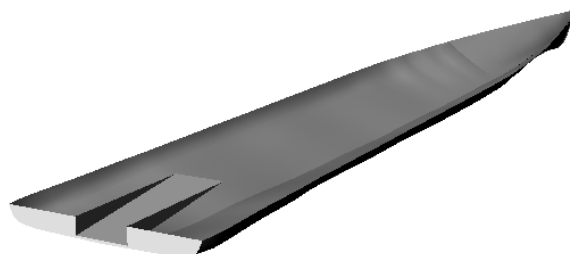


Figura 15 – Superfície média molhada do casco na condição em que a porta de acesso ao mar encontra-se aberta para emprego da rampa de popa.

Fonte: Rhinoceros.

Nas três etapas descritas, as malhas das geometrias foram elaboradas através do software Rhinoceros. A metodologia empregada para a etapa inicial (1) deste processo encontra-se disponível no APÊNDICE E e foi empregada como subsídio para as duas etapas posteriores (2 e 3), que são abordadas a seguir.

3.5.1.1. Análise da malha gerada a partir do casco selecionado: condição totalmente estanque

A segunda etapa do processo de discretização da malha do casco selecionado para o estudo comparou os resultados das forças de excitação induzidas por ondas sobre sua superfície média molhada considerando sua condição estanque, isto é, com a porta de acesso ao mar totalmente fechada, conforme ilustrado na Figura 14. Seguindo o procedimento descrito no APÊNDICE E, e com base nas considerações sobre simetria lá feitas, foi gerada a superfície a seguir e sua respectiva malha (Figura 16), composta por 1623 painéis.

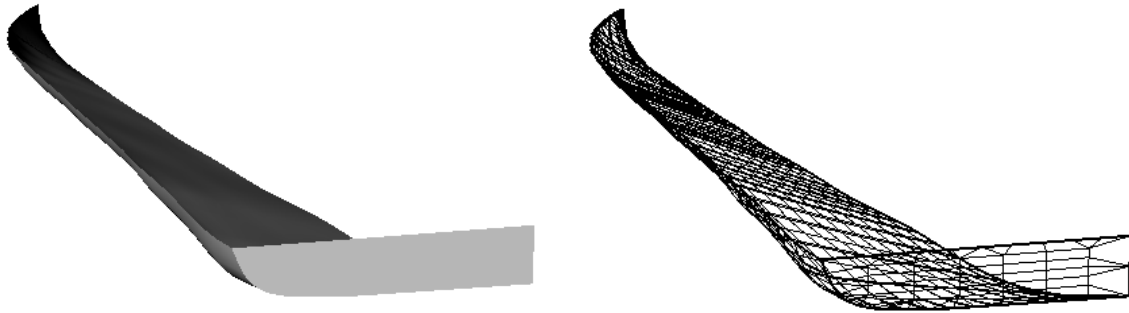


Figura 16 – Vista em perspectiva da metade da superfície molhada média do casco e sua respectiva malha para a condição estanque.

Fonte: Rhinoceros.

Adotando a mesma convenção para direção de ondas incidentes descrita na Figura 73 (APÊNDICE E), foi assumido que o casco encontra-se com sua proa apontada para o sentido positivo do eixo x , e paralelo a ele, conforme representa a Figura 17 abaixo.

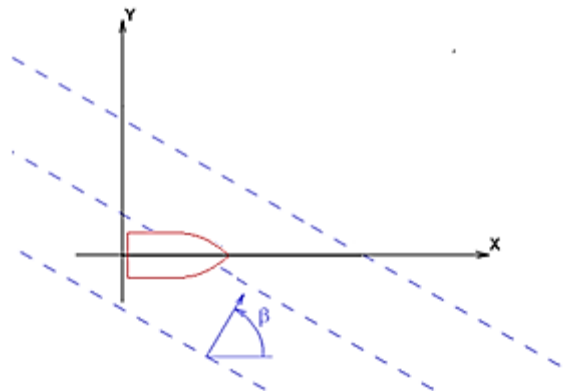


Figura 17 – Posição do casco em relação ao Sistema de coordenadas adotado pelo WAMIT a fim de representar a direção de propagação das ondas incidentes.

Fonte: Adaptado de Wamit, 2002.

Sendo assim, com base na figura acima, mares de proa (*head seas*) foram considerados para $\beta = 180^\circ$, mares de popa (*following seas*) foram assumidos para $\beta = 0^\circ$ e mares de través (*beam seas*) para $\beta = 90^\circ$.

Ao executar os arquivos de entrada correspondentes à malha da Figura 16 no programa WAMIT empregando novamente o método de painelização de ordem inferior (*Low Order Method*) e assumindo as mesmas condições de profundidade, direções de ondas e faixa de períodos do teste inicial descrito no APÊNDICE E, foram verificados os parâmetros VOLX, VOLY e VOLZ:

Tabela 4 – Resultados para os coeficientes de volume: casco na condição estanque.

MALHA	VOLX	VOLY	VOLZ
Casco estanque	2766,66	2767,05	2766,75

e os resultados da forças de excitação em *sway*, *heave*, *roll* e *pitch*, obtidos a partir das relações de Haskind e pelo método do potencial de difração.

Tabela 5 – Amplitude de Excitação sobre superfície média molhada do casco (condição estanque, valores adimensionalizados).

MALHA (CASCO ESTANQUE)		
T [s]	Haskind	Pot. Difração
Sway ($\beta = 90^\circ$)		
6	3.02E+02	3.02E+02
9	1.91E+02	1.92E+02
12	1.16E+02	1.16E+02
15	7.62E+01	7.63E+01
18	5.35E+01	5.36E+01
Heave ($\beta = 180^\circ$)		
6	7.09E+01	7.03E+01
9	2.80E+02	2.80E+02
12	6.73E+02	6.73E+02
15	8.76E+02	8.77E+02
18	9.95E+02	9.96E+02
Roll ($\beta = 90^\circ$)		
6	1.42E+03	1.42E+03
9	9.66E+02	9.65E+02
12	5.96E+02	5.96E+02
15	3.93E+02	3.93E+02
18	2.77E+02	2.77E+02
Pitch ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.87E+03	4.83E+03
9	2.01E+04	2.01E+04
12	3.54E+04	3.54E+04
15	4.17E+04	4.17E+04
18	4.53E+04	4.54E+04

A partir de tais resultados, foram geradas as curvas a seguir. Observa-se que para os quatro movimentos analisados, os valores das amplitudes de excitação calculados por ambos os métodos são bastante próximos, indicando, portanto, um grau

de convergência procedente para a malha analisada. No APÊNDICE F encontra-se disponível um resumo do programa executado para a superfície em questão.

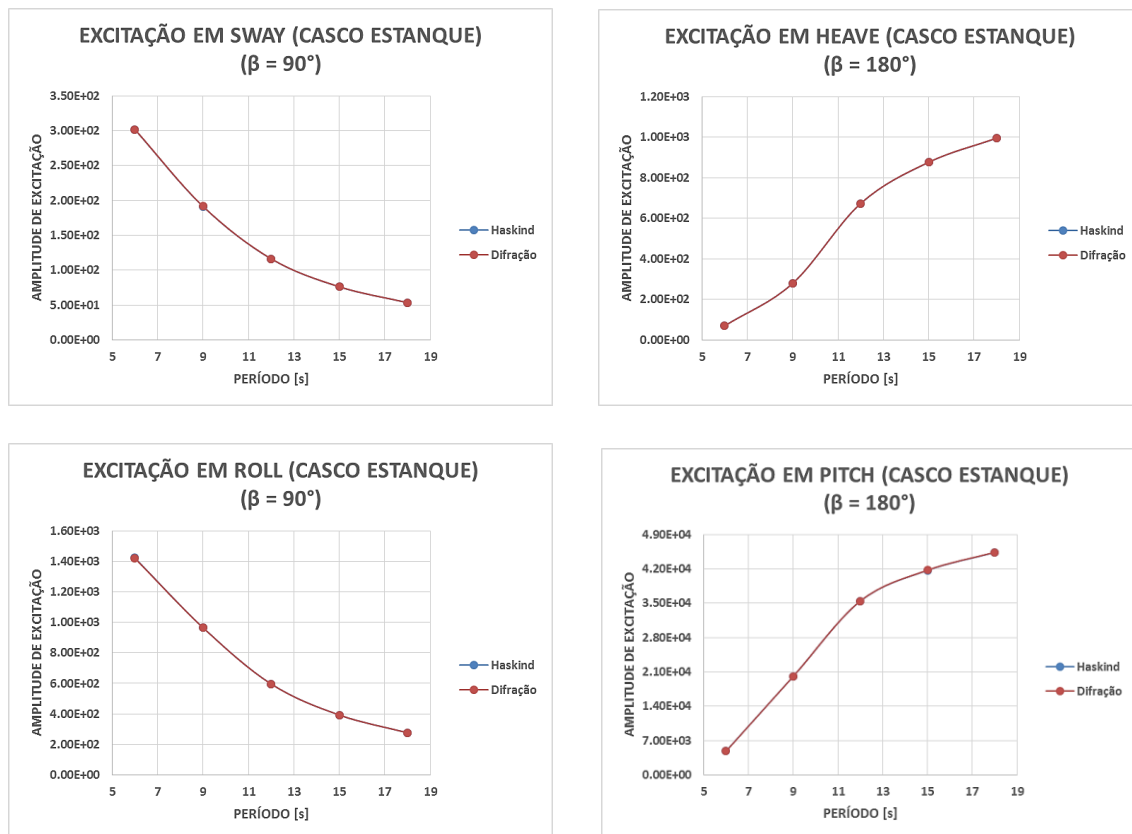


Figura 18 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em *sway*, *heave*, *roll* e *pitch* considerando o casco em sua condição totalmente estanque.

3.5.1.2. Análise da malha gerada a partir do casco selecionado: condição de emprego da rampa de popa

Na condição de emprego da rampa o navio encontra-se com sua porta de acesso ao mar pela popa aberta. Isso gera alteração na superfície molhada do casco devido ao embarque de água na área da rampa. Um aspecto observado durante a discretização da malha nessa condição de operação, diz respeito à profundidade adotada para a soleira. Uma vez que SHEINBERG *et al.* [8] afirmam que as embarcações investigadas durante seus estudos possuíam profundidades de soleira que variavam de 0,30 metros acima a 0,86 metros abaixo do calado de projeto, neste estudo comparativo, foi assumido que durante o emprego da rampa a sua área de atracção encontra-se na condição limite para embarque de água, ou seja, com sua superfície completamente alagada. Portanto, com base nos parâmetros de projeto

definidos e listados na Tabela 2, a profundidade de soleira adotada corresponde à altura de uma rampa cuja inclinação é de $6,5^\circ$ e o comprimento de aproximadamente 11,0 metros. A Figura 19 abaixo representa uma ilustração da superfície molhada do interior da rampa quando esta se encontra em seu nível máximo de água embarcada.

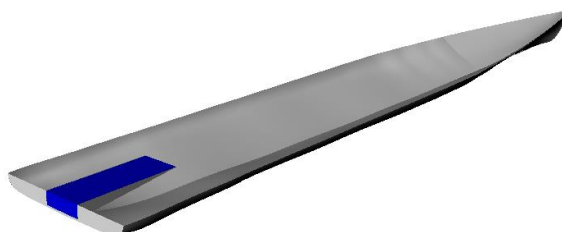


Figura 19 – Vista em perspectiva da superfície molhada média do casco com a superfície da rampa de popa completamente alagada.

Fonte: Rhinoceros.

A partir da superfície ilustrada na Figura 15 e das considerações sobre a soleira da rampa feitas acima, metade da sua geometria foi modelada (por razões de simetria) e a respectiva malha, formada por 1277 painéis, foi submetida ao mesmo procedimento das duas etapas anteriores a fim de ser verificada sua convergência. Ambas estão representadas na Figura 20 abaixo.

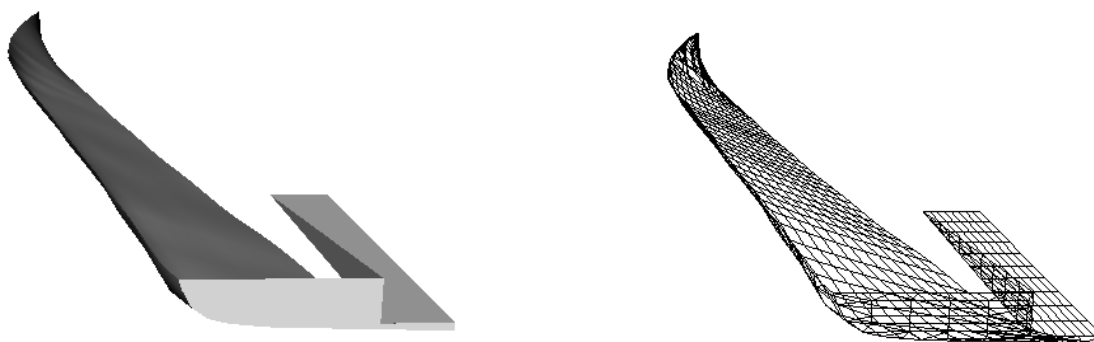


Figura 20 – Vista em perspectiva da metade da superfície molhada média do casco selecionado e sua respectiva malha para a condição de emprego da rampa de popa.

Fonte: Rhinoceros.

Além das condições de profundidade do ambiente, incidência de ondas e faixa de período já empregadas, durante as operações com a rampa também foi assumido que o navio não possui trim. Isso vai desde o momento anterior ao início da abertura

da porta de acesso ao mar na popa, até o término de seu fechamento, por ocasião das tarefas de lançamento e recuperação (respectivamente) de veículos orgânicos.

Face ao exposto, foram obtidos os seguintes resultados através do WAMIT:

Tabela 6 – Resultados para os coeficientes de volume: casco na condição de emprego da rampa de popa.

MALHA	VOLX	VOLY	VOLZ
Casco aberto	2736,79	2737,25	2736,92

Tabela 7 – Amplitude de Excitação sobre superfície média molhada do casco (condição de emprego da rampa, valores adimensionalizados).

MALHA (CASCO ABERTO)		
T [s]	Haskind	Pot. Difração
Sway ($\beta = 90^\circ$)		
6	3.00E+02	2.99E+02
9	1.90E+02	1.90E+02
12	1.16E+02	1.16E+02
15	7.59E+01	7.58E+01
18	5.33E+01	5.32E+01
Heave ($\beta = 180^\circ$)		
6	6.91E+01	6.82E+01
9	2.92E+02	2.91E+02
12	6.76E+02	6.74E+02
15	9.09E+02	9.08E+02
18	8.44E+02	9.13E+02
Roll ($\beta = 90^\circ$)		
6	1.42E+03	1.42E+03
9	9.67E+02	9.67E+02
12	5.97E+02	5.97E+02
15	3.93E+02	3.94E+02
18	2.77E+02	2.77E+02
Pitch ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.78E+03	4.66E+03
9	2.02E+04	2.00E+04
12	3.55E+04	3.52E+04
15	4.21E+04	4.18E+04
18	3.72E+04	3.67E+04

Através dos dados da Tabela 7 foram geradas as curvas a seguir e observa-se uma proximidade considerável entre resultados obtidos a partir das relações de Haskind e da integração da pressão hidrodinâmica sobre a superfície molhada do casco, indicando, portanto, uma convergência procedente para a malha gerada. O código WAMIT executado para essa etapa da discretização da malha encontra-se disponível no APÊNDICE F.

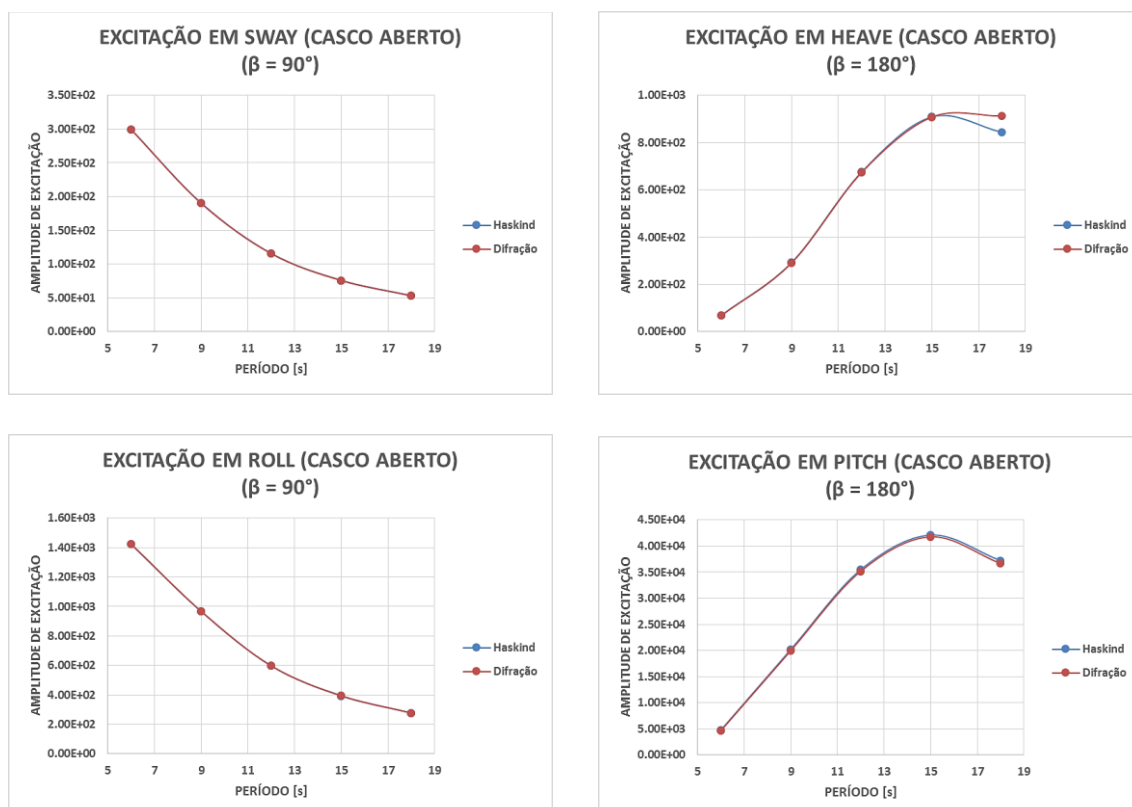


Figura 21 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em *sway*, *heave*, *roll* e *pitch* considerando o casco na condição de emprego da rampa de popa.

3.6. Estudo do desempenho em comportamento no mar (*Seakeeping*)

A partir das malhas geradas (representadas pelas figuras 16 e 20) e a execução de seus respectivos arquivos de entrada (.cfg, .pot, .gdf e .frc) no WAMIT, foram obtidas as respostas de desempenho em comportamento no mar do navio escolta considerando as duas condições operacionais definidas previamente no item 1.3, ou seja:

1. Navio operando com a porta de acesso ao mar totalmente fechada (Cond. Estanque); e

2. Navio operando com a porta de acesso ao mar aberta e empregando a rampa de popa para lançamento/recuperação de embarcações orgânicas (Op. Rampa).

Para cada condição acima, o WAMIT gerou arquivos de saída que exibem os seguintes parâmetros relacionados ao estudo de *Seakeeping* do Navio:

- Coeficientes de massa adicional e amortecimento;
- Coeficientes de restauração hidrostática;
- Forças e momentos de excitação induzidos por ondas; e
- RAO (*Response Amplitude Operator*).

No que diz respeito às principais propriedades hidrostáticas que influenciaram esta etapa do estudo, com auxílio do software Rhinoceros, foi possível listar as seguintes alterações (ver Tabela 1) sofridas nos parâmetros do casco devido ao emprego da rampa de popa:

Tabela 8 – Alterações sofridas pelas propriedades hidrostáticas do casco devido ao emprego da rampa de popa

Propriedade	Navio na condição estanque	Navio empregando a rampa de popa	Variação [%]
Volume deslocado	2.769,58 m ³	2.742,53 m ³	-0,98
Área da superfície molhada	1.579,26 m ²	1.631,84 m ²	+3,33
Área do plano de linha d'água	1.272,37 m ²	1.228,65 m ²	-3,44

Os resultados da Tabela 8 mostram uma redução praticamente desprezível no volume deslocado e na área do plano de linha d'água. Essa diferença é procedente da quantidade de água que embarca na superfície da rampa por ocasião da abertura da porta de acesso na popa, o que, por outro lado, também corrobora para um pequeno aumento da área referente à superfície molhada. Esse acréscimo corresponde à superfície superior e às laterais internas da rampa, conforme visto na Figura 19.

Diante de tais observações, foram feitas as seguintes suposições:

- i. Como hipótese, foi considerado que não há trim por ocasião do emprego da rampa de popa. Isso foi assumido com base no fato de seu comprimento se estender abaixo da linha d'água [8], e nos recursos incluídos em seu projeto, tais como o sistema responsável pelo gerenciamento de água em sua superfície (conforme descrito no APÊNDICE D);

ii. A variação identificada no volume deslocado por ocasião do embarque de água na rampa após abertura da porta de acesso ao mar foi considerada desprezível, visto a existência de um sistema de gerenciamento de água responsável por controlar o volume e a velocidade do fluido sobre a superfície da rampa [8]. Além disso, foi assumido nas operações de lançamento/recuperação de embarcações orgânicas que o tempo de operação corresponde ao menor possível para ambas, ou seja, 7 e 5 segundos, respectivamente [8]. Isso procede de forma que a extração da água acumulada sobre a rampa e o fechamento da porta de acesso ao mar após a recuperação de um veículo orgânico ocorram no menor tempo de disponibilidade de rampa possível, sem impactar de maneira significativa o volume deslocado. Portanto, nas operações de emprego da rampa, o calado do navio permanece 4,10 metros (ver Tabela 1), como na condição estaque;

iii. A abertura da porta de acesso ao mar na popa foi assumida como simétrica em relação ao eixo longitudinal do navio, conforme mostra a Figura 8. O fato da alteração no volume deslocado ter sido considerada desprezível, e o de não haver alteração na massa da estrutura do casco por ocasião da abertura dessa porta durante o emprego da rampa, corrobora para que as propriedades inerciais do casco sejam mantidas nas duas condições. Isso implicou assumir valores de inércias de rotação semelhantes para ambas situações.

Portanto, com base nessas suposições, para a condição de emprego da rampa de popa, o estudo prosseguiu com a malha representada pela Figura 20, ou seja, alterações no calado do navio foram consideradas inexistentes.

Para esta análise de *Seakeeping*, relembra-se a condição de ambiente de águas profundas assumida durante o item 3.1. Diferentemente do procedimento realizado durante a verificação da convergência das malhas, o estudo de desempenho em comportamento no mar prosseguiu considerando sete diferentes incidências de onda, as quais estão definidas na Figura 22 a seguir.

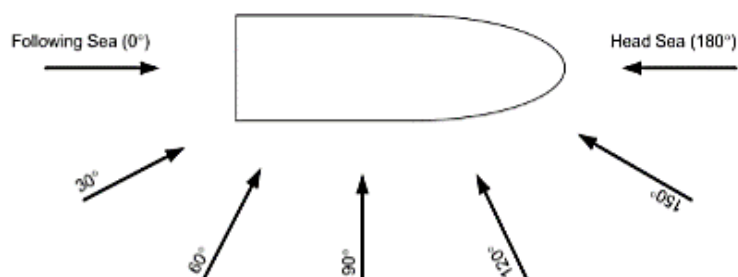


Figura 22 – Definição das incidências de onda a partir das quais são obtidas respostas de *Seakeeping* para as condições estanque e de emprego da rampa de popa.

Fonte: Chun et al. (2012).

Além disso, para maior detalhamento das respostas, foi discretizada toda a faixa de energia das ondas do mar, correspondente a períodos de oscilação variando de 3 a 20 segundos. Os resultados foram calculados para os movimentos de *surge* e *sway*, em seguida, para os modos de *heave*, *roll* e *pitch*, visto que esses são limitantes para o desempenho operacional da rampa de popa, conforme os critérios definidos por SHEINBERG *et al.* [8]. No APÊNDICE G estão descritos os códigos WAMIT executados para as duas condições de operação definidas (Cond. Estanque e Op. Rampa).

3.6.1. Cálculo do período natural para os modos ressonantes

Conforme a abordagem teórica descrita no APÊNDICE B, segundo FALTINSEN [5], o período natural, os níveis de amortecimento e de excitação sobre uma embarcação são considerados parâmetros importantes na avaliação da sua amplitude de movimento. Relativamente, grandes respostas de movimento são comuns de ocorrerem quando a embarcação é excitada com períodos de oscilação próximos ao período de ressonância. Além disso, FALTINSEN [5] afirma que em corpos flutuantes sem sistemas de amarração (o que corresponde ao presente caso), não há ocorrência de períodos ressonantes para os movimentos desacoplados de *surge*, *sway* e *yaw*. Isso se deve ao fato de tais movimentos não possuírem restauração hidrostática, visto que o volume deslocado do navio não sofre alteração quando ele se movimenta nesses modos. Já os movimentos de *heave*, *roll* e *pitch* são caracterizados por possuírem restauração hidrostática por ocasião da alteração de volume deslocado que provocam no navio.

Diante de tais informações, nota-se a importância da condição de carga do navio na determinação dos períodos naturais. Fazendo analogia a um sistema massa, mola, amortecedor, conforme abordado pela Literatura [26], são obtidas as equações (B.18),

(B.22) e (B.23) disponíveis no APÊNDICE B e que foram aplicadas para o cálculo dos períodos naturais relacionados aos movimentos de *heave*, *pitch* e *roll*, respectivamente. A parcela do denominador das expressões supracitadas relacionam-se com os coeficientes de restauração hidrostática C_{33} , C_{55} , e C_{44} , cujas expressões são representadas pelas equações (B.7). A Tabela 9 a seguir representa os valores de tais coeficientes para ambas condições de operação do navio, obtidos a partir da execução dos códigos WAMIT disponíveis no APÊNDICE G. Conforme descrito em [22], eles são apresentados na seguinte forma adimensionalizada:

$$\begin{aligned}\bar{C}_{33} &= C_{33}/\rho g L^2 \\ \bar{C}_{44} &= C_{44}/\rho g L^4 \\ \bar{C}_{55} &= C_{55}/\rho g L^4\end{aligned}\tag{3.11}$$

Nota-se uma pequena alteração em relação aos seus respectivos valores estando o navio na condição estanque. Tal variação é justificada pela redução da área do plano de linha d'água do casco (ver Tabela 8):

Tabela 9 – Alterações nos coeficientes de restauração hidrostática do casco para os movimentos desacoplados de *heave*, *roll* e *pitch* ocorridas devido ao emprego da rampa de popa.

Coeficiente Hidrostático	Navio na condição estanque	Navio empregando a rampa de popa	Variação [%]
C_{33}	1272,33	1228,61	-3,44
C_{44}	16439,59	16393,74	-0,28
C_{55}	3338840,00	3337197,00	-0,05

Para o cálculo das inércias de rotação correspondentes aos movimentos de *roll* e *pitch*, foi assumido que a massa da estrutura do casco manteve-se a mesma em ambas condições. Os valores de raio de giração foram adotados como $0,35B_{WL}$ para o movimento de *roll* e $0,25L$ para o de *pitch*, conforme descrito por FALTINSEN [5].

Uma vez que os coeficientes de massa adicional são fortemente influenciados pela frequência de oscilação das ondas [5], para cada período correspondente à faixa de 3 a 20 segundos adotada, o WAMIT forneceu os valores para os coeficientes A_{33} , A_{44} e A_{55} . Isso implicou no uso de um processo iterativo, a partir do qual foram obtidos

os valores de período natural para os três modos ressonantes, considerando as duas condições de operação do casco. Os cálculos foram feitos assumindo que a origem do referencial global adotado para o navio encontra-se em seu plano de flutuação. Os resultados obtidos estão descritos na Tabela 10 a seguir.

Tabela 10 – Valores de períodos naturais para os movimentos ressonantes (desacoplados) de *heave*, *roll* e *pitch*.

Período Natural	
Navio na condição estanque	Navio empregando a rampa de popa
$T_{n,heave} = 4,53 \text{ s}$	$T_{n,heave} = 4,55 \text{ s}$
$T_{n,roll} = 5,35 \text{ s}$	$T_{n,roll} = 5,36 \text{ s}$
$T_{n,pitch} = 3,76 \text{ s}$	$T_{n,pitch} = 3,74 \text{ s}$

4. Análise dos resultados

Nesta seção foi realizada a análise comparativa dos coeficientes hidrodinâmicos e das respostas de movimento do navio escolta a partir dos resultados obtidos pelo WAMIT, correspondentes às condições de navio estanque (Cond. Estanque) e operando com a rampa de popa (Op. Rampa). Para isso, relembra-se os parâmetros calculados para as duas condições e que são discutidos a seguir:

- Coeficientes de massa adicional e amortecimento;
- Forças e momentos de excitação induzidos por ondas; e
- RAO (*Response Amplitude Operator*).

4.1. Coeficientes de Massa Adicional e Amortecimento

Os resultados obtidos para os coeficientes de massa adicional e amortecimento através do WAMIT estão na forma adimensional (\bar{A}_{ij} e \bar{B}_{ij}) estabelecida por [22]:

$$\bar{A}_{ij} = \frac{A_{ij}}{\rho L^k} \quad (4.1)$$

$$\bar{B}_{ij} = \frac{B_{ij}}{\rho L^k \omega} \quad (4.2)$$

Nas expressões acima, L corresponde ao comprimento característico adotado para o casco (que, neste caso, trata-se do parâmetro de entrada $ULEN = 1$, utilizado para execução do código WAMIT), ω à frequência de oscilação das ondas e

$k = 3$ para $(i, j = 1, 2, 3)$

$k = 4$ para $(i = 1, 2, 3, \quad j = 4, 5, 6)$ ou $(i = 4, 5, 6, \quad j = 1, 2, 3)$

$k = 5$ para $(i, j = 4, 5, 6)$

Conforme consta no APÊNDICE B, tais coeficientes são fortemente dependentes da frequência (ω) e variam de acordo com o modo de movimento [5]. Sendo assim, para cada movimento de corpo rígido proposto para a presente análise, foram obtidas as curvas desses termos em função da faixa de períodos de onda (de 3 a 20 segundos) adotada durante a descrição da Metodologia na Seção 3. A Figura 23 a seguir mostra que para menores frequências (mais especificamente na faixa correspondente aos períodos de 15 a 19 segundos), o emprego da rampa de popa gera perturbações no comportamento de ambos coeficientes durante os movimentos de *surge*, *heave* e *pitch*. Já nos de *sway* e *roll*, as variações em relação à condição estanque são bem menos expressivas em toda faixa considerada.

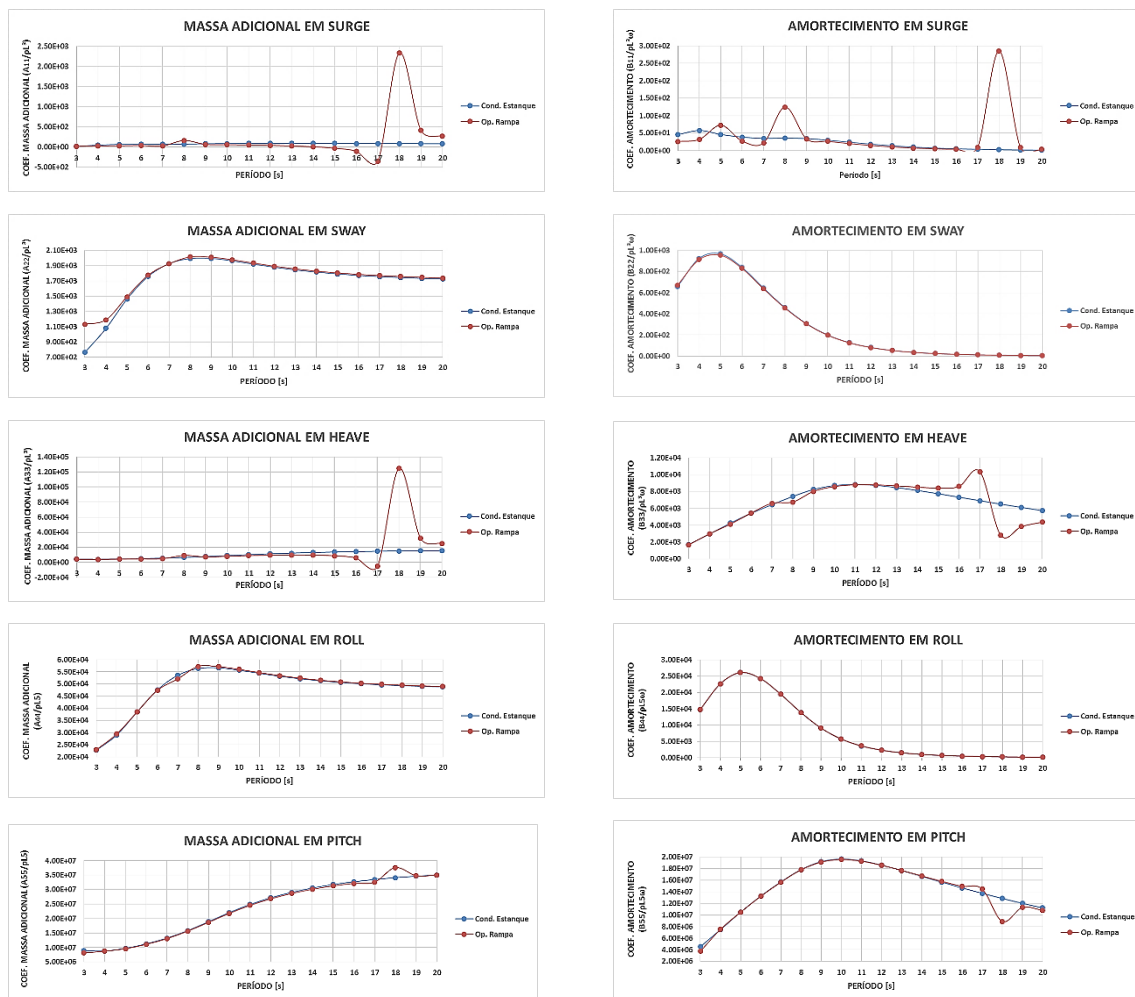


Figura 23 – Comparação entre as curvas dos coeficientes de massa adicional e amortecimento para os movimentos de *surge*, *sway*, *heave*, *roll* e *pitch* nas duas condições de operação propostas.

No que diz respeito às perturbações observadas nos movimentos de *surge*, *heave* e *pitch*, elas estão relacionadas ao efeito de *Sloshing* na superfície livre da água enclausurada no espaço correspondente à área da rampa. De acordo com FALTINSEN *et al.* [10], este efeito é considerado para qualquer veículo ou estrutura que contem líquido com uma superfície livre, e pode ser interpretado como o resultado de sua excitação ressonante no espaço onde ele é enclausurado. Apesar de ser bastante comum a sua ocorrência em tanques, nos navios, tal fenômeno também pode ocorrer em espaços confinados preenchidos por um líquido cuja superfície livre é uma porção do fluido externo ao casco, como ocorre em embarcações do tipo catamarã, por exemplo [10].

A análise do comportamento das curvas correspondentes aos coeficientes das parcelas de radiação na condição de emprego da rampa foi baseada no estudo feito por NEWMAN *et al.* [11], o qual envolveu uma seção retangular submersa com uma porção de águas rasas em sua superfície superior, conforme ilustra a Figura 24 abaixo.

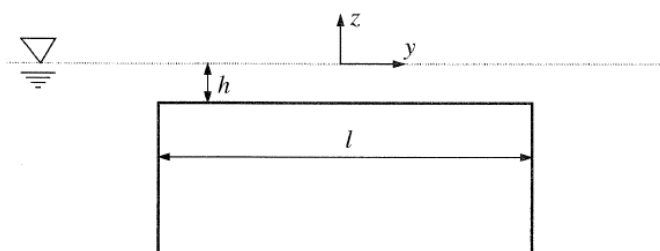


Figura 24 – Seção retangular submersa com águas rasas de profundidade h sobre sua face superior.

Fonte: Faltinsen et al. (2009).

Quando oscilações ressonantes ocorrem sobre tal superfície, as forças hidrodinâmicas verticais são dominadas pela pressão em sua parte superior, o que resulta em valores negativos para o coeficiente de massa adicional, além de ampliações, tanto neste quanto no coeficiente de amortecimento [11]. Através da Figura 23, nota-se que durante os movimentos do navio em *surge* e *heave*, a ocorrência de valores negativos para o coeficiente de massa adicional por ocasião do uso da rampa é acompanhada por ampliações expressivas em ambos os termos de radiação (isto, é \bar{A}_{ij} e \bar{B}_{ij}) na faixa correspondente às menores frequências de onda.

Outro aspecto abordado por NEWMAN *et al.* [11] está relacionado ao fato de que valores negativos de massa adicional e rápidas variações nos coeficientes de ambas

parcelas de radiação também ocorrem para corpos flutuantes quando estes são dotados de alguma superfície livre em seu interior que possua conexão com a água do domínio externo a eles. Tal situação pode ser observada na região de atracação da rampa de popa, visto seu alagamento durante operações que envolvem lançamento/recuperação de embarcações orgânicas, conforme ilustrado na Figura 5. Neste caso, as rápidas variações nos valores dos coeficientes podem estar associadas aos movimentos ressonantes da superfície livre interior às laterais da rampa [11]. Há um nível de amortecimento relativamente baixo para a parcela de ondas estacionárias enclausurada nessa região, especialmente em altas frequências, onde as paredes da rampa efetivamente bloqueiam a energia de radiação para a porção externa da superfície livre. Conseqüentemente, os movimentos internos tornam-se pouco amortecidos e próximos de serem ressonantes, com rápidas variações de mudança de fase e perturbações nos termos de radiação [11].

Diante de tais considerações, nota-se que os períodos ressonantes da superfície livre do líquido armazenado em uma estrutura recipiente são de suma importância para avaliação do efeito de *Sloshing*. De acordo com FALTINSEN *et al.* [10], os maiores períodos são essenciais na medição da severidade desse fenômeno. As frequências naturais e os correspondentes modos de oscilação da superfície livre do líquido são dependentes da geometria onde ele encontra-se enclausurado e da relação entre sua altura média dentro do recipiente e de seu comprimento. Segundo RABINOVICH [12], tais oscilações são conhecidas como modos naturais (“*natural modes*”) e o modo de menor frequência (isto é, de maior período) é referido como Modo Fundamental (“*Fundamental Mode*”).

A Figura 25 a seguir exhibe os perfis de superfície livre referentes aos quatro primeiros modos (n) de oscilação no interior de uma estrutura de base retangular, fechada em ambas extremidades (“*Closed basin*”), e em uma segunda estrutura, com abertura para o mar (“*Open-ended basin*”). Ambas possuem profundidade constante. Para tal, RABINOVICH [12] considerou a influência de ondas estacionárias em um ambiente de águas rasas, ou seja, $\frac{H}{L} \leq 0,1$, onde H corresponde à altura média da superfície líquida e L ao comprimento da estrutura que o armazena.

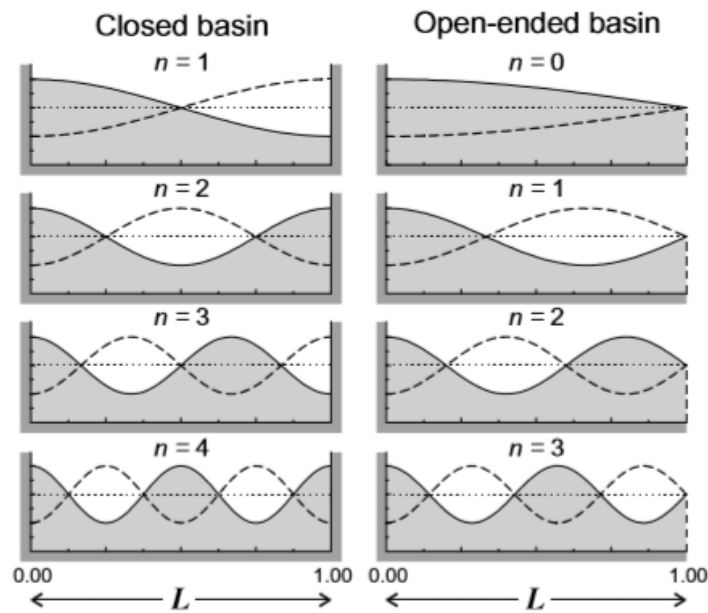


Figura 25 – Perfis de oscilação da superfície livre de ondas estacionárias para os quatro primeiros modos considerando estruturas com suas faces laterais total e parcialmente fechadas, base retangular e profundidade uniforme.

Fonte: Rabinovich (2009).

Nota-se que para uma estrutura fechada (“*Closed basin*”), o modo fundamental (isto é, $n = 1$) é antisimétrico, de forma que quando um lado da superfície livre eleva, o lado oposto move-se para baixo. Neste contexto, considerando a superfície livre de uma dada parcela de ondas estacionárias, DEAN *et al.* [13] afirmam que valores extremos das componentes de velocidade horizontal e vertical referentes a essas ondas ocorrem abaixo dos pontos onde a elevação da superfície livre é nula (“*nodes*”) e daqueles onde ela alcança elevação máxima (“*antinodes*”), conforme a Figura 26, na qual as componentes horizontais e verticais são nulas abaixo dos “*antinodes*” e dos “*nodes*”, respectivamente. Além disso, através da Figura 26, observa-se também que o movimento das partículas de água sob uma onda estacionária pode ser descrito como um simples movimento harmônico ao longo de uma linha reta [13].

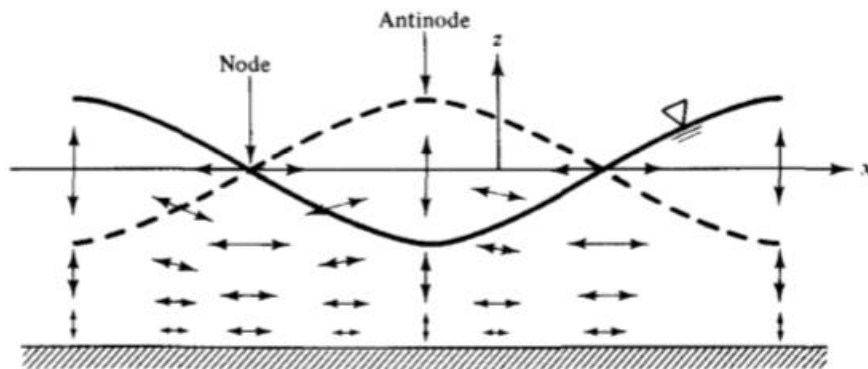


Figura 26 – Distribuição das componentes de velocidade para partículas de água em uma onda estacionária.

Fonte: Dean et al. (2000).

Portanto, com base nas considerações acima e observando os exemplos para a situação de “*Closed basin*” na Figura 25, é possível verificar que níveis máximos de oscilação ocorrem próximo às bordas ($x = 0$; $x = L$), enquanto que máximas correntes se dão nas linhas nodais (“*nodal lines*”), ou seja, nos pontos onde a elevação da superfície permanece nula (ou “*nodes*”).

Já para estruturas com uma das extremidades aberta (“*Open-ended basin*”), RABINOVICH [12] afirma que, nesta situação, oscilações estacionárias da superfície livre possuem a mesma forma de quando ela encontra-se com todas as faces laterais fechadas, contudo, distinguindo-se apenas pelo fato de haver uma linha nodal (ou “*node*”) próxima à abertura de acesso ao mar, de forma que ali a elevação da superfície livre seja nula, enquanto que maiores níveis são observados na extremidade interna, próxima à parede, conforme ilustrado pelos demais exemplos da Figura 25.

Em se tratando do efeito de *Sloshing* na superfície livre da água armazenada sobre a área da rampa de popa, pode-se dizer que tal fenômeno mais se aproxima daquilo que RABINOVICH [12] define como “*Harbor oscillations*”, que consiste em um tipo específico de movimento ressonante em uma estrutura parcialmente fechada, a qual é conectada ao mar por meio de uma pequena abertura, conforme a situação de “*Open-ended basin*” exemplificada na Figura 25. Tais oscilações são geradas principalmente por ondas que alcançam a estrutura recipiente através da abertura para o mar, que neste estudo, corresponde à área da porta de acesso localizada na popa do navio escolta. Segundo RABINOVICH [12], para situações de “*Harbor oscillations*”, o modo de oscilação mais importante também corresponde ao menor, para o qual $n = 0$ (ver Figura 25). Ele é conhecido como “*Helmholtz mode*” e sua respectiva superfície livre comporta-se de forma semelhante ao primeiro exemplo de “*Open-ended basin*”

ilustrado na Figura 25. Além disso, em se tratando apenas de ondas estacionárias, tal modo está relacionado ao transporte de massa através da abertura de acesso, o que o classifica como sendo de suma importância para qualquer estrutura com conexão para o mar.

Uma solução analítica proposta por RABINOVICH [12] para o cálculo do período de *Helmholtz* (e aqueles correspondentes aos demais modos de oscilação da superfície livre) que pôde ser aproximada à situação de emprego da rampa de popa é descrita através da Figura 27 abaixo.

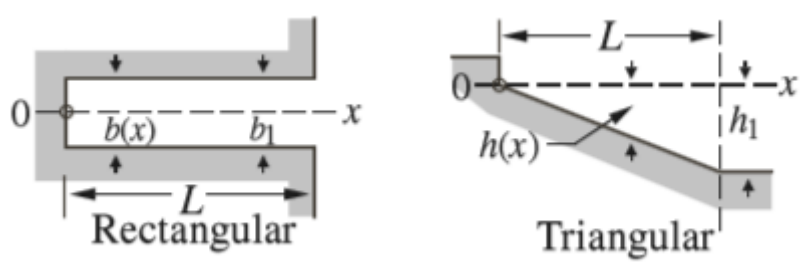


Figura 27 – Descrição do tipo de base recipiente utilizada para o cálculo do período correspondente ao modo fundamental das oscilações no interior da rampa de popa.

Fonte: Adaptado de (Rabinovich, 2009).

A solução consiste na formulação expressa pela Equação (4.3) abaixo, a qual é empregada para estruturas de base retangular, inclinada e com uma das extremidades voltada para o mar. T_0 refere-se ao período fundamental (ou de *Helmholtz*).

$$T_0 = 2.618 \left[\frac{2L}{(gh_1)^{\frac{1}{2}}} \right] \quad (4.3)$$

Além disso, RABINOVICH [12] disponibiliza uma relação entre o período fundamental T_0 e cada um dos demais períodos naturais (T_n , para $n = 1, 2, 3$), correspondentes aos outros modos de oscilação da superfície livre. Tal relação é dada da seguinte maneira:

Tabela 11 – Modos de oscilação da superfície livre (razão dos modos)

Razão dos Modos $[T_n/T_0]$		
$n = 1$	$n = 2$	$n = 3$
0,435	0,278	0,203

Na Equação (4.3), L refere-se ao comprimento da base da estrutura que armazena o líquido ressonante. Em relação à rampa do navio escolta, visto seu comprimento total de 11,0 metros e a inclinação de $6,5^\circ$ assumidos durante seu projeto (ver Tabela 2), L corresponde a aproximadamente 10,93 metros. O valor de h_1 está relacionado à altura média da superfície livre da água acumulada no interior da estrutura. Na rampa, tal parâmetro consiste na profundidade de soleira. Uma vez que foi assumido o valor máximo de soleira (ver Figura 19) para operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos, e que ela varia de 0,86 metros abaixo até 0,30 metros acima da linha d'água de acordo com os estudos elaborados por SHEINBERG *et al.* [8], a altura média h_1 foi estimada como 0,957 metros. A Figura 28 a seguir ilustra os principais parâmetros geométricos da rampa e níveis da superfície livre interior a ela considerados relevantes para a presente análise. A altura de 1,237 metros corresponde ao nível da superfície quando a rampa encontra-se completamente alagada, conforme ilustrado pela Figura 19.

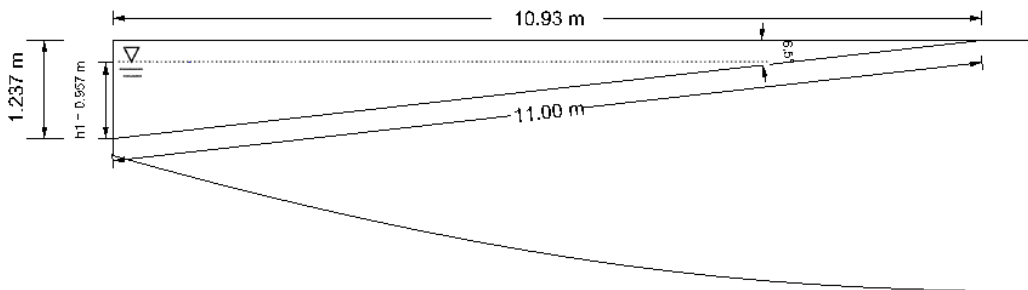


Figura 28 – Desenho ilustrativo descrevendo os principais parâmetros geométricos da rampa de popa, e sua profundidade de soleira (média e máxima).

Fonte: Rhinoceros.

Definidos os parâmetros geométricos e visto que atenderam à condição imposta por RABINOVICH [12] para ambiente de águas rasas ($\frac{h_1}{L} < 0,1$), a formulação expressa pela Equação (4.3) foi aplicada para o cálculo de T_0 e, a partir das razões descritas na

Tabela 11, foram obtidos os valores dos períodos correspondentes aos demais modos de oscilação da superfície livre da água armazenada no interior da rampa de popa.

Tabela 12 – Valores dos períodos naturais para os modos ressonantes da superfície livre da água armazenada sobre a rampa de popa.

Modo Natural (n)	Período de oscilação (T_n)
0	18,7 s
1	8,1 s
2	5,2 s
3	3,8 s

Através dos resultados acima e das curvas da Figura 23, observa-se que durante operações que envolvem o emprego da rampa de popa, o movimento de *surge* excita as frequências naturais do modo fundamental ($n = 0$) e dos outros dois modos seguintes ($n = 1$ e $n = 2$), o que provoca as ampliações nos valores dos coeficientes de massa adicional e amortecimento verificadas próximo aos períodos de 18, 8 e 5 segundos. No que diz respeito ao movimento de *heave*, nota-se que este excita as frequências naturais referentes aos dois primeiros modos ($n = 0$ e $n = 1$), visto as rápidas variações sofridas pelos termos de radiação, próximo aos períodos de 18 e 8 segundos. Entretanto, com relação ao movimento de *pitch*, percebe-se que este excita apenas a frequência natural do modo fundamental, de forma que tais variações sejam observadas apenas próximo de 18 segundos.

A influência das oscilações ressonantes sobre o comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento por ocasião do emprego da rampa também está relacionada ao fato de haver uma parcela de ondas progressivas no volume de água armazenada sobre a sua superfície, e que irradiam para a o domínio externo ao casco através da abertura de acesso na popa. Ao ser considerada apenas a parcela de ondas estacionárias na região da rampa, o acúmulo de energia ali existente faz com que ondas não sejam geradas além da sua face superior e, conseqüentemente, não se propaguem para o ambiente externo ao casco [11], corroborando para o efeito de *Sloshing*. Sendo assim, com base nas considerações feitas por RABINOVICH [12] e nos exemplos de “*Open-ended basin*” ilustrados pela Figura 25, a elevação da superfície livre tende a ser nula na extremidade da rampa que tem acesso ao mar, e o resultado desta região ser um ponto nodal consiste na existência de um fluxo de massa através da abertura correspondente à porta na popa do navio.

Nesse contexto, DEAN *et al.*[13] mencionam que ondas de pequena amplitude não transmitem massa quando se propagam através de um fluido, pois as trajetórias das partículas de água são fechadas, conforme o comportamento de ondas progressivas, demonstrado (qualitativamente) pela Figura 29 abaixo.

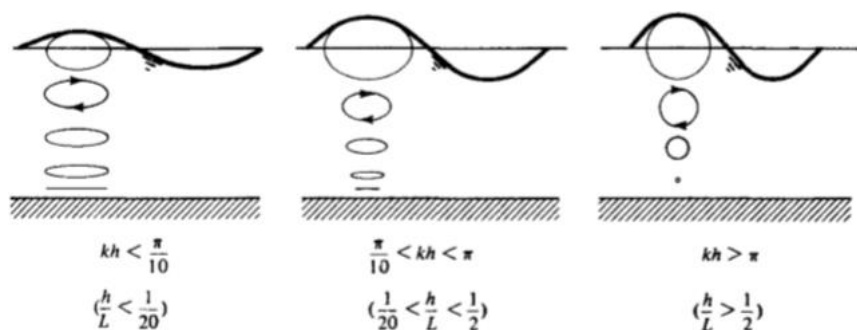


Figura 29 – Demonstração para trajetórias das partículas de água em ondas progressivas em diferentes profundidades relativas.

Fonte: Dean et al. (2000).

Contudo, tais ondas podem transmitir energia, que é composta por duas parcelas: a de energia potencial, resultante do deslocamento da superfície livre, e a parcela de energia cinética, proveniente do fato das partículas de água se moverem através do fluido [13]. Como exemplo, DEAN *et al.*[13] descrevem a situação em que ondas são geradas por um objeto caindo sobre uma superfície de águas inicialmente tranquilas. Neste caso, uma parcela de energia cinética do objeto é transformada em energia de ondas. Visto que tais ondas se propagam, fica evidente que há uma transferência de energia para além da área onde ela é gerada. A taxa na qual ela é transferida é denominada como fluxo de energia (“*Energy Flux*”).

Com base nas considerações acima, pode-se afirmar que uma parcela de ondas progressivas também deve ser considerada entre as paredes laterais da rampa. E que a energia proveniente de suas respectivas oscilações sobre a superfície da rampa não permanece completamente acumulada em seu interior, havendo, desta forma, um acoplamento entre o fluido enclausurado em sua área e o domínio externo ao casco do navio escolta. Portanto, o fato deste espaço confinado conter oscilações ressonantes que também são provenientes de ondas progressivas, e de ele ser parte do domínio da água externa ao navio faz com que um campo de ondas distante ao casco seja gerado [10]. A consequência disso é o efeito de amortecimento das ondas irradiadas a partir dessas oscilações ressonantes, o que implica mudanças na resposta de movimento do navio. Já com relação às perturbações sofridas nos termos de massa adicional, estas

também estão relacionadas às variações dos modos evanescentes que permanecem ao redor do casco por ocasião da abertura da porta de acesso, que, diferentemente das ondas progressivas, não dissipam energia [27].

Através da Figura 23, também é possível notar que para os movimentos de *sway* e *roll*, o emprego da rampa não gera mudanças expressivas no comportamento dos coeficientes hidrodinâmicos em relação aos seus resultados na condição estanque. Um aumento de aproximadamente 48% é observado nos valores do coeficiente de massa adicional em *sway* (\bar{A}_{22}), na faixa de períodos próxima dos 3 segundos. Este acréscimo se deve ao fato desse movimento excitar apenas a frequência natural correspondente ao quarto modo de oscilação ($n = 3$) da superfície livre da água enclausurada na rampa, ao passo que o movimento do navio em *roll* excita apenas a frequência relacionada ao segundo modo ($n = 1$), visto às perturbações (pouco expressivas) próximas do período de 8 segundos.

4.2. Forças e momentos de excitação induzidos por ondas e respostas de movimento (RAO)

Neste item foram realizadas análises comparativas das forças e momentos de excitação gerados por ondas externas que atuam sobre o navio escolta, bem como de suas respectivas respostas de movimento para ondas regulares, a partir das condições estando ele estanque (Cond. Estanque) e operando a sua rampa de popa (Op. Rampa). O estudo foi feito primeiramente para os movimentos de *surge* e *sway* e, em seguida, para os movimentos ressonantes de *heave*, *roll* e *pitch*. Para essas cinco situações, foram consideradas as incidências de onda propostas pela Figura 22 e, com base na abordagem feita no APÊNDICE B, foram exploradas a importância do período natural, dos níveis de excitação e de amortecimento na avaliação das respostas de movimento do navio. A fim de auxiliar tal avaliação, foi empregada a seguinte relação de Haskind [9], que expressa os coeficientes de amortecimento em termos de forças de excitação para um corpo com simetria lateral

$$b_{ii} = \frac{|X_i|^2}{2\rho g C_g} \quad (4.4)$$

Nela, X_i refere-se à amplitude da força de excitação (ou momento de excitação) por unidade de comprimento para o movimento de corpo rígido i (que neste estudo, corresponde a $i = 1, 2, 3, 4, 5$) e C_g à velocidade de grupo.

Esta análise comparativa também utilizou os gráficos da Figura 23, referentes aos coeficientes de massa adicional e amortecimento para cada um dos movimentos de corpo rígido propostos. Além disso, a partir dos resultados provenientes da execução dos códigos WAMIT descritos no APÊNDICE G, foram traçadas curvas de força e momento de excitação segundo a relação de Haskind expressa pela Equação 3.9, e as curvas de RAO (*Response Amplitude Operator*). Semelhantemente aos termos de massa adicional e amortecimento, tanto as amplitudes de excitação (X_i) quanto as de movimento (ξ_i) foram representadas nas suas respectivas formas adimensionalizadas [22]:

$$\bar{X}_i = \frac{X_i}{\rho g A L^m} \quad (\text{onde } m = 2 \text{ para } i = 1, 2, 3 \text{ e } m = 3 \text{ para } i = 4, 5) \quad (4.5)$$

$$\bar{\xi}_i = \frac{\xi_i}{A/L^n} \quad (\text{onde } n = 0 \text{ para } i = 1, 2, 3 \text{ e } n = 1 \text{ para } i = 4, 5) \quad (4.6)$$

Os movimentos de rotação (ξ_4 e ξ_5) são medidos em radianos.

4.2.1. Respostas em *Surge*

A análise realizada no item (4.1) permitiu verificar forte influência do emprego da rampa no comportamento dos coeficientes hidrodinâmicos de massa adicional e amortecimento. Através da Figura 23 e dos resultados da Tabela 12, foi observado que cada movimento de corpo rígido excita um (ou mais) modo ressonante correspondente às oscilações da superfície livre da água no interior da rampa por ocasião de seu alagamento durante as operações. Isso pôde ser verificado através das rápidas variações sofridas pelos termos de radiação que são provocadas em relação à condição do navio estando estanque. No que diz respeito ao movimento de *surge*, a análise dos coeficientes também mostrou que este corresponde ao que excita maior número de modos ressonantes no interior da rampa durante o seu emprego, causando as referidas perturbações em até três diferentes faixas de períodos de onda, conforme também pôde ser verificado através da Figura 23.

O acoplamento existente entre a superfície livre no interior da rampa e o domínio externo ao casco, proveniente da parcela de ondas progressivas que irradiam para além dele de modos evanescentes que permanecem ao seu redor, permite que as alterações sofridas pelos coeficientes hidrodinâmicos influenciem a amplitude de excitação induzida pelas ondas sobre o navio, além de sua respectiva resposta de movimento. A influência na excitação pode ser descrita através da Relação de Haskind expressa pela Equação 4.4. A Figura 30 exibe as variações em relação à condição estanque sofridas por esses dois parâmetros (\bar{X}_i e $\bar{\xi}_i$), considerando as sete incidências de onda representadas anteriormente pela Figura 22. Nota-se que maiores perturbações ocorrem para as incidências de 0° , 30° e 60° , e que ondas provenientes de través ($\beta = 90^\circ$) praticamente não influenciam a resposta de movimento em nenhuma das condições de operação. A descrição separadamente do comportamento das amplitudes das forças de excitação e respostas de movimento nas duas condições operacionais, para cada direção de onda, estão disponíveis no APÊNDICE H.

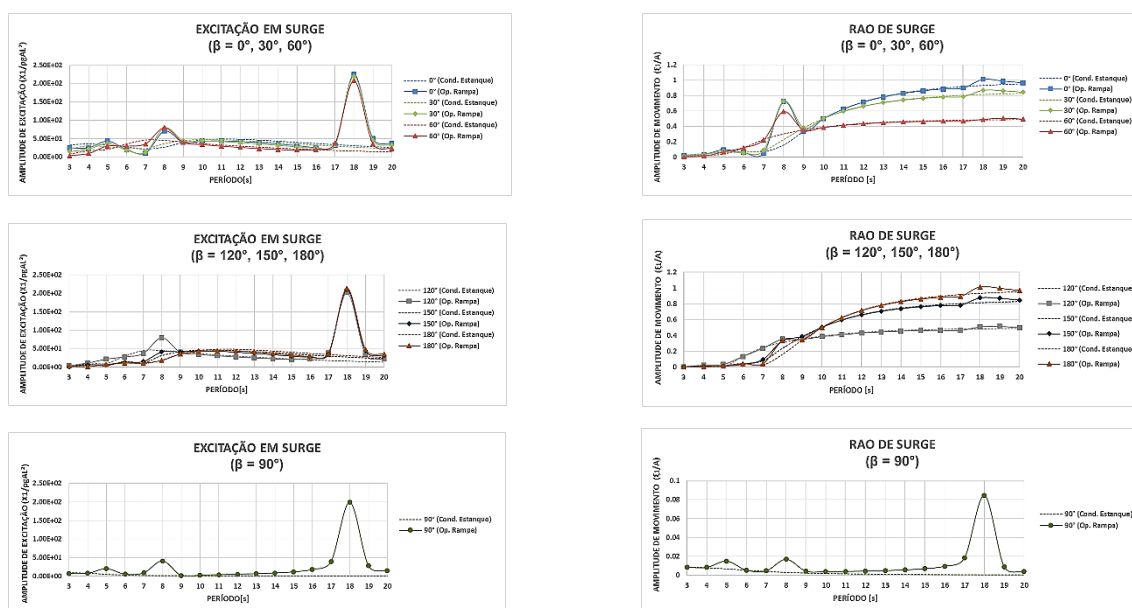


Figura 30 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de surge.

Alguns comentários a respeito das figuras acima são listados a seguir:

- Na faixa correspondente aos menores períodos de onda (mais especificamente no intervalo de 4 a 6 segundos), para todas incidências analisadas, o emprego da rampa de popa produz um aumento na amplitude de movimento do navio em relação à resposta na condição estanque. Tais ampliações podem ser consideradas desprezíveis em

relação às demais alterações, observadas para valores de períodos maiores e que são discutidas adiante. Outro aspecto observado está relacionado ao fato de nesta mesma faixa também haver um acréscimo na excitação, o qual pode ser justificado através da Relação de Haskind (Equação 4.4), visto a elevação no nível de amortecimento neste intervalo de períodos (ver Figura 23). Nota-se que ampliações mais significantes, tanto na amplitude de excitação quanto na resposta de movimento, correspondem às direções de 0°, 30° e 60°, sendo mais expressivas em mares de popa (0°), conforme discretiza a Figura 31.

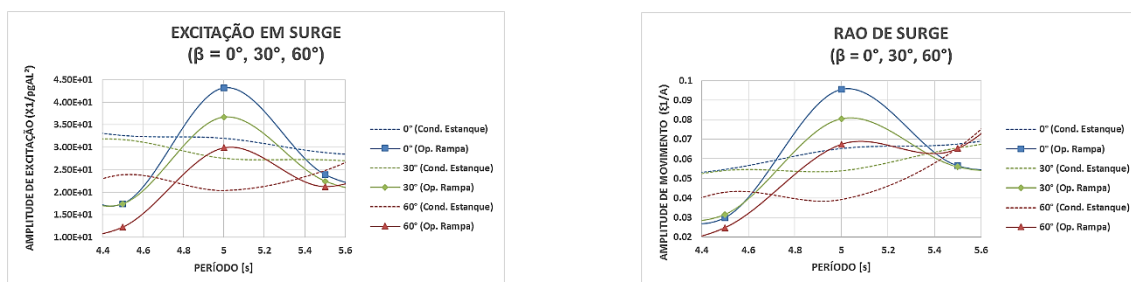


Figura 31 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de surge: faixa de 4,5 a 5,5 segundos e incidências de 0°, 30° e 60°.

Apesar da amplitude de movimento ser praticamente desprezível na referida faixa de períodos, é válido observar a influência das alterações sofridas pelos coeficientes de radiação sobre a resposta do navio nas operações com a rampa. A Figura 32 a seguir também discretiza tal região e exibe com maiores detalhes as variações nos termos de massa adicional e amortecimento ocorridas ao redor do período de 5 segundos, o qual é próximo daquele (5,2 segundos) correspondente ao terceiro modo ressonante (isto é, $n = 2$) da superfície livre da água no interior da rampa, conforme descrito na Tabela 12.

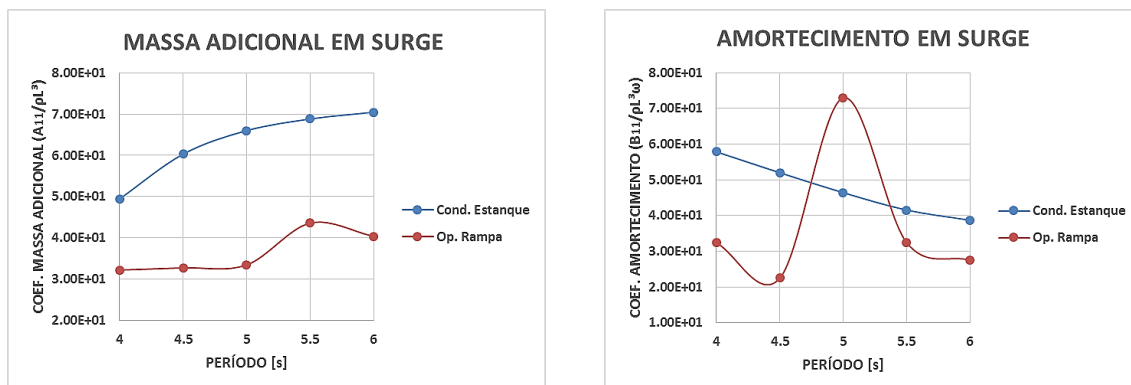


Figura 32 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento desacoplado de surge: faixa de 4 a 6 segundos.

A figura acima permite notar que o aumento de amortecimento gerado pela propagação de energia proveniente das ondas progressivas de tal modo ressonante não é suficiente para reduzir a amplitude de movimento em relação à condição estanque, conforme visto na Figura 31. Uma vez que que o movimento desacoplado de *surge* (assim como os de *sway* e *yaw*) não possui períodos ressonantes [5], pode-se inferir que a elevação na resposta de movimento observada durante o uso da rampa é governada pelo decréscimo sofrido na parcela de massa adicional oriundo da variação dos modos evanescentes ao redor do casco, e o aumento da excitação verificado na faixa de períodos mencionada.

- O emprego da rampa também gera mudanças em relação à condição estanque entre os períodos de 7 e 9 segundos. Neste intervalo, há um acréscimo na amplitude de excitação que, segundo a Relação de Haskind, também é causado pela variação sofrida no nível de amortecimento verificada na Figura 23. Essa elevação ocorre para a maioria das incidências de onda (exceto 180°) e as maiores variações novamente correspondem às ondas oriundas de 0°, 30° e 60°. É nessa faixa, também, que são verificadas as amplificações de resposta de movimento mais expressivas em relação às da condição estanque durante o movimento do navio em *surge*. Tais elevações ocorrem próximas do período de 8 segundos e também são provocadas por ondas provenientes de 0°, 30° e 60°, conforme mostra a Figura 33 abaixo.

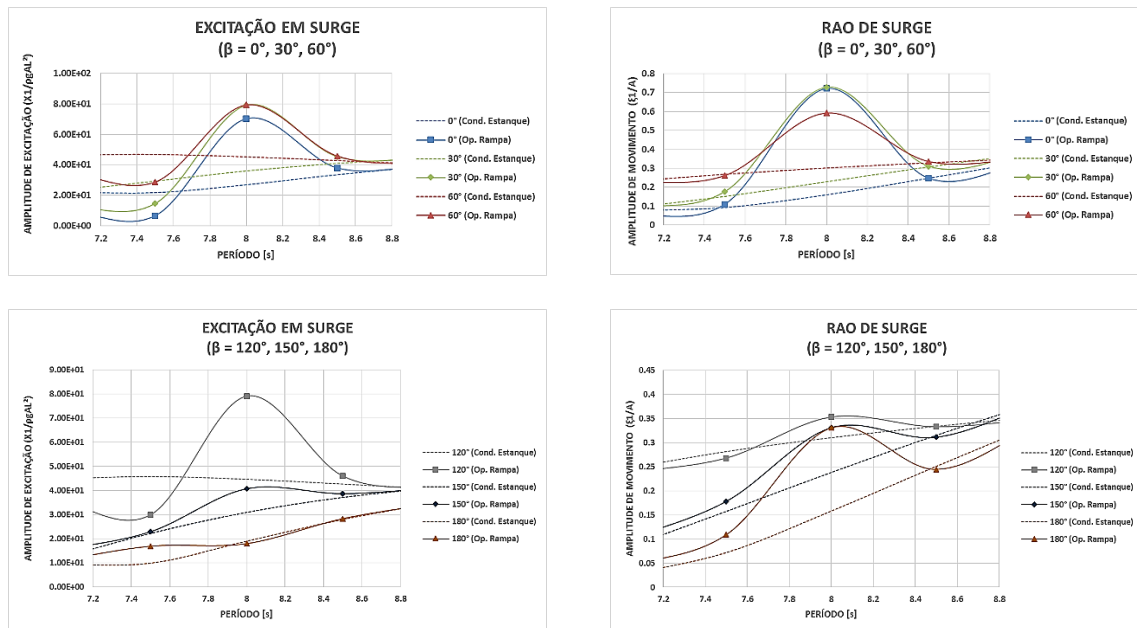


Figura 33 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *surge*: faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 0°, 30° e 60°, e de 120°, 150° e 180°.

Além do acréscimo na excitação induzida por ondas, outro fator responsável pela amplificação da amplitude de movimento discretizada pela figura acima consiste na influência causada pelas variações nos termos de radiação no presente intervalo. Durante o item 4.1, foi verificado por meio dos resultados da Tabela 12 que o movimento do navio em *surge* também excita o segundo modo ressonante (isto é, $n = 1$) correspondente às oscilações da superfície livre no interior da rampa. Além disso, através da Figura 33 é possível notar que o valor máximo das variações sofridas na referida faixa ocorre para o período de 8 segundos, que é um valor próximo daquele relacionado a tal modo ressonante (8,1 s). A Figura 34 abaixo detalha o aumento nos termos de massa adicional e amortecimento ocorridos nesse intervalo. Entretanto, devido ao fato do movimento de *surge* não ser ressonante [5], as amplificações na resposta de movimento durante o emprego da rampa devem-se principalmente ao acréscimo sofrido na excitação induzida pelas ondas.

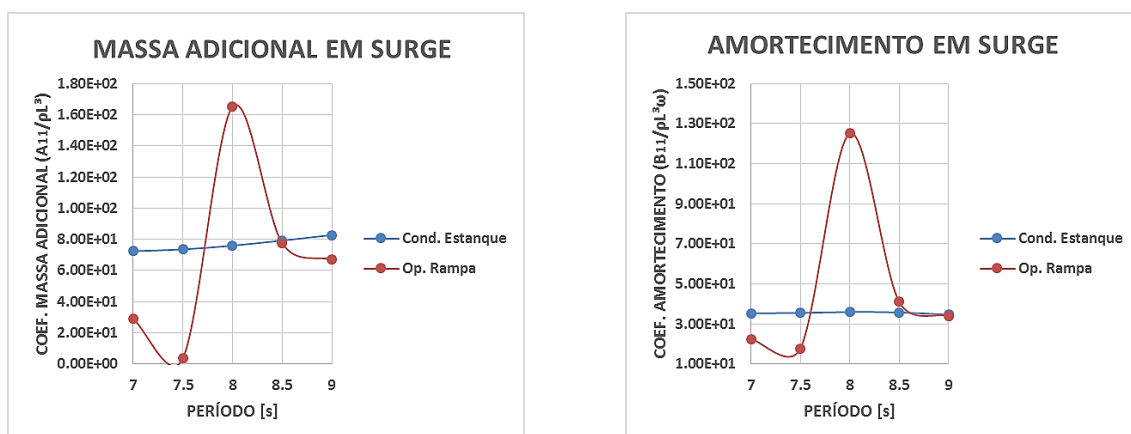


Figura 34 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *surge*: faixa de 7 a 9 segundos.

- As últimas alterações na resposta de movimento em *surge* que são verificadas por ocasião do emprego da rampa ocorrem para as menores frequências de onda, correspondentes aos períodos de 17 a 19 segundos. Nesse intervalo, há um leve acréscimo na amplitude de movimento para todas incidências analisadas, sendo que as variações em relação à condição estanque nas direções de 0° e 180°, 30° e 150°, 60° e 120° são bem próximas entre si, conforme detalha a Figura 35 abaixo. Aumentos mais expressivos são observados para mares de proa (180°) e popa (0°).

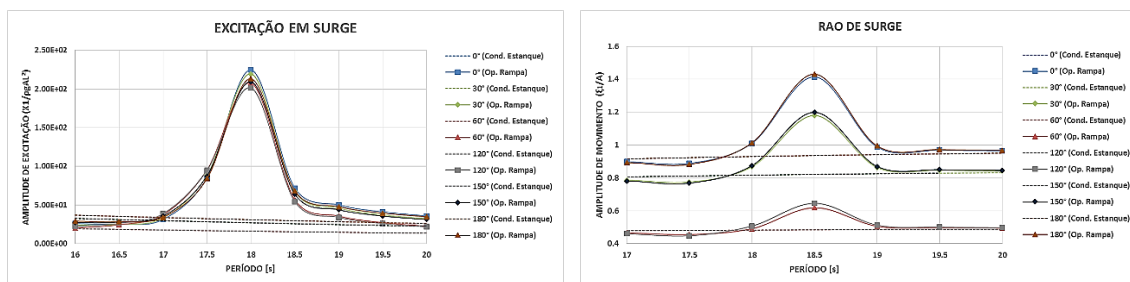


Figura 35 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de surge: faixa de 17 a 19 segundos. As curvas para $\beta = 90^\circ$ não estão representadas pelo fato desta incidência não influenciar a resposta de movimento de forma significativa.

Semelhantemente às duas faixas de períodos já analisadas, o presente intervalo também compreende o período natural referente a um dos modos de oscilação da superfície livre da água armazenada sobre a rampa. Conforme abordado no item 4.1, o movimento de surge também excita o primeiro modo ressonante (isto é, $n = 0$) de tal superfície, cujo período (que, neste caso, corresponde ao fundamental [12]) é de 18,6 segundos, conforme listado na Tabela 12. Na Figura 35, nota-se que os maiores acréscimos na amplitude de movimento ocorrem para valores de períodos próximos a esse. Além disso, as maiores variações nas parcelas de massa adicional e amortecimento ocorrem nessa faixa de 17 a 19 segundos, onde ele está compreendido. A seguir, encontra-se representada uma discretização feita a partir da Figura 23, ilustrando com mais detalhes as variações sofridas pelos coeficientes hidrodinâmicos no referido intervalo.

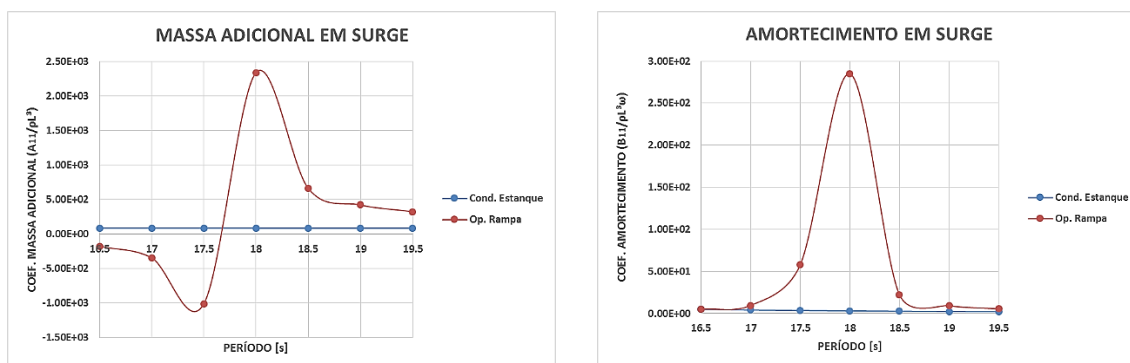


Figura 36 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de surge: faixa de 17 a 19 segundos.

Percebe-se que, apesar das variações observadas nos termos de radiação durante as operações com a rampa, o efeito provocado pelo aumento da excitação (em todas

incidências de onda, conforme mostra a Figura 35) é suficiente para gerar o acréscimo verificado na resposta de movimento do navio em relação à sua condição estanque.

4.2.2. Respostas em Sway

Poucas são as variações em relação à condição estanque que são observadas na resposta do navio devido ao emprego da rampa durante seu movimento em sway. O mesmo comportamento é verificado na excitação induzida pelas ondas e nos valores dos coeficientes hidrodinâmicos, conforme visto na Figura 23. A seguir, são disponibilizadas as curvas comparando as amplitudes de excitação e de movimento nas duas condições operacionais (Cond. Estanque e Op. Rampa). Nota-se que, em toda a faixa de períodos considerada, os resultados obtidos geraram linhas praticamente sobrepostas para as sete incidências de onda. Nesta análise, ondas provenientes de 0° e 180° foram excluídas, visto que suas influências na resposta de movimento do navio são praticamente desprezíveis. A descrição separadamente do comportamento das amplitudes das forças de excitação e respostas de movimento nas duas condições operacionais, e para cada direção de onda, estão disponíveis no APÊNDICE H.

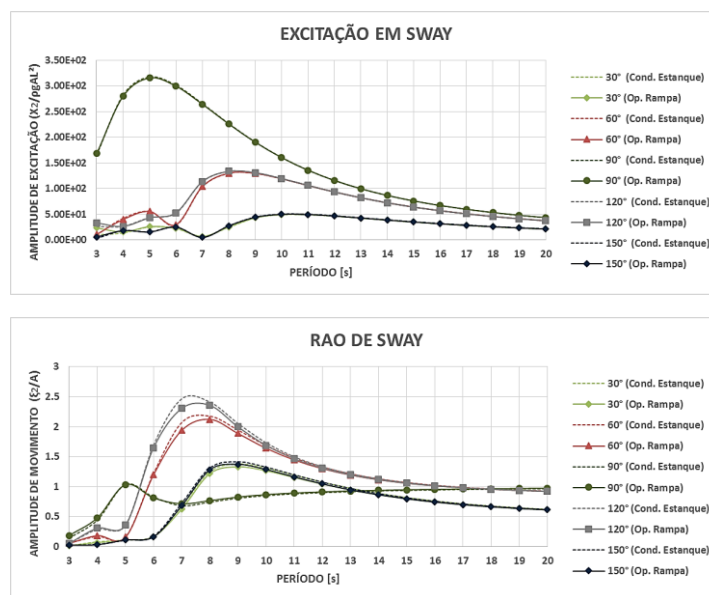


Figura 37 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de sway. As curvas para $\beta = 0^\circ$ e 180° não estão representadas pelo fato destas incidências não influenciarem a resposta de movimento.

São feitos os seguintes comentários a partir da figura acima:

- Tanto na condição estanque (Cond. Estanque) quanto na condição de emprego da rampa de popa (Op. Rampa), para pequenos períodos (mais especificamente na faixa de 3 a 6 segundos), as maiores amplitudes de excitação e de movimento são observadas para as incidências de 60°, 90° e 120°. O mesmo comportamento também é verificado para períodos mais elevados (a partir de 18 segundos), com os resultados mais expressivos para mares de través (90°) em ambas situações.
- Em menores frequências de onda (mais especificamente a partir do período de 9 segundos) também é verificado redução na resposta de movimento para a maioria das direções de onda propostas (exceto 90°). Decréscimos na amplitude de excitação e no nível de amortecimento também são observados (ver Figura 23). Uma vez que o movimento de *sway* não possui períodos ressonantes [5], pode-se dizer que a redução na amplitude de movimento observada a partir dos 9 segundos, para as incidências de 30°, 60°, 120° e 150°, é provocada pela variação sofrida na excitação induzida por ondas externas representada na Figura 37.

O comportamento semelhante entre as curvas das duas condições operacionais verificado na Figura 37 representa que o emprego da rampa de popa não impacta a resposta de movimento do navio em *sway*, independente do ângulo de incidência das ondas. Isso mostra certa concordância com o critério estabelecido por SHEINBERG *et al.* [8] que trata o movimento de *sway* do navio escolta (mais especificamente na região da popa) como um dos mais limitantes para o emprego da rampa, de forma a aumentar a possibilidade de sucesso nas operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos e a segurança da tripulação responsável por conduzi-los até a estação de recolhimento da rampa no interior da “*Multimission Bay*”.

4.2.3. Respostas em *Heave*

As curvas da Figura 38 a seguir descrevem o comportamento da força de excitação induzida por ondas externas e da resposta de movimento do navio para as duas condições operacionais e considerando as sete incidências de onda propostas. Variações mais expressivas em relação à condição estanque são observadas na resposta de movimento correspondente às incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°, ao contrário das direções de 60° e 90°, que não exercem tanta influência na amplitude de movimento durante operações com a rampa, conforme também é detalhado abaixo. Figuras descrevendo separadamente os comportamentos das amplitudes das forças de

excitação e respostas de movimento nas duas condições operacionais, e para cada direção de onda, estão disponíveis no APÊNDICE H.

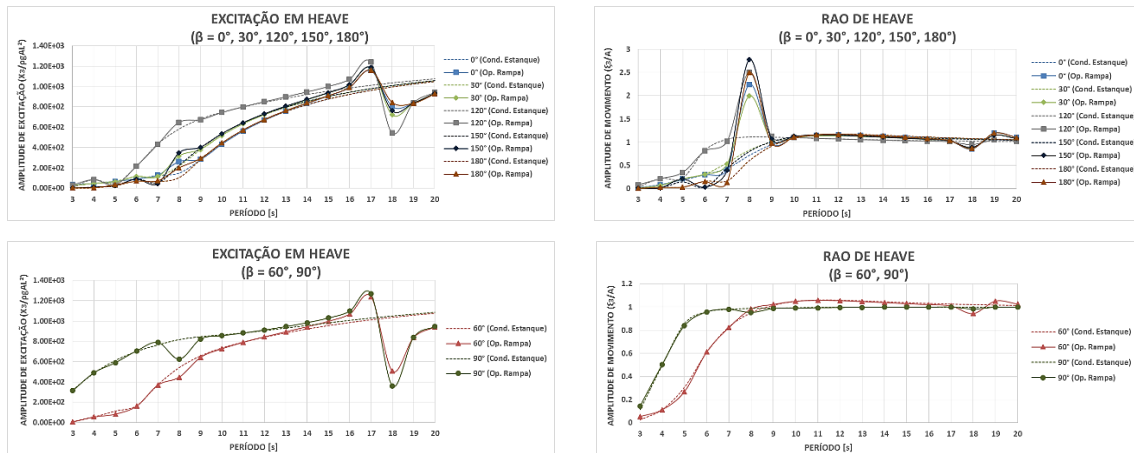


Figura 38 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *heave*.

Analisando as curvas acima, observa-se que:

- Para pequenos períodos (mais especificamente de 3 a 6 segundos), tanto na condição estanque (Cond. Estanque) quanto na condição de emprego da rampa de popa (Op. Rampa), as amplitudes de excitação e de movimento são maiores para as incidências de 60°, 90° e 120°, sendo mais expressivas em mares de través (90°), conforme discretizado na Figura 39 abaixo.

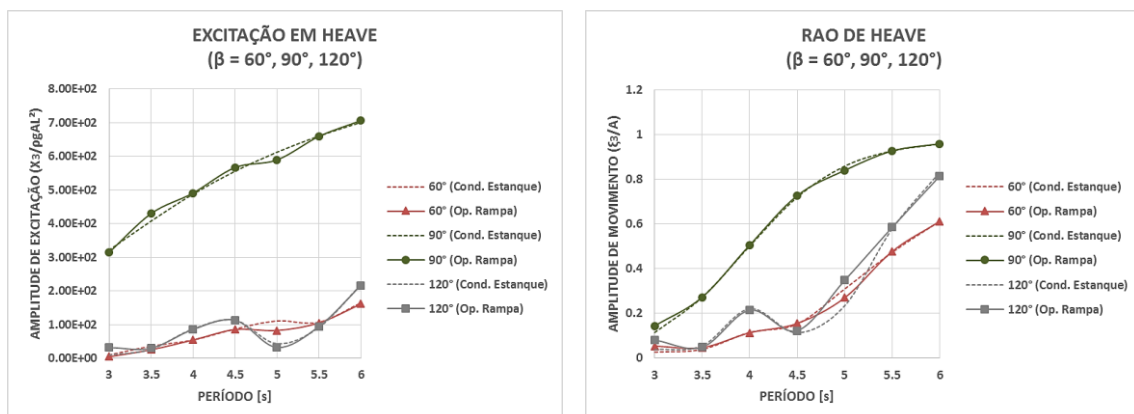


Figura 39 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *heave*: faixa de 3 a 6 segundos, incidências de 60°, 90° e 120°.

- Nas duas condições operacionais, entre os períodos de 4,5 e 6,5 segundos, ocorre uma amplificação na amplitude de movimento para as incidências de 150° e 180°. Esta faixa compõe a região de baixos coeficientes de amortecimento e massa adicional, conforme visto na Figura 23. Observando o detalhamento abaixo, é possível notar que os valores de período de onda em tal intervalo são próximos do período natural de *heave* do navio para as duas condições operacionais (4,53 e 4,55 segundos, vide resultados na Tabela 10), caracterizando ocorrência de ressonância.

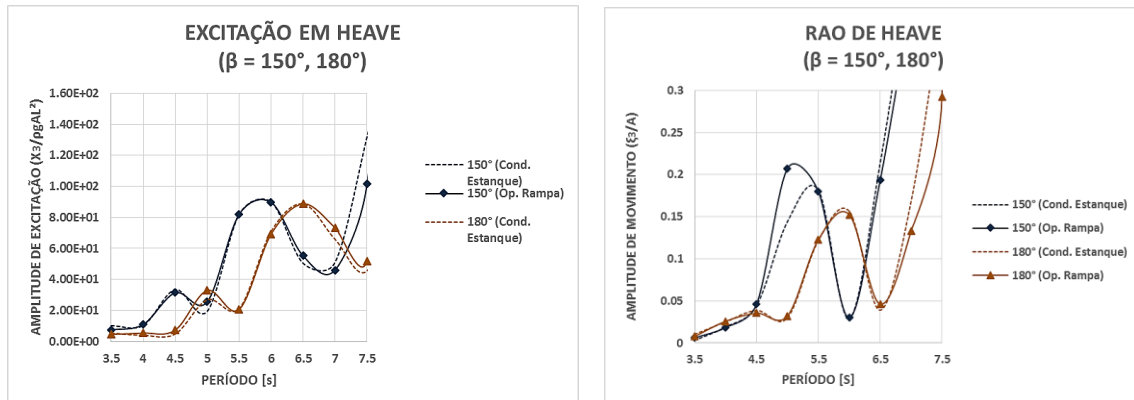


Figura 40 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *heave*: ocorrência de ressonância na faixa de 4,5 a 6,5 segundos, incidências de 150° e 180°.

De acordo com NEWMAN [9], a resposta ressonante é inversamente proporcional ao coeficiente de amortecimento, mas, relembra-se a conexão que há entre a amplitude da excitação induzida pelas ondas e o coeficiente de amortecimento através da relação de Haskind descrita pela Equação (4.4). Através de tal relação, nota-se que, para corpos com simetria lateral, o nível de amortecimento é proporcional ao quadrado da força de excitação, tornando a resposta ressonante inversamente proporcional à mesma. Sendo assim, visto a pequena amplitude de excitação (e conseqüentemente, baixo nível de amortecimento) na faixa de 4,5 a 6,5 segundos, o navio apresenta uma amplificação de amplitude na resposta ressonante, conforme consta na Figura 40 acima.

- Em todas incidências de onda analisadas, ambas as condições de operação são caracterizadas pela convergência de suas respectivas respostas de movimento próximo ao maior período da faixa considerada; Isso se deve ao fato de que pequenas frequências corroboram para grandes comprimentos de onda, de forma que o movimento vertical seja dominado pelos termos de restauração [20]. Desta forma, o

navio oscila com a frequência da onda a medida que ela diminui e, conseqüentemente, o RAO tende para 1.

- Na condição de emprego da rampa, a faixa correspondente aos períodos de 7,5 a 8,5 segundos é marcada por um aumento significativo na amplitude de excitação em relação à condição estanque para a maioria das incidências de onda analisadas (exceto 60° e 90°), sendo o valor máximo alcançado aos 8 segundos. Nesta faixa, também há uma redução do nível de amortecimento e um aumento na parcela de massa adicional em relação aos resultados obtidos para a condição estanque, conforme mostra a Figura 41 abaixo. Tais alterações são influenciadas, respectivamente, pelas oscilações de segundo modo (vide Tabela 12) correspondente a parcela de ondas progressivas sobre a rampa, que irradiam através da abertura de acesso ao mar e pela variação dos modos evanescentes que permanecem ao redor do casco por ocasião do emprego da rampa.

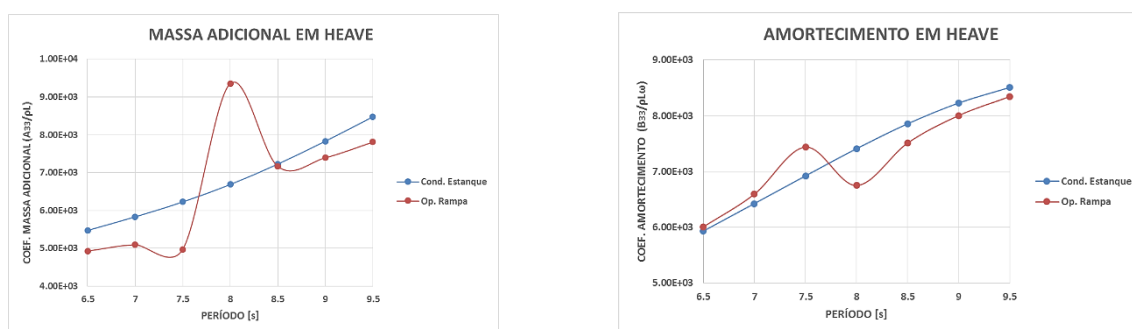


Figura 41 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de heave: faixa de 6,5 a 9,5 segundos.

No entanto, no que diz respeito ao movimento vertical do navio, por essa faixa não se tratar de uma região ressonante, as amplificações na resposta de movimento verificadas durante o uso da rampa para as incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°, também são governadas pelo aumento na excitação induzida pelas ondas. As maiores variações em relação à condição estanque ocorrem para as direções de 120°, 150° e 180° conforme mostra a Figura 42 a seguir.

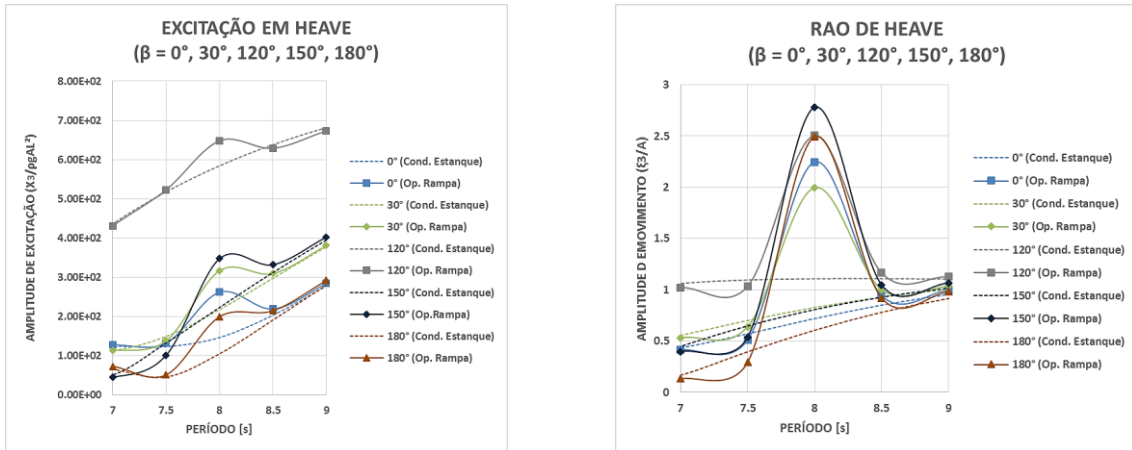


Figura 42 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de heave: faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°.

Além disso, aos 8 segundos, para as incidências de 60° e 90°, também é observado um decréscimo na amplitude de excitação em relação aos resultados da condição estanque. Contudo, tal variação não provoca mudanças expressivas na resposta de movimento, conforme mostra a Figura 43.

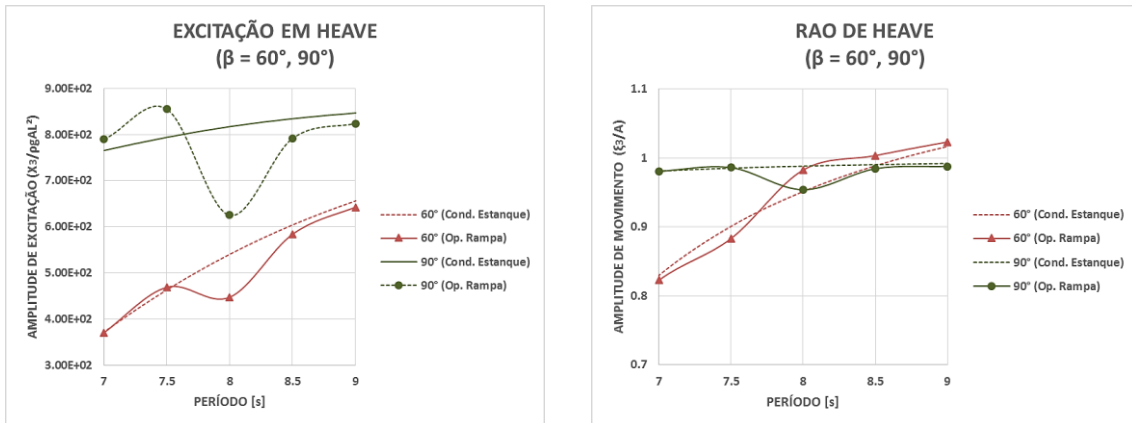


Figura 43 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de heave: faixa de 7 a 9 segundos, incidências de 60° e 90°.

- Em operações com a rampa, também são verificadas mudanças na resposta de movimento do navio para os períodos de onda mais elevados (especificamente de 16 a 20 segundos). Tais resultados mostram a influência das variações nos termos de massa adicional e amortecimento, provenientes (respectivamente) de ondas evanescentes que permanecem ao redor do casco e de ondas progressivas que irradiam a partir da

superfície da rampa para além do navio. As referidas variações são discretizadas na Figura 44 abaixo.

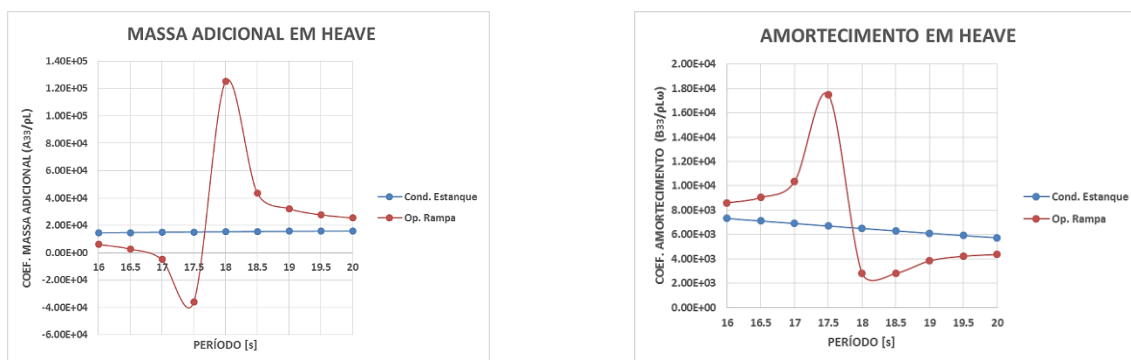


Figura 44 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *heave*: faixa de 16 a 20 segundos.

Considerando que na faixa de períodos supracitada as maiores variações na resposta de movimento em relação à condição estanque são observadas para as incidências de 0° , 30° , 150° e 180° , foram geradas as curvas abaixo:

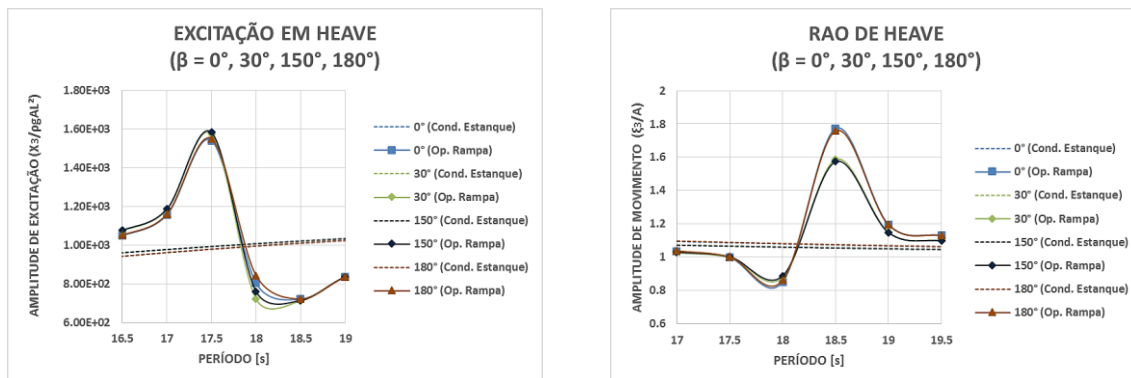


Figura 45 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *heave*: faixa de 16,5 a 19 segundos, incidências de 0° , 30° , 150° e 180° .

No que diz respeito às mudanças de *Seakeeping* provocadas pelo emprego da rampa, analisando as figuras 44 e 45, observa-se que:

I. No intervalo de 16,5 a 17,5 segundos, há um aumento na amplitude de excitação para as quatro incidências de onda especificadas. Essa faixa também é caracterizada pela elevação do nível de amortecimento devido ao efeito gerado pelos efeitos

ressonantes correspondentes ao primeiro modo de oscilação da superfície livre da água no interior da rampa, conforme descrito na Tabela 12. O acoplamento entre essa superfície e o domínio externo ao navio permite que uma parcela de ondas progressivas irradie ondas externas ao casco, elevando o nível de amortecimento e, conseqüentemente, evitando amplificações na resposta de movimento vertical do navio. Nota-se que o efeito da variação negativa no termo de massa adicional, proveniente da pressão da água armazenada sobre a rampa [11], não gera mudanças expressivas na amplitude de movimento do navio em relação à sua resposta na condição estanque;

II. No intervalo de 17,5 a 18 segundos, é verificada uma rápida variação no nível de amortecimento, a qual também está relacionada aos efeitos das oscilações ressonantes da superfície livre da água no interior da rampa [11] que se propagam para o infinito através da porta de acesso ao mar. Nesse intervalo, apesar da redução de amortecimento, há expressiva amplificação do coeficiente de massa adicional. Além dessas variações nos termos de radiação, há uma redução na amplitude da excitação. Uma vez que esse intervalo não consiste em uma região ressonante para o movimento vertical do navio (visto seu período natural de *heave* na condição estanque e quando operando a rampa: 4,53 e 4,55 segundos, respectivamente), a redução do amortecimento torna-se menos crítica em comparação com os efeitos gerados pelas alterações na parcela de massa adicional e excitação, provocando decréscimo na amplitude de movimento para aquelas quatro incidências de onda;

III. Entre os períodos de 18 e 19 segundos é observado amplificação na amplitude de movimento para as quatro incidências destacadas na Figura 45, sendo as respostas mais expressivas correspondentes aos mares de popa (0°) e proa (180°). Tanto a amplitude da excitação quanto o nível de amortecimento mostram-se menores em relação aos valores obtidos para a condição do navio estanque. No entanto, nota-se que nessa faixa de períodos, que compreende o período natural (18,6 segundos) referente ao modo fundamental de oscilação da superfície livre no interior da rampa (vide Tabela 12), também há redução significativa na parcela de massa adicional, resultando amplificação na resposta de movimento.

4.2.4. Respostas em *Roll*

No que diz respeito ao movimento do navio em *roll*, as operações com a rampa não provocam variações expressivas em sua resposta de movimento em relação aos

resultados da condição estanque. Tal comportamento também pôde ser observado nas curvas dos coeficientes hidrodinâmicos (através da Figura 23) e nas curvas de amplitude de excitação, calculada para cada incidência de onda. Infere-se que isso se deva ao acoplamento que há com o movimento de *sway*, visto os resultados obtidos para os coeficientes das matrizes de massa adicional e amortecimento relacionados a esses dois movimentos, os quais são representados na Figura 46 a seguir, para as duas condições de operação do navio.

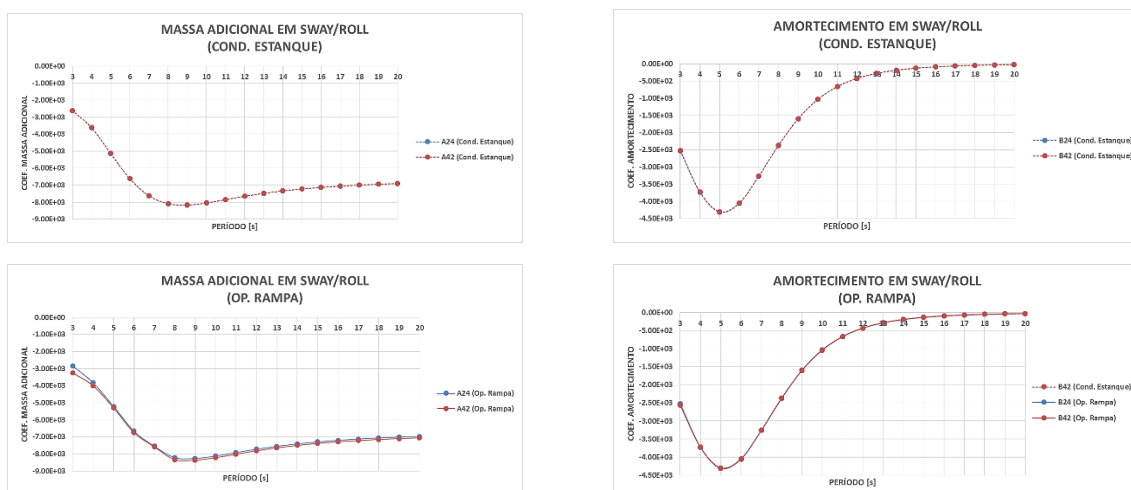


Figura 46 – Comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento ilustrando o acoplamento entre os movimentos de *sway* e *roll* nas duas condições de operação propostas.

A Figura 47 mostra o comportamento da força externa induzida por ondas e a resposta de movimento para ambas condições operacionais (Cond. Estanque e Op. Rampa). As incidências de 0° e 180° foram excluídas nessa etapa da análise, visto suas influências serem praticamente desprezíveis. Figuras descrevendo separadamente os comportamentos das amplitudes das forças de excitação e respostas de movimento nas duas condições operacionais, e para cada direção de onda, estão disponíveis no APÊNDICE H.

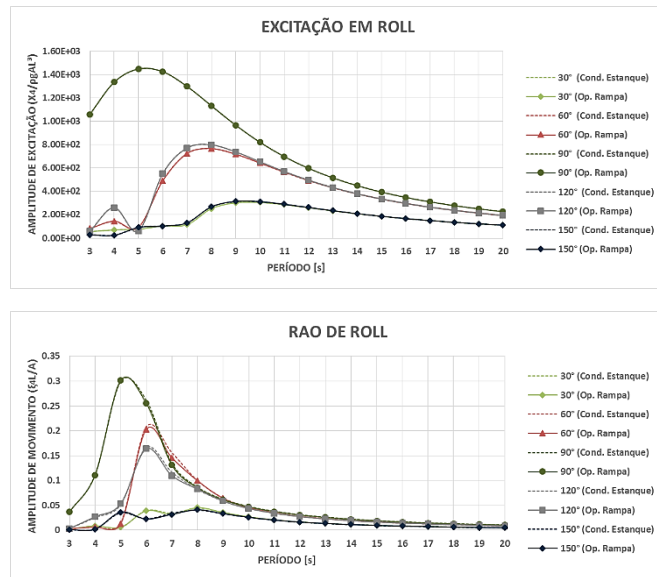


Figura 47 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *roll*. As curvas para $\beta = 0^\circ$ e 180° não estão representadas pelo fato destas incidências não influenciarem a resposta de movimento.

Com base nas curvas acima, observa-se que:

- Tanto na condição estanque (Cond. Estanque) quanto na condição de emprego da rampa de popa (Op. Rampa), para pequenos períodos (mais especificamente na faixa de 3 a 6 segundos), a amplitude de excitação e a resposta de movimento são maiores para as incidências de 60° , 90° e 120° , sendo mais expressivas em mares de través (90°).
- Em ambas condições, nos menores períodos de onda (entre 3,5 e 6,5 segundos), são observadas ampliações na amplitude de excitação e na resposta de movimento para todas incidências. Uma discretização de tal região está na Figura 48 abaixo, onde ondas de 30° e 150° geram maiores ampliações na amplitude de movimento próximo dos 5,5 segundos, ao passo que as incidências de 60° e 120° elevam mais a resposta de movimento do navio entre os períodos de 5,5 e 6,5 segundos. Além disso, nota-se que a referida faixa compreende períodos de onda próximos dos períodos naturais de *roll* do navio, tanto na condição estanque quanto na de emprego da rampa (5,35 e 5,36 segundos, respectivamente, conforme resultados da Tabela 10), contribuindo para que neste caso as respostas de ambas condições sejam caracterizadas como ressonantes.

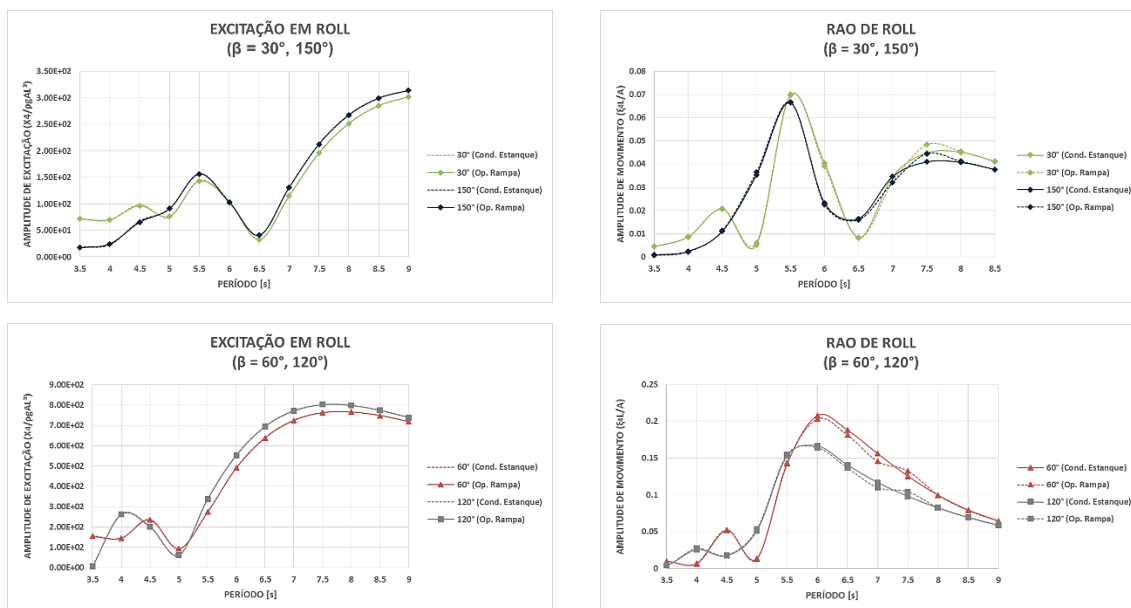


Figura 48 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de roll: Ocorrência de ressonância na faixa de 3,5 a 6,5 segundos, incidências de 30°, 60°, 120° e 150°.

O detalhamento para a incidência de 90°, ilustrado na Figura 49 abaixo, mostra que ondas de través também geram amplificação na amplitude de excitação próximo dos 5,5 segundos. Maiores amplitudes de movimento também são observadas próximas deste período, caracterizando, portanto, respostas ressonantes para as duas condições de operação do navio.

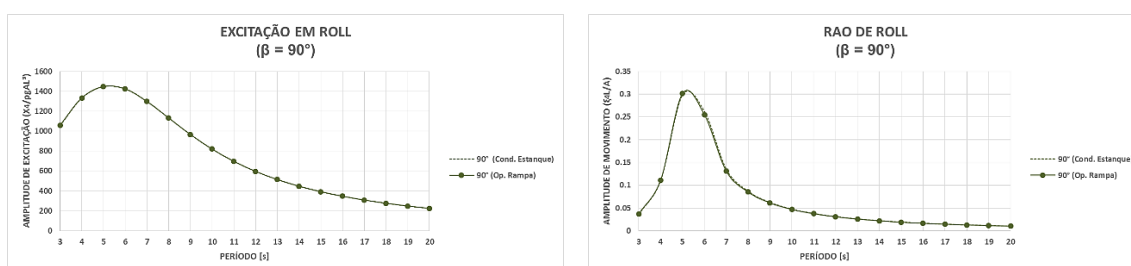


Figura 49 – Comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de roll para mares de través (90°). Ocorrência de ressonância na faixa de 4 a 6 segundos.

- Para menores frequências de onda (mais especificamente a partir do período de 9 segundos), a Figura 47 mostra que ambas condições de operação são caracterizadas por uma redução na resposta de movimento que ocorre para todas as direções de onda propostas na análise. Observa-se que, apesar do decréscimo expressivo no nível de amortecimento (verificado através da Figura 23), a amplitude de excitação também sofre uma redução para todas incidências. Visto que períodos superiores a 9 segundos estão

fora da região de ressonância, esta variação na excitação implica também em um decréscimo na amplitude de movimento.

- Em toda a faixa de períodos, não são verificadas influências do uso da rampa sobre a amplitude de excitação e no nível de amortecimento, conforme visto nas Figuras 23 e 47. Operações com a rampa geram mudanças na amplitude de movimento do navio apenas na faixa aproximadamente de 6 a 8 segundos. Tais variações não são expressivas em relação à resposta na condição estanque, e podem ser verificadas para ondas provenientes de 30°, 60°, 120° e 150°, conforme mostra a Figura 50 abaixo.

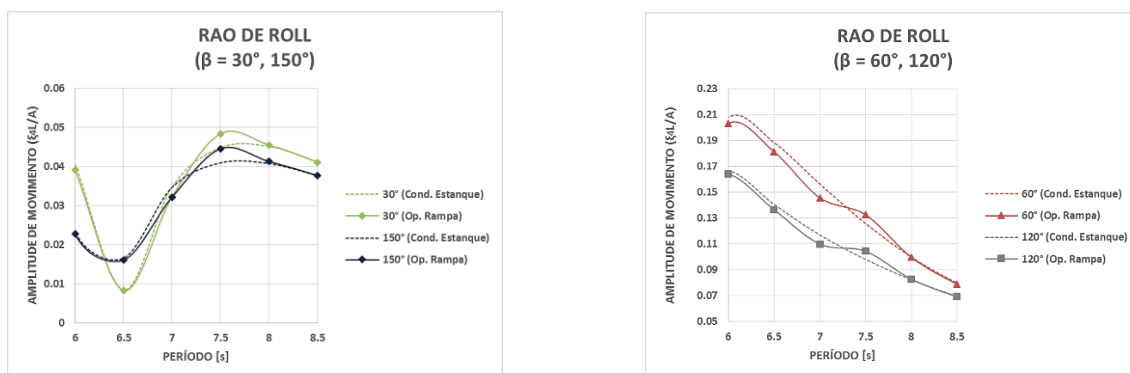


Figura 50 – Discretização do comportamento da resposta de movimento do navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *roll*: faixa de 6 a 8,5 segundos, incidências de 30°, 60°, 120° e 150°.

O comportamento das curvas correspondentes à condição de emprego da rampa (Op. Rampa) ilustradas na Figura 50 é consequência da variação em relação à condição estanque sofrida pela parcela de massa adicional (ver Figura 23). Tal perturbação é proveniente das oscilações da superfície livre da água armazenada no interior da rampa, que provocam alterações nos modos evanescentes ao redor do casco por conta da abertura da porta de acesso na popa. Através da Figura 51 a seguir, é possível notar que durante o movimento em *roll*, a variação torna-se mais perceptível na faixa de 6,5 a 8,5 segundos, que compreende o período natural referente ao segundo modo de oscilação ressonante da superfície livre (8,1 segundos), conforme exibem os resultados da Tabela 12.

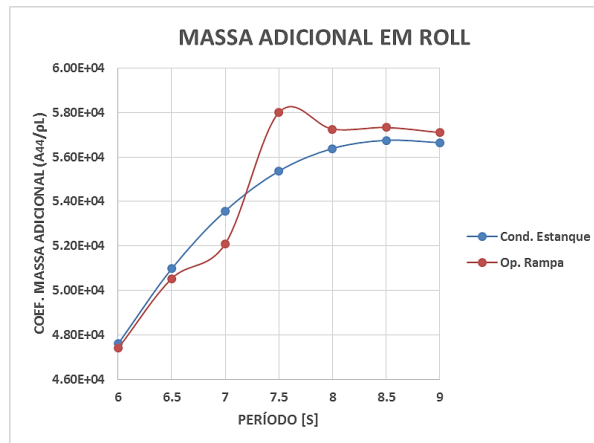


Figura 51 – Discretização do comportamento do coeficiente de massa adicional nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de roll: faixa de 6 a 9 segundos.

4.2.5. Respostas em Pitch

As alterações nas respostas em *pitch* que são geradas devido ao emprego da rampa de popa se assemelham àquelas verificadas durante o movimento do navio em *heave*. As faixas de períodos nas quais tais mudanças são observadas são as mesmas para os dois modos. Infere-se que tais semelhanças devem-se ao acoplamento que há entre eles, o qual pode ser verificado através do comportamento semelhante observado entre os demais coeficientes de massa adicional e amortecimento, além dos valores praticamente idênticos para os termos de restauração hidrostática C_{35} e C_{53} . A Figura 52 e a Tabela 13 abaixo representam os resultados desses coeficientes, obtidos através dos códigos WAMIT que se encontram disponíveis no APÊNDICE G.

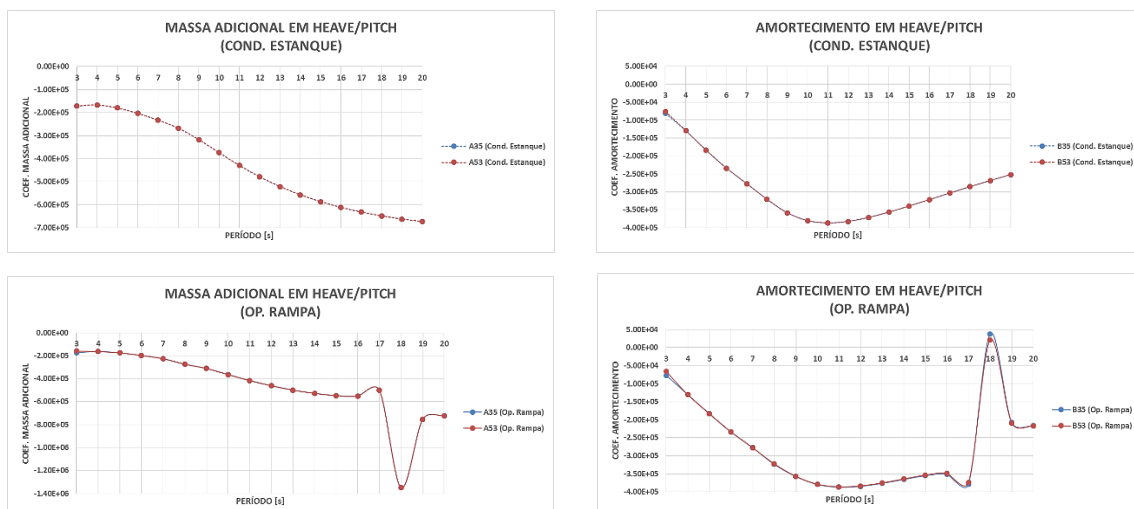


Figura 52 – Comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento ilustrando o acoplamento entre os movimentos de *heave* e *pitch* nas duas condições de operação propostas.

Tabela 13 – Coeficientes de restauração hidrostática considerando os movimentos acoplados de *heave* e *pitch* (valores adimensionalizados).

Condição Operacional	C_{35}	C_{53}
Cond. Estanque	-55774,6	-55774,6
Op. Rampa	-55537,6	-55537,6

Contudo, no movimento em *pitch*, tanto na condição estanque, quanto durante o emprego da rampa, é possível observar um decréscimo na resposta do navio em relação aos resultados obtidos para o movimento em *heave*, visto que tornam-se praticamente desprezíveis para grande parte da faixa de períodos de onda adotada.

A Figura 53 a seguir ilustra as alterações em relação aos resultados da condição estanque nas amplitudes de excitação e de movimento. Nota-se que o comportamento das curvas de resposta de movimento durante o emprego da rampa são semelhantes para as incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°, e que a influência das incidências de 60° e 90° são praticamente desprezíveis em toda faixa de períodos considerada. As curvas ilustrando separadamente o comportamento desses parâmetros, nas duas condições operacionais do navio, e para cada direção de onda, estão disponíveis no APÊNDICE H.

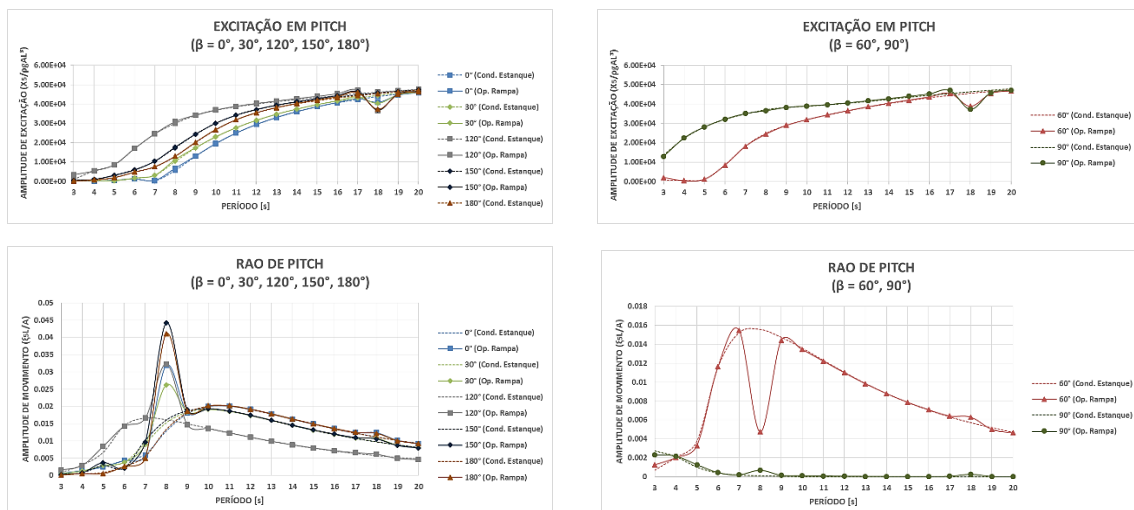


Figura 53 – Comparação entre o comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *pitch*.

Nas duas condições de operação, um aspecto a ser observado em relação às direções de 60° e 90° está relacionado ao fato de ambas provocarem respostas de movimento praticamente nulas, apesar de suas respectivas amplitudes de excitação resultante serem tão expressivas quanto aquelas relacionadas às demais incidências. Isso se deve ao valor elevado das parcelas de massa adicional e amortecimento observado em toda faixa de períodos, conforme pôde ser observado na Figura 23. Além disso, é possível notar que dos cinco movimentos de corpo rígido analisados, este é o que apresenta os resultados mais expressivos para os coeficientes hidrodinâmicos.

Ao analisar as curvas da Figura 53, também é possível verificar que:

- Tanto na condição estanque (Cond. Estanque) quanto na condição de emprego da rampa de popa (Op. Rampa), para pequenos períodos (mais especificamente na faixa de 3 a 6 segundos), a amplitude de excitação é maior para as incidências de 90° e 120°, enquanto que a resposta de movimento é praticamente desprezível para todas as direções propostas. A Figura 54 abaixo representa uma discretização da amplitude de excitação na referida faixa de períodos.

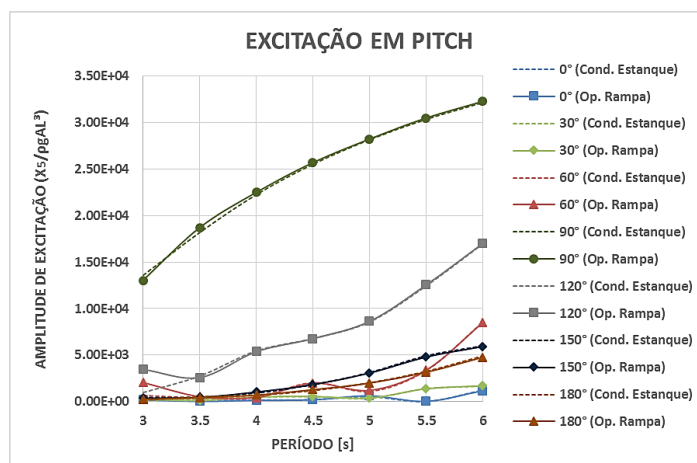


Figura 54 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *pitch*: faixa de 3 a 6 segundos.

Outro aspecto a ser considerado para a faixa mencionada, está relacionado ao fato de ela compreender o período natural de *pitch* do navio, tanto para a condição estanque quanto para a de emprego da rampa (3,76 e 3,74 segundos respectivamente, conforme resultados da Tabela 10). Visto que nesse intervalo a amplitude de movimento é desprezível, pode-se inferir que operações com a rampa não provocam respostas ressonantes em *pitch*.

- Respostas de movimento pouco mais expressivas são observadas apenas com o emprego da rampa, entre os períodos de 7 a 9 segundos, conforme ilustra a Figura 55 a seguir. Nota-se que maiores ampliações de amplitude ocorrem para as incidências de 150° e 180°. As respostas para as ondas de 60° e 90° não são representadas por serem desprezíveis.

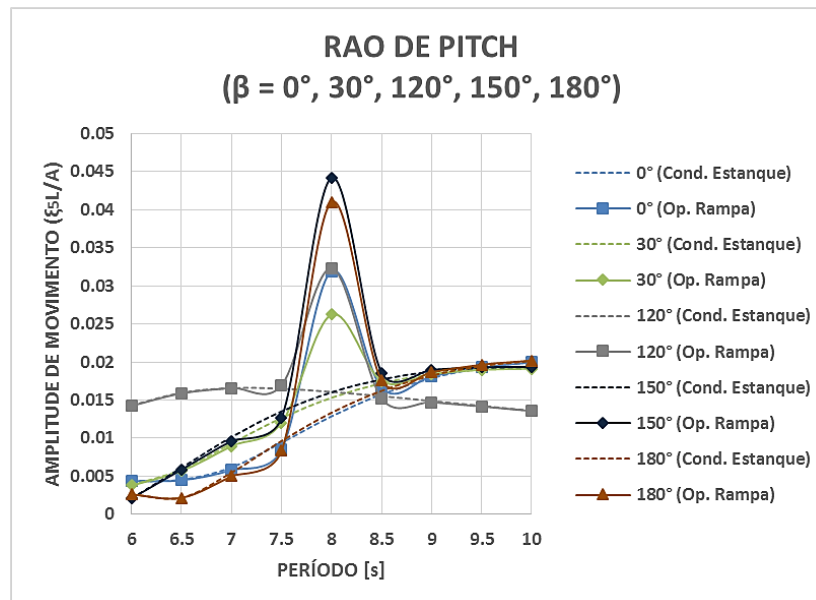


Figura 55 – Discretização do comportamento da resposta de movimento do navio nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *pitch*: faixa de 6 a 10 segundos, incidências de 0°, 30°, 120°, 150° e 180°.

Uma vez que tal faixa não corresponde a uma região ressonante, conclui-se que tais ampliações são governadas pela excitação induzida pelas ondas incidentes. Ondas provenientes de 150° e 180° atuam com maior amplitude de excitação sobre o navio neste intervalo (ver Figura 53), contribuindo para que tais incidências provoquem maiores respostas de movimento.

Outro aspecto a ser levado em consideração consiste no fato do período de 8 segundos ser próximo daquele correspondente ao segundo modo de oscilação ressonante da superfície livre da água armazenada no interior da rampa de popa (8,1 segundos, vide Tabela 12). Visto que na Figura 23 não foram verificadas perturbações nos coeficientes hidrodinâmicos próximas a este período de onda, a resposta de movimento durante o emprego da rampa (mesmo amplificada) permanece desprezível, se comparada a do movimento do navio em *heave*.

- Semelhantemente ao movimento do navio em *heave*, para menores frequências de onda (mais especificamente na faixa de 17 a 19 segundos), alterações em relação à condição estanque nas amplitudes de excitação e de movimento são provocadas pelo

emprego da rampa. A Figura 56 representa uma discretização de tal região e mostra com mais detalhes as variações para as incidências de 0°, 30°, 150° e 180°, que geram as respostas mais significativas na referida faixa de períodos.

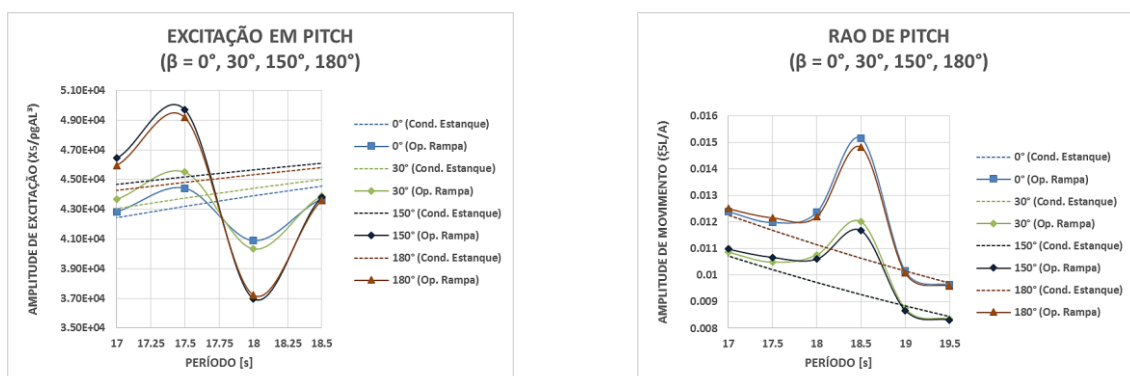


Figura 56 – Discretização do comportamento da força de excitação sobre o navio e sua respectiva resposta de movimento nas condições estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *pitch*: faixa de 17 a 19 segundos, incidências de 0°, 30°, 150° e 180°.

Apesar das alterações em relação à condição estanque verificadas na Figura 56 não serem tão significativas quanto as observadas no movimento ressonante de *heave*, vale novamente destacar a influência das perturbações sofridas pelos coeficientes hidrodinâmicos na faixa entre 17 e 19 segundos, conforme detalha a Figura 57 abaixo. Lembra-se que tal intervalo compreende o período (18,6 segundos) referente ao modo fundamental ($n = 0$) de oscilação ressonante da superfície livre da água sobre a superfície da rampa, de onde uma parcela de ondas progressivas irradia para o infinito e outra provoca alterações nos modos evanescentes que permanecem ao redor do casco.

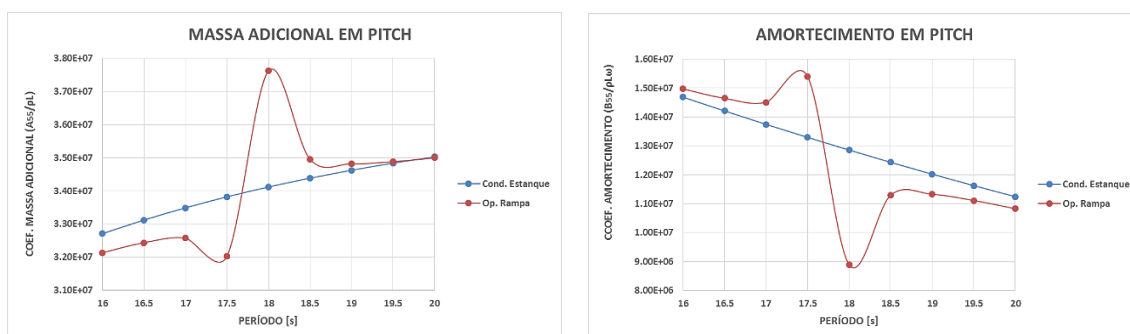


Figura 57 – Discretização do comportamento dos coeficientes de massa adicional e amortecimento nas condições de navio estanque e empregando a rampa de popa durante o movimento de *pitch*: faixa de 16 a 20 segundos.

4.3. Verificação do limite de estado de mar para avaliação do emprego da rampa de popa

A verificação do limite de estado de mar necessária para avaliação da possibilidade de serem realizadas operações que envolvem o emprego da rampa de popa pelo navio escolta em estudo utilizou a mesma abordagem feita por CHUN *et al.* [25], por meio da qual foram obtidas informações sobre as respostas de movimento de um navio patrulha da guarda costeira sul coreana em duas diferentes condições de estados de mar, assumindo um ambiente de mar irregular. A partir de tais informações, foram aplicados os critérios estabelecidos por SHEINBERG *et al.* [8] para o emprego de rampas de popa, os quais foram abordados com maiores detalhes no APÊNDICE D. Basicamente, em resumo, tais critérios consistem em três conjuntos principais:

- O primeiro, relacionado aos movimentos induzidos por ondas do navio escolta, é semelhante àquele aplicado para operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos a partir de turcos laterais [28];
- O segundo, que leva em consideração o movimento relativo da soleira da rampa dentro e fora d' água, corresponde ao critério de disponibilidade da rampa; e
- O terceiro conjunto, que está relacionado à capacidade da embarcação orgânica de realizar uma operação de recuperação bem sucedida diante dos movimentos relativos vertical e de *sway* da popa do navio escolta [29].

Dos três critérios acima, SHEINBERG *et al.* [8] consideram aquele relacionado aos movimentos induzidos por ondas do navio escolta como o de maior influência para o emprego da rampa. Além disso, os resultados de seu estudo mostraram que o critério de disponibilidade da rampa não é limitante em navios com porte de fragata cuja profundidade da soleira é maior do que 0,61 metros, mesmo em regiões onde a altura significativa da onda ultrapassa 6,0 metros, conforme descrito nas Considerações Finais do APÊNDICE D. Já com relação ao terceiro conjunto de critérios, SHEINBERG *et al.* [8] destacam sua importância para a avaliação da segurança da tripulação do veículo orgânico durante as operações de recuperação.

Visto que para as análises deste estudo a profundidade da soleira assumida para a rampa do navio escolta foi a maior possível (isto é, 1,237 metros, conforme ilustrado nas figuras 19 e 28), o critério que diz respeito à disponibilidade da rampa não foi levado em consideração na identificação do limite de estado de mar. No que diz respeito aos critérios estabelecidos para o movimento da popa do navio escolta, além destes

priorizarem a avaliação da segurança da tribulação do RHIB, outro aspecto observado consiste no fato deles serem empregados para condições em que o navio opera com velocidade de avanço diferente de zero (ver Tabelas 30 e 31 no APÊNDICE D). Portanto, visto que o estudo procedeu com o navio operando na condição de velocidade nula (e com base nas demais informações acima), a verificação do limite de estado de mar foi feita apenas através da aplicação do critério relacionado aos movimentos do navio induzidos por ondas, os quais são considerados mais limitantes para o emprego da rampa de popa [8] e estão resumidos a seguir:

Tabela 14 – Critérios limites para movimentos do navio induzidos por ondas aplicados por ocasião do emprego da rampa de popa em operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos.

Critério	Limite
Roll	< 8,0° SSA
Pitch	< 2,5° SSA

4.3.1. Respostas para mar irregular

A fim de dar início à verificação do limite de estado de mar necessário para a avaliação da procedência de operações do navio escolta que envolvem o emprego da rampa de popa, foram selecionadas as condições de mar com maior probabilidade de ocorrência anual na região do Atlântico Sul, que é caracterizada por ser uma das áreas estratégicas de mais importância para a Marinha do Brasil. A Tabela 15 [30] a seguir mostra que para tal região, maiores probabilidades de ocorrência anual correspondem aos estados de mar 4, 5 e 6.

Tabela 15 – Estatística anual de estados de mar para o Atlântico Sul.

South Atlantic							
Sea State Number	Significant Wave Height (m)		Sustained Wind Speed (knots)		Percentage Probability of Occurrence	Modal Wave Period	
	Range	Mean	Range	Mean		Range	Most Probable
0-1	0.0 - 0.1	0.05	1-5.9	4.7	0.0	0.9-2.7	1.9
2	0.1 - 0.5	0.30	2.4-14.3	9.2	0.2	2.2-12.3	3.7
3	0.5 - 1.25	0.88	3-14.2	9.8	2.9	6.1-14.3	9.3
4	1.25 - 2.5	1.88	4.9-19.9	13.4	53.1	7.1-14.2	10.5
5	2.5 - 4.0	3.25	7.6-25.2	18.5	28.9	7.9-14.2	11.2
6	4.0 - 6.0	5.00	11.7-32.2	25.1	12.8	9.2-14.2	11.8
7	6.0 - 9.0	7.50	21.2-38.6	32.5	2.0	11-14.6	12.8
8	9.0 - 14.0	11.50	31.4-46.3	39.0	0.0	13.3-16.4	14.6
>8	>14.0	-	-	-	0.0	-	-

A partir dos valores disponíveis na tabela acima para altura significativa média da onda (*Significant Wave Height*) e período modal (*Modal Wave Period*) referentes aos estados de mar 4, 5 e 6, foram simuladas ondas irregulares através do Espectro de *Bretschneider*, que corresponde a um dos mais tradicionais e populares espectros aplicados para regiões de mar aberto [20], cuja formulação pode ser descrita da seguinte maneira [20]:

$$S_{\zeta}(\omega) = \frac{173 \cdot H_{1/3}^2}{T_1^4} \cdot \omega^{-5} \cdot \exp \left\{ \frac{-692}{T_1^4} \cdot \omega^{-4} \right\} \quad (4.7)$$

onde ω corresponde à frequência das ondas e $H_{1/3}$ à altura significativa média. O período médio T_1 é dado por $T_1 = 0,772 \cdot T_m$, onde T_m refere-se ao período modal [20]. A Tabela 16 abaixo resume os parâmetros de espectro empregados para as três condições de mar selecionadas.

Tabela 16 – Parâmetros de espectro de onda.

Estado de Mar	Parâmetros do Espectro	
	$H_{1/3}$ [m]	T_m [s]
4	1,88	10,5
5	3,25	11,2
6	5,00	11,8

A partir dos dados listados acima e aplicando a Equação (4.7), foi possível obter as curvas do espectro de onda para os três estados de mar propostos. Para isso, considerando a faixa de períodos (3 a 20 segundos) adotada durante a Metodologia do estudo, foi utilizada uma quantidade de aproximadamente 100 frequências para a representação do espectro, que corresponde a uma das mais usuais de acordo com a 17ª ITTC de 1984 [20]. Outro aspecto relevante consiste no fato de nesta análise também ter sido assumida a condição de *long crested sea* [31], na qual o espectro é descrito matematicamente por um espectro de onda unidirecional, com ondas se propagando em uma única direção, sem haver espalhamento.

É possível notar que, para os três valores de altura significativa correspondentes à cada condição de mar, o critério de disponibilidade da rampa não é limitante, visto que

os estudos elaborados por SHEINBERG *et al.* [8] concluíram que para navios com porte de fragata, tal critério não torna-se limitante quando a profundidade de soleira da rampa ultrapassa os 0,61 metros, mesmo em regiões cuja altura significativa da onda é maior do que 6,0 metros (ver considerações finais do APÊNDICE D). A figura abaixo representa os resultados obtidos para os espectros de onda nas condições de mar 4, 5 e 6.

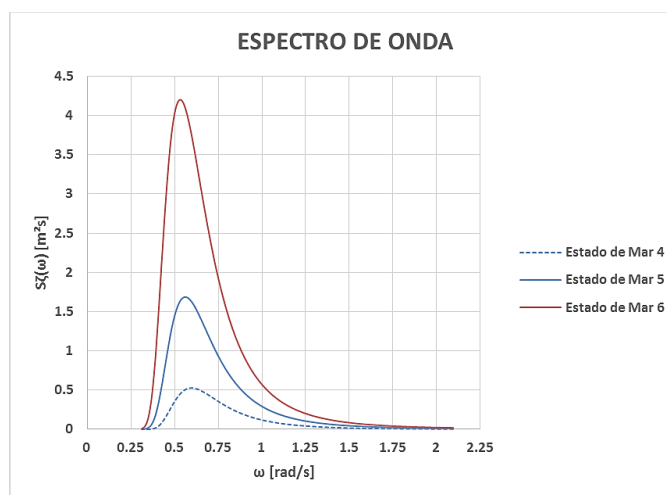


Figura 58 – Espectro de onda para os estados de mar 4, 5 e 6 em região do Atlântico Sul.

A interação entre o ambiente de ondas irregulares proposto e o casco do navio em estudo é refletida através de um espectro de resposta, o qual foi obtido elevando ao quadrado a função de transferência relacionada ao RAO dos movimentos induzidos e multiplicando-a pelo espectro de onda do estado de mar correspondente [32]. Sendo assim, a expressão abaixo [20] foi utilizada para representar o espectro de resposta relacionado ao movimento de *heave* do navio escolta

$$S_z(\omega) = \left| \frac{\xi_3}{A} \right|^2 S_\zeta(\omega) \quad (4.8)$$

onde $\frac{\xi_3}{A}$ refere-se à função de transferência obtida através dos códigos WAMIT descritos no APÊNDICE G para as condições de navio estanque (Cond. Estanque) e empregando a rampa de popa (Op. Rampa), e $S_\zeta(\omega)$ ao espectro de onda unidirecional calculado através da Equação (4.7) para as três condições de estados de mar propostas. No que diz respeito aos movimentos de rotação, a Equação (4.8) também foi aplicada para o

cálculo de seus respectivos espectros de resposta. No entanto, considerando que suas respectivas funções de transferência são dadas na forma adimensional representada pela Equação (4.6), essas foram multiplicadas por um fator de 57,296 a fim de que seus valores fossem convertidos de radianos para graus. As curvas de espectros de resposta para as três condições de mar estabelecidas foram obtidas para os movimentos de *roll* e *pitch* por estes comporem parte do critério que avalia o emprego da rampa, e para o movimento de *heave*, visto que este, na abordagem feita para ondas regulares no item 4.2.3, apresentou variações expressivas nas respostas de *Seakeeping* do navio em relação à condição estanque.

A fim de analisar a influência do estado de mar nas respostas dos espectros, foram calculados os valores RMS (*Root Mean Square*) para os resultados obtidos, de modo que foi possível estimar a Amplitude Significativa (SSA) para os movimentos de *heave*, *roll* e *pitch*. De acordo com [32], o RMS pode ser assumido como a raiz da integral do espectro de resposta em relação à frequência da onda, ou seja:

$$RMS = \sqrt{m_0} \quad (4.9)$$

Onde m_0 é a variância do movimento dada pela área sob a curva correspondente ao espectro de resposta [26]:

$$m_0 = \int_0^{\infty} S_z(\omega) d\omega \quad (4.10)$$

A Amplitude Significativa (SSA) foi obtida como sendo [32]

$$SSA = 2. RMS \quad (4.11)$$

Tal parâmetro corresponde à média de 1/3 das maiores amplitudes de resposta e é frequentemente empregado na avaliação de critérios de movimentos de *seakeeping* em requisitos operacionais para um determinado projeto [30]. A partir dos espectros correspondentes às condições de mar 4, 5 e 6, os valores SSA referentes aos movimentos de *heave*, *roll* e *pitch* foram obtidos para as duas condições de operação do navio escolta, considerando as sete incidências de onda. Os resultados estão listados nas tabelas abaixo.

Tabela 17 – Amplitude Significativa do movimento de *heave* do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.

β (°)	SSA [m]					
	Cond. Estanque			Op. Rampa		
	4	5	6	4	5	6
0	0.84	1.53	2.44	0.87	1.57	2.49
30	0.86	1.56	2.47	0.88	1.58	2.49
60	0.88	1.56	2.44	0.88	1.55	2.43
90	0.91	1.58	2.44	0.91	1.58	2.44
120	0.96	1.68	2.60	0.98	1.71	2.63
150	0.86	1.55	2.46	0.90	1.61	2.54
180	0.81	1.49	2.40	0.85	1.55	2.47

Tabela 18 – Amplitude Significativa do movimento de *roll* do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.

β (°)	SSA [°]					
	Cond. Estanque			Op. Rampa		
	4	5	6	4	5	6
0	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
30	1.72	2.81	4.10	1.72	2.80	4.08
60	4.97	7.86	11.22	4.85	7.68	10.97
90	6.53	10.20	14.42	6.46	10.08	14.25
120	4.14	6.58	9.42	4.08	6.49	9.29
150	1.62	2.65	3.87	1.62	2.65	3.86
180	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

Tabela 19 – Amplitude Significativa do movimento de *pitch* do navio escolta para os espectros de onda obtidos a partir das condições de mar 4, 5 e 6.

β (°)	SSA [°]					
	Cond. Estanque			Op. Rampa		
	4	5	6	4	5	6
0	0.83	1.49	2.34	0.85	1.51	2.36
30	0.83	1.46	2.26	0.83	1.46	2.27
60	0.69	1.17	1.77	0.69	1.17	1.76
90	0.03	0.04	0.06	0.04	0.06	0.08
120	0.73	1.22	1.83	0.75	1.26	1.88
150	0.84	1.48	2.29	0.87	1.52	2.35
180	0.84	1.50	2.35	0.87	1.55	2.41

A Figura 59 mostra os valores SSA obtidos para os três movimentos e em ambas condições de operação. Os resultados estão em função do ângulo de incidência das ondas.

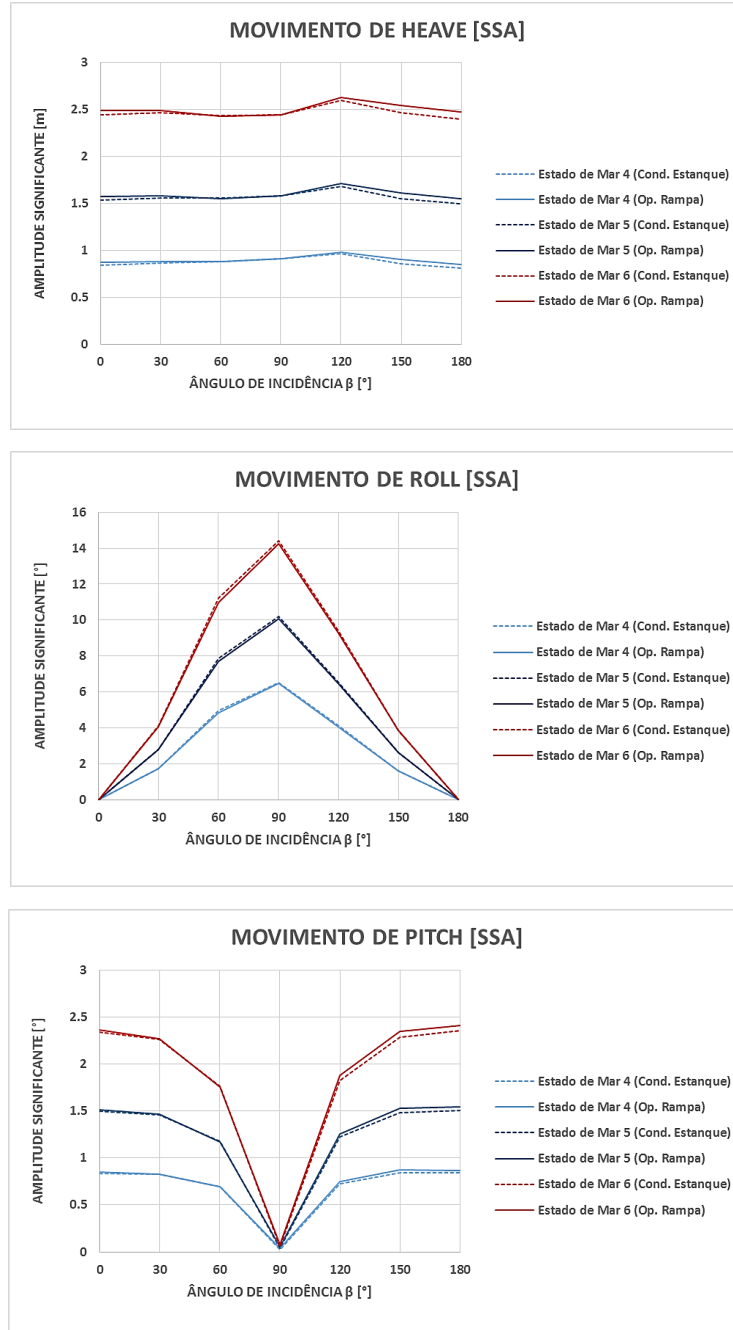


Figura 59 – Valores SSA para estados de mar 4, 5 e 6: movimentos de *heave*, *roll* e *pitch*.

Os resultados mostram que para os três movimentos, e nas três condições de mar analisadas, o emprego da rampa de popa não provoca mudanças expressivas na resposta significativa do navio escolta. Além disso, nota-se que para ambas condições operacionais, os maiores valores SSA durante o movimento de *heave* ocorrem em ondas provenientes de 120°.

No que diz respeito à avaliação das operações com a rampa, os resultados correspondentes ao movimento de *roll* satisfazem o critério (8°) estabelecido por SHEINBERG *et al.* [8] para todas as incidências de onda na condição de Estado de Mar 4 e apenas quatro incidências (0°,30°,150°,180°) para o Estado de Mar 6. Além disso, verifica-se que os valores SSA de seis direções de onda, exceto o correspondente a mar de través (90°), atendem ao critério de 8° para o Estado de Mar 5. Já com relação ao movimento de *pitch*, as curvas mostram que os valores de amplitude significativa satisfazem o critério de emprego da rampa (2,5°) para todas as direções de onda e nas três condições de estados de mar. Além disso, observando com mais detalhe as curvas correspondentes ao movimento de *pitch*, nota-se que para a incidência de 90° os valores SSA das três condições de mar não são exatamente nulos. Isso se deve ao fato do casco não ser simétrico em relação ao seu eixo transversal. A tabela abaixo compila as informações referentes à verificação dos critérios limitantes feita a partir dos resultados obtidos para a condição de emprego da rampa (Op. Rampa). As informações são dadas para cada incidência de onda e estado de mar.

Tabela 20 – Resultados de aplicação dos critérios de movimento de *roll* e *pitch* do navio escolta requeridos para o emprego da rampa de popa.

β (°)	Roll < 8.0° SSA			Pitch < 2.5° SSA		
	4	5	6	4	5	6
0	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende
30	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende
60	Atende	Atende	Não atende	Atende	Atende	Atende
90	Atende	Não atende	Não atende	Atende	Atende	Atende
120	Atende	Atende	Não atende	Atende	Atende	Atende
150	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende
180	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende	Atende

5. Considerações finais

A abordagem realizada neste estudo mostrou que o emprego de um sistema de implantação por rampa de popa em um navio escolta resulta em diversas variações no seu desempenho em comportamento no mar, as quais puderam ser verificadas em relação à condição que ele opera totalmente estanque (Cond. Estanque). Perturbações foram identificadas principalmente no comportamento dos coeficientes hidrodinâmicos de massa adicional e amortecimento, que representam o carregamento hidrodinâmico do problema de radiação gerado por forças e momentos de excitação sobre a estrutura do navio quando este oscila forçadamente na frequência de excitação das ondas, em algum modo de corpo rígido.

Os resultados apresentados na Seção 4 mostraram que as perturbações sofridas pelos termos de massa adicional e amortecimento influenciam de forma significativa a ocorrência de variações nas respostas de *Seakeeping* do navio, as quais foram interpretadas como mudanças expressivas em seu problema de excitação induzida por ondas (que é composto pelas parcelas de Froude-Krylov e Difração) e em sua resposta de movimento por ocasião do emprego da rampa. A partir da abordagem considerando mar regular, isso pôde ser verificado para grande parte das incidências de onda propostas no estudo, e principalmente nos modos de *surge*, *heave* e *pitch*.

Através dos resultados obtidos para um ambiente de ondas irregulares (item 4.3), foi verificado que a resposta de movimento do navio escolta é de suma importância na avaliação de operações que envolvem o lançamento e a recuperação de embarcações orgânicas a partir de sua rampa de popa, visto a possibilidade de aplicação dos critérios estabelecidos por SHEINBERG *et al.* [8], que dizem respeito à operacionalidade de um sistema de rampa de popa. Tais critérios foram divididos em três conjuntos principais, e basicamente se resumem em:

- a. Critérios relacionados aos limites de movimentos induzidos por ondas do navio escolta;
- b. Critérios relacionados à disponibilidade da rampa de popa; e
- c. Critérios relacionados ao movimento relativo no peitoril da rampa.

Diante dessas considerações, nota-se a importância das conclusões referentes ao projeto de rampas de popa que foram estabelecidas por SHEINBERG *et al.* [8] e que se encontram listadas no final do APÊNDICE D. Aquelas relacionadas à resposta de

movimento de um navio escolta que opera com rampa de popa, estão resumidas a seguir e serviram como subsídio para a interpretação dos principais resultados obtidos neste estudo:

- Os maiores índices de operabilidade da rampa são observados para mares de popa ($\beta = 0^\circ$) e para incidências de 30° , enquanto que os menores ocorrem para mares de través ($\beta = 90^\circ$);
- Os critérios operacionais considerados mais limitantes para o emprego da rampa estão relacionados às respostas de movimento do navio escolta em *sway* e *roll*. Isso justifica o motivo pelo qual mares de través não são recomendados nas operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos;
- Em navios com casco semelhante ao de fragatas, quando a imersão da soleira é maior ou igual a 0,61 metros, o critério de disponibilidade da rampa não é limitante mesmo em regiões onde a altura significativa das ondas atinge 6 metros.

5.1. Conclusão e interpretação dos resultados

Considerando as contribuições alcançadas pelos trabalhos de SHEINBERG *et al.* [8] listadas acima, a Análise de Resultados do presente estudo permitiu estabelecer as seguintes conclusões sobre os aspectos operacionais relacionados ao emprego do sistema de rampa de popa no casco selecionado:

1. Variações mais significantes no comportamento dos termos de massa adicional e amortecimento são verificadas quando o navio se movimenta em *surge*, *heave* e *pitch*. Conseqüentemente, em comparação com a sua condição estanque (ou seja, com a porta de acesso ao mar totalmente fechada), esses três modos resultam em mudanças na amplitude de excitação induzida por ondas e na resposta de movimento em mais de uma faixa de períodos. Para cada um deles, a tabela abaixo lista as incidências de onda que mais/menos influenciam tais mudanças sobre suas respectivas respostas de movimento devido ao emprego da rampa em um ambiente de ondas regulares:

Tabela 21 – Influência das incidências de onda sobre as variações ocorridas nas respostas de movimento correspondentes aos modos de *surge*, *heave* e *pitch* por conta do emprego da rampa de popa em um ambiente de ondas regulares.

Modo de Movimento	Incidência(s) de maior influência	Incidência(s) de menor influência	Incidência(s) de influência desprezível
Surge	0°, 30° e 60°	120°, 150° e 180°	90°
Heave	150° e 180°	0°, 30° e 120°	60° e 90°
Pitch	150° e 180°	0°, 30° e 120°	60° e 90°

Apesar de apenas dois dos três movimentos acima (*heave* e *pitch*) impactarem nos critérios de emprego da rampa [8], os resultados obtidos confirmam a conclusão estabelecida por SHEINBERG *et al.* [8] referente ao fato de que os maiores índices de operabilidade da rampa são alcançados nas condições de mares de popa, visto a menor influência das ondas provenientes de 0° e 30° durante os movimentos de *heave* e *pitch*, conforme mostra a Tabela 21. Por outro lado, mares de popa geram mais alterações na resposta de movimento em *surge* devido às ondas estarem incidindo diretamente em direção ao interior da área correspondente à superfície da rampa. Maiores detalhes da influência das incidências de onda sobre as variações na resposta de movimento do navio durante esses três modos podem ser verificados nas figuras do APÊNDICE H.

Outro aspecto, desta vez relacionado especificamente ao movimento de *heave*, consiste no efeito de ressonância verificado para as incidências de 150° e 180° durante as análises do item 4.2.3. O fato de tal efeito ser influenciado por essas duas direções, somado à questão de que elas também são responsáveis pelas maiores variações na resposta de movimento do navio durante o emprego da rampa (conforme a Tabela 21), mostram que tais direções de onda devem ser evitadas em operações que envolvem lançamento/recuperação de veículos orgânicos.

2. O emprego da rampa de popa não influencia de maneira significativa as respostas do navio nos movimentos de *sway* e *roll*. Isso favorece as operações que envolvem o lançamento/recuperação de veículos orgânicos, visto que tais movimentos também são limitantes para o uso da rampa [8]. Maiores detalhes da influência das incidências de onda sobre esses movimentos podem ser verificados através das figuras disponíveis no APÊNDICE H.

3. No que diz respeito aos movimentos de translação, as maiores amplitudes de movimento foram observadas para *heave* e *sway*, tanto na condição estaque quanto

na condição de emprego da rampa. Já em relação aos movimentos de rotação, maiores amplitudes foram verificadas nas respostas em *roll*. As respostas do navio em *pitch* foram praticamente desprezíveis em ambas condições. Apesar do emprego da rampa não impactar de forma expressiva os movimentos do navio em *sway* e *roll*, o fato destes também serem limitantes para o emprego da rampa implica a necessidade de uma avaliação da influência das incidências de onda sobre a grandeza de suas respectivas respostas de movimento. Sendo assim, segue a Tabela 22 abaixo:

Tabela 22 – Influência das incidências de onda sobre a grandeza da amplitude de movimento dos modos de *sway* e *roll* por conta do emprego da rampa de popa.

Modo de Movimento	Incidência(s) de maior influência	Incidência(s) de menor influência	Incidência(s) de influência desprezível
Sway	60° e 120°	30°, 90° e 150°	0° e 180°
Roll	60°, 90° e 120°	30° e 150°	0° e 180°

A Tabela 22 mostra que as maiores amplitudes de movimento foram observadas para mares de través (60°, 90° e 120°), ratificando o motivo pelo qual SHEINBERG *et al.* [8] estabeleceram na conclusão de seu trabalho [8] que tal condição deve ser evitada a fim de garantir maiores índices de operabilidade durante o emprego da rampa de popa. Os resultados também confirmam a prioridade por mares de popa (0° e 30°) em tal ocasião, visto que tal condição é a que menos influencia na grandeza da resposta de movimento do navio, contribuindo, portanto, no sucesso de operações que envolvem o lançamento/recuperação de embarcações orgânicas através da rampa.

Além disso, ainda no que diz respeito a aspectos operacionais, o efeito de ressonância verificado durante a análise dos resultados correspondentes ao movimento do navio em *roll* também devem ser levados em consideração na seleção do rumo ideal para o emprego da rampa. Conforme abordado no item 4.2.4, ondas provenientes de 30°, 60°, 120° e 150° influenciam a ocorrência de tal fenômeno durante esse movimento, confirmando, portanto, a preferência que deve ser dada por mares de popa (0°) nas operações que envolvem o emprego da rampa.

4. Os resultados obtidos através da análise efetuada para mar irregular (item 4.3) mostraram que a adoção de um sistema de implantação por rampa de popa no casco utilizado durante o estudo, de maneira prática, não influencia sua resposta significativa. Podendo-se inferir que seu comportamento não sofre mudanças em relação à condição

estanque na faixa de espectros considerada, o que, de certa forma, não impactou a avaliação dos critérios limitantes de *roll* (8° SSA) e *pitch* (2,5° SSA). Diferentemente, a abordagem feita para ondas regulares mostrou que o emprego da rampa implica em mudanças na resposta de movimento em até três diferentes faixas de frequência.

5. As informações resumidas na Tabela 20 mostraram que na região do Atlântico Sul, o limite de estado de mar para o qual o navio escolta pode efetuar operações com a rampa de popa, estando sob qualquer uma das incidências de onda propostas no estudo, corresponde ao Estado de Mar 4, visto que nesta condição os critérios para os movimentos limitantes de *roll* (8° SSA) e *pitch* (2,5° SSA) são atendidos em todas elas. Tais resultados também identificaram que em ambientes de Estados de Mar 5 e 6, operações com a rampa também podem ser realizadas, exceto em condições de ondas de través (60°, 90°, 120°), pois estas induzem respostas que ultrapassam o critério estabelecido para o movimento de *roll*. Esta condição também ratifica a preferência por mares de popa durante o emprego da rampa.

5.2. Trabalhos futuros

A análise comparativa de desempenho em comportamento no mar realizada a partir do casco selecionado considerou sete incidências de onda com intervalo de 30° a partir de mares de popa (0°) e na condição de velocidade nula.

De acordo com os estudos elaborados por SHEINBERG *et al.* [8], para missões de lançamento/recuperação de veículos orgânicos (RHIB), recomenda-se que o navio escolta navegue com velocidade entre 3 e 6 nós, e tais veículos na faixa de 6 a 12 nós. Essa faixa de velocidade permite o navio manter a estabilidade de seu rumo e é lenta o suficiente para que o RHIB tenha tempo para contornar a zona de turbulência causada pelos efeitos da esteira de popa logo após seu lançamento. Nestas condições, o RHIB pode ser recuperado estando o navio aproado até 30° em relação a direção das ondas.

Visto que FALTINSEN [5] trata da questão dos efeitos da velocidade de avanço de uma estrutura flutuante influenciarem o comportamento de seus respectivos termos de massa adicional e amortecimento, nota-se a importância de ser efetuada uma análise complementar que destaca a influência de tal parâmetro sobre os carregamentos e movimentos induzidos por ondas no navio escolta, considerando novamente suas condições estanque e empregando rampa de popa.

Sendo assim, como sugestão de trabalho futuro, recomenda-se um novo estudo comparativo empregando-se as condições de rumo, velocidade de avanço e estado de

mar que os resultados desta Dissertação mostraram ser como mais satisfatórias para o emprego da rampa de popa em operações de lançamento e recuperação de veículos orgânicos. Tais condições operacionais encontram-se resumidas na tabela abaixo.

Tabela 23 – Condições operacionais do ambiente e do navio escolta para emprego da rampa de popa navegando com velocidade de avanço.

Estado de Mar	β	Velocidade de avanço do navio escolta [nós]
4	0°	5
	30°	5

Em seguida, para cada condição da Tabela 23, o novo estudo também prosseguiria com a verificação dos critérios de operacionalidade da rampa relacionados aos movimentos do navio escolta induzidos por ondas (Tabela 27) considerando, desta vez, a influência das acelerações vertical e lateral na estação de recolhimento da rampa de popa.

Além disso, o fato dos efeitos da velocidade de avanço serem abordados em um novo estudo também permitiria a verificação do conjunto de critérios relacionados aos movimentos vertical relativo e de oscilação transversal da popa do navio escolta a partir dos resultados obtidos pelos ensaios de modelo feitos por SHEINBERG *et al.* [8] (tabelas 30 e 31 do APÊNDICE D). Com isso, tal análise teria como principal propósito avaliar a segurança da tripulação responsável por conduzir o veículo orgânico até o interior da “*Multimission Bay*” através da rampa de popa durante uma operação de recuperação.

6. Referências bibliográficas

- [1] RANGLES, I., *Designing for the future: The Type 26 Global Combat Ship mission bay*. Ministry of Defence, UK.
- [2] HOOGENBOOM. R., AUDENAERT, K., BROUWER, R., *An Approach to Operational or Mission Modularity*. Damen Schelde Naval Shipbuilding (DSNS).
- [3] GOURÉ, D., 2006, *Modularity, the Littoral Combat Ship and the Future of the United States Navy*. Lexington Institute, 2006.
- [4] JOHNSON. J., 2012, *Freedom Variant (LCS 1) Littoral Combat Ship Launch and Handling System – Lessons Learned*. Lockheed Martin Corporation.
- [5] FALTINSEN O.M., 1998, *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*. United Kingdom, Cambridge University.
- [6] NORDFORSK., 1987, *Assessment of Ship Performance in a Seaway: The Nordic Co-Operative Project: "Seakeeping Performance of Ships"*. Copenhagen, Nordforsk.
- [7] MCCAMY, R.C., FUCHS, R.A., 1954, *Waves Forces on Piles: A Diffraction Theory*. University of California.
- [8] SHEINBERG, R., MINNICH, P., BEUKEMA, T., et. al., "Stern Boat Deployment Systems and Operability". *World Maritime Technology Conference*, October 17-20, 2003 – San Francisco, USA.
- [9] NEWMAN, J.N., 1999, *Marine Hydrodynamics*. The Massachusetts Institute of Technology.
- [10] FALTINSEN, O.M., TIMOKHA, A.N., 2009, *Sloshing*. Cambridge.
- [11] NEWMAN, J.N., SCOTLAND, B., VINGE, T., 1984, "Added Mass and Damping of Rectangular Bodies Close to the Free Surface", *Journal of Ship Research*, pp. 219-225.
- [12] RABINOVICH, A. B. "Seiches and Harbor Oscillations". In: *Handbook of Coastal and Ocean Engineering*, World Scientific Publ., Singapoure, 2009.
- [13] DEAN, R.G., DALRYMPLE, R.A., 1984, *Water Waves Mechanics for Engineers and Scientists*. Cornell University, USA.
- [14] SALVESEN, N., TUCK, E.O., FALTINSEN, O., 1970, "Ship Motions and Sea Loads", *The Society of Naval Architects and Marine Engineers*, pp. 250-87, New York.

- [15] GRIGOROPOULOS, G., 2005, *Recent Advances in the Hydrodynamic Design of Fast Monohulls*, NTUA.
- [16] OOSSANEN, VAN, P., PIEFFERS, JAN, B.M., “NSMB-Systematic Series of Highspeed Displacement Ship Hull Forms”. *MARIN Workshop on developments in Hull Form Design*, Wageningen, 1985.
- [17] KIMBER, A.C., 2010, *Novel Technologies for Enhancing the Performance of Constabulary and Security Orientated Ships*. BMT Defence Services Limited, UK.
- [18] SHEINBERG, R., BACHMAN, R., CLEARY, C., et al., “Operational Evaluation of Stern Boat Deployment Systems”, 2010, *The Society of Naval Architects and Marine Engineers*.
- [19] MC TAGGART, K., 2016, *Considerations in Development of Naval Ship Design Criteria for Launch and Recovery*. Defence Research and Development Canada.
- [20] JOURNÉE, J., MASSIE, W., 2001, *Offshore Hydromechanics*. Delft University of Technology.
- [21] RODRIGUES, S., FONSECA, N., SANTOS, J., “Análise do Comportamento do Navio no Mar por um Método dos Painéis Simplificado e pela Teoria das Faixas”, *IV Conferência Nacional em Mecânica dos Fluidos, Termodinâmica e Energia*. Maio de 2012, Universidade de Lisboa.
- [22] WAMIT®. 2020. *User Manual Version 7.4*. Massachusetts Institute of Technology.
- [23] INGLIS, R.A., 1980, *Three Dimensional Analysis of the Motion of a Rigid Ship in waves*. University of London.
- [24] NEWMAN. J., 1982 “The Exciting Forces on a Fixed Body in waves”, *Journal of Shipp Research*, n. 6, pp 10 – 17.
- [25] CHUN, H., KIM, M., LEE, I., et. al., 2012, *Experimental investigation on stern-boat deployment system and operability for Korean coast guard ship*. Pusan National University, Busan, Korea.
- [26] LLOYD, A., 1989, *Seakeeping Ship Behaviour in Rough Weather*. Institute of Oceanographic Sciences, Wormley, Surrey.
- [27] SPHAIER, S., 2013, *Hidrodinâmica*, COPPE / UFRJ.

- [28] MINNICK, PETER V., CLEARY C., et. al., 1999, "Operational Comparison of the 270-ft WMEC and 378-ft WHEC Based on Full Scale Seakeeping Trials." *Society of Naval Architects and Marine Engineers*. Chesapeake Section, Baltimore, Maryland.
- [29] KAUCZYNSKI, W., WERESKIOLD, P., *Stern Ramp Boat Retrieval Assessment Model*, Marintek report no. 601874.00.04, Trondheim, Norway, November 2001.
- [30] CAMPANA, J., 2021, *Multi-Scale Summary of Global Wave Statistics*. Naval Surface Warfare Center Carderock Division.
- [31] PRICE, W., BISHOP, R., 1974, *Probabilistic Theory of Ship Dynamics*. University College, London.
- [32] MCCREIGHT, K., 1998, *A Note on the Selection of Wave Spectra for Design Evaluation*. Naval Surface Warfare Center Carderock Division.
- [33] WERENSKIOLD, P., *Per, Summary Report: Stern Ramp Model Tests*, MARINTEK Report No.601874.00.01, Norwegian Marine Technology Research Institute, Trondheim, Norway, 2001.

APÊNDICE A – Modelagem matemática e condições ambientais

(Condições de contorno)

Condição de Contorno Cinemática

Segundo FALTINSEN [5], para um corpo fixo em um fluxo em movimento, tem-se a seguinte condição:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0 \text{ (na superfície do corpo)} \quad (\text{A.1})$$

onde $\frac{\partial}{\partial n}$ representa a derivada na direção normal à superfície do corpo. Esta equação corresponde a uma condição de impermeabilidade, através da qual nenhuma partícula fluida entra ou deixa a superfície do corpo. Caso o corpo esteja se movendo com uma velocidade \mathbf{U} , de uma forma geral, a equação acima pode ser escrita como:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{n} \text{ (na superfície do corpo)} \quad (\text{A.2})$$

Para um corpo rígido, \mathbf{U} inclui efeitos tanto de rotação quanto de translação, o que significa que tal parâmetro pode variar para diferentes pontos da superfície do corpo.

O conceito de Derivada Substancial $\frac{DF}{Dt}$ de uma função $F(x, y, z, t)$ é utilizado para a formulação da condição cinemática na superfície livre [5]. Ele expressa a taxa de variação no tempo da função F seguindo uma partícula fluida no espaço e, matematicamente, pode ser expresso como:

$$\frac{DF}{Dt} = \frac{\partial F}{\partial t} + \mathbf{V} \cdot \nabla F \quad (\text{A.3})$$

onde \mathbf{V} é a velocidade do fluido no ponto (x, y, z) no tempo t .

Sendo a superfície livre representada pela equação

$$z = \zeta(x, y, t) \quad (\text{A.4})$$

tendo ζ como a elevação da onda, pode-se definir a seguinte função:

$$F(x, y, z, t) = z - \zeta(x, y, t) = 0 \quad (\text{A.5})$$

Sabendo que uma partícula fluida na superfície livre significa que ela satisfaz a Equação (A.5) e que $\frac{DF}{Dt} = 0$, a seguinte condição de contorno cinemática aplica-se à superfície livre

$$\frac{\partial}{\partial t}(z - \zeta(x, y, t)) + \nabla\varphi \cdot \nabla(z - \zeta(x, y, t)) = 0$$

e é possível expressar a velocidade do fluido \mathbf{V} na Equação A.3 através do potencial de velocidades φ definido na Equação (3.1).

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} + \frac{\partial \varphi}{\partial x} \frac{\partial \zeta}{\partial x} + \frac{\partial \varphi}{\partial y} \frac{\partial \zeta}{\partial y} - \frac{\partial \varphi}{\partial z} = 0 \text{ em } z = \zeta(x, y, t) \quad (\text{A.6})$$

Condição de Contorno Dinâmica

Tal condição é definida como a igualdade entre a pressão do meio fluido e a pressão atmosférica p_o na região da superfície livre. Fazendo $C = \frac{p_o}{\rho}$ na Equação (3.4), então:

$$g\zeta + \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left(\left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \varphi}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial \varphi}{\partial z} \right)^2 \right) = 0 \text{ em } z = \zeta(x, y, t) \quad (\text{A.7})$$

As condições de superfície livre representadas pelas equações (A.6) e (A.7) são consideradas não lineares, sendo então necessário linearizá-las [5]. Em estudos que envolvem interações entre ondas lineares e movimentos e carregamentos (também lineares) induzidos por ondas em navios ou em estruturas *offshore*, a condição linear de

superfície livre depende da velocidade de avanço do corpo ou da presença dos efeitos de corrente [5]. Portanto, para este estudo, foi assumido que a embarcação não possui velocidade de avanço e que o efeito da corrente é nulo. FALTINSEN [5] também menciona que a teoria linear está relacionada ao fato de o potencial de velocidades ser proporcional à amplitude da onda. Tal afirmação é válida se a amplitude for pequena em relação ao comprimento de onda característico e à dimensão do corpo. Por meio de uma expansão de Taylor, as condições de superfície livre na posição $z = \zeta(x, y, t)$ podem ser transferidas para a superfície livre média, em $z = 0$. Mantendo os termos lineares na amplitude da onda, a partir das equações (A.6) e (A.7), é possível escrever:

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = \frac{\partial \varphi}{\partial z} \text{ em } z = 0 \text{ (Condição Cinemática)} \quad \textbf{(A.8)}$$

$$g\zeta + \frac{\partial \varphi}{\partial t} = 0 \text{ em } z = 0 \text{ (Condição Dinâmica)} \quad \textbf{(A.9)}$$

Nota-se que a elevação da superfície livre ζ pode ser obtida através da Equação (A.9) quando o potencial de velocidades φ é conhecido. Quando combinadas, as expressões das equações (A.8) e (A.9) resultam em:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + g \frac{\partial \varphi}{\partial z} = 0 \text{ em } z = 0 \quad \textbf{(A.10)}$$

E para situações em que o potencial de velocidades φ oscila harmonicamente no tempo com uma frequência circular ω , a Equação (A.10) é expressa da seguinte forma alternativa:

$$-\omega^2 \varphi + g \frac{\partial \varphi}{\partial z} = 0 \text{ em } z = 0 \quad \textbf{(A.11)}$$

APÊNDICE B – Carregamentos e movimentos induzidos por ondas sobre o navio (Abordagem teórica)

Antes do detalhamento a respeito de carregamentos hidrodinâmicos sobre um determinado navio, é definido um sistema de coordenadas e de modos de movimento de corpo rígido, bem como convenções para seu deslocamento, conforme descrito na Figura 60 a seguir [5]. Para isso é adotado um referencial (x, y, z) fixo em relação a sua posição média, com eixo z positivo apontado para cima, passando por seu centro de gravidade, e origem no plano da superfície livre. Para esse sistema de coordenadas, se um corpo move-se com velocidade média de avanço, o sistema move-se com a mesma velocidade. Também é assumido que $x - z$ corresponde ao plano de simetria do navio e, no que diz respeito aos movimentos de translação e rotação, é considerado o seguinte:

- a) Para os movimentos de translação:
- η_1 : Deslocamento em *surge* (direção x);
 - η_2 : Deslocamento em *sway* (direção y); e
 - η_3 : Deslocamento em *heave* (direção z).
- b) Para os movimentos de rotação:
- η_4 : Movimento angular em *roll* (ao redor de x);
 - η_5 : Movimento angular em *pitch* (ao redor de y); e
 - η_6 : Movimento angular em *yaw* (ao redor de z).

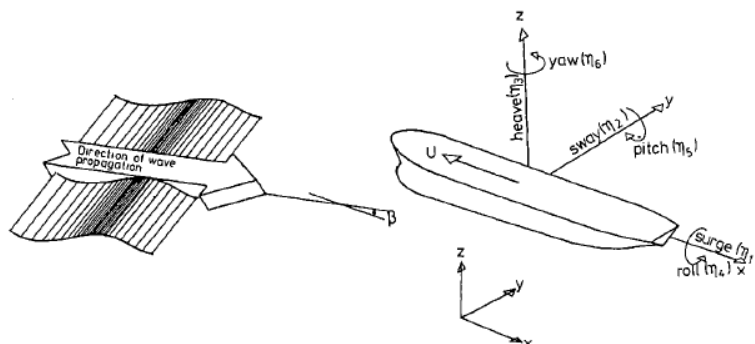


Figura 60 – Definição de sistema de coordenadas, modos de movimento de corpo rígido e direção de propagação das ondas. U corresponde à velocidade de avanço do navio.

Fonte: Faltinsen (1990).

De acordo com FALTINSEN [5], o movimento de um ponto qualquer localizado no navio é dado por:

$$\mathbf{s} = \eta_1 \mathbf{i} + \eta_2 \mathbf{j} + \eta_3 \mathbf{k} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}$$

onde '×' representa produto vetorial e

$$\boldsymbol{\omega} = \eta_4 \mathbf{i} + \eta_5 \mathbf{j} + \eta_6 \mathbf{k}, \quad \mathbf{r} = x \mathbf{i} + y \mathbf{j} + z \mathbf{k}$$

e \mathbf{i} , \mathbf{j} e \mathbf{k} são os vetores unitários ao longo dos eixos x , y e z , respectivamente.

Desta forma:

$$\mathbf{s} = (\eta_1 + z\eta_5 - y\eta_6) \mathbf{i} + (\eta_2 - z\eta_4 + x\eta_6) \mathbf{j} + (\eta_3 + y\eta_4 - x\eta_5) \mathbf{k} \quad (\text{B.1})$$

Termos de Massa Adicional e Amortecimento

Os carregamentos provenientes de termos de massa adicional e amortecimento consistem em forças hidrodinâmicas e momentos resultantes do movimento harmônico forçado de corpo rígido. Neste caso, não há ondas incidentes, no entanto, ondas se propagam a partir do movimento forçado da estrutura, o que resulta em pressão do fluido oscilante sobre a superfície do corpo. Sendo assim, a integração da força gerada por essa pressão resulta nas forças e momentos sobre ele.

Considerando as componentes de força nas direções x , y e z como F_1 , F_2 e F_3 e as componentes de momento ao redor dos mesmos eixos (respectivamente) F_4 , F_5 e F_6 , os carregamentos de massa adicional e amortecimento devido ao modo de movimento harmônico η_j são definidos como [5]:

$$F_k = -A_{kj} \frac{d^2 \eta_j}{dt^2} - B_{kj} \frac{d\eta_j}{dt} \quad (\text{B.2})$$

Na expressão (B.2), A_{kj} e B_{kj} são definidos como coeficientes de massa adicional e de amortecimento, respectivamente. Ao todo, são 36 coeficientes para massa adicional e outros 36 para amortecimento. Para o casco de um navio que possui velocidade nula e cuja superfície média molhada é simétrica em relação ao plano $x - z$, metade desses coeficientes são nulos [5]. Já para um casco que atua com certa velocidade de avanço, a mesma aproximação também é válida se seu plano de simetria for paralelo à direção do avanço [5]. Além disso, fatores como a forma do casco, sua frequência de oscilação e velocidade de avanço podem influenciar os valores de A_{kj} e B_{kj} [5]. Outro aspecto importante está relacionado ao fato de que nas condições de velocidade nula e em que os efeitos de corrente são desprezíveis, pode ser verificado que $A_{kj} = A_{jk}$ e $B_{kj} = B_{jk}$.

FALTINSEN [5] chama a atenção para o conceito de massa adicional, pois este, equivocadamente, pode ser confundido como uma quantidade finita de água que oscila rigidamente conectada a um corpo, nesse caso, à superfície de um dado casco de navio. No entanto, o fato é que todo o fluido oscila, e com partículas de diferentes amplitudes. Sendo assim, o conceito de massa adicional deve ser entendido em termos de forças induzidas por pressão hidrodinâmica, conforme mencionado acima.

Teoria das Faixas (*Strip Theory*)

Os coeficientes de massa adicional e de amortecimento podem mostrar uma grande dependência da frequência e ambos estão relacionados ao modo de movimento do corpo [5], sendo assim, para um dado casco, a massa adicional em *heave* não necessariamente será a mesma em *sway*, por exemplo.

A combinação dos coeficientes bidimensionais de massa adicional e amortecimento e a aplicação da Teoria das Faixas ao casco de um navio corresponde uma forma de obter seus coeficientes tridimensionais. O princípio de tal teoria consiste em dividir a parte submersa do navio em um certo número de “fatias” (cerca de 20) [5], conforme ilustra a Figura 61. Os coeficientes bidimensionais são calculados para cada uma das “fatias” e combinados de acordo com a massa adicional e o amortecimento requeridos [5]. O uso da “*Strip Theory*” implica que a variação do escoamento na seção transversal é muito maior do que a variação na direção longitudinal. Contudo, isso não se aplica ao fundo do navio.

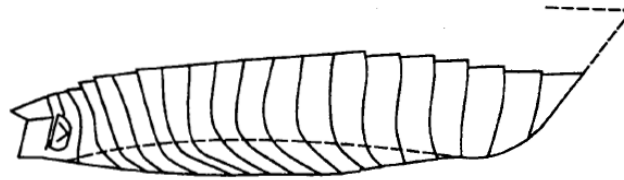


Figura 61 - Ilustração da “Strip Theory” para navios.

Fonte: Faltinsen (1990).

Os coeficientes tridimensionais de massa adicional e amortecimento podem ser obtidos por integração numérica ao longo do comprimento do navio se os bidimensionais forem conhecidos [14]. Segundo SALVESEN *et. al* [14], o cálculo dos parâmetros hidrodinâmicos bidimensionais consiste na etapa mais complexa e que consome maior tempo por ocasião da estimativa dos movimentos de um navio. É necessário determinar tais variáveis para cerca de 20 seções ao longo do comprimento do casco e, visto que eles são dependentes da frequência, devem ser obtidos (em cada seção) para uma quantidade de frequências variando de 20 a 30. Além disso, FALTINSEN [5] cita algumas limitações da Teoria das Faixas, sendo uma delas relacionada à suposição de linearidade entre respostas e amplitudes das ondas incidentes. Isso significa que tal teoria torna-se questionável para ser aplicada em situações de altos estados de mar, que são propícios à ocorrência de *slamming* e água no convés. A “Strip Theory” também é questionável para ser utilizada em navios com baixa relação comprimento e boca. A razão para isso está relacionada ao fato de que tal método corresponde a uma teoria de corpos esbeltos [5]. Neste contexto, para previsões de movimentos de navios serem mais eficientes, tal relação deve ser próxima de 2,5 [5]. Além disso, SALVESEN *et. al* [14] também destacam que estimativas precisas para os coeficientes são extremamente necessárias na busca de resultados finais eficientes, e que métodos numéricos podem ser significativamente importantes em seu cálculo.

Efeitos da velocidade de avanço

Conforme já mencionado, a velocidade de avanço de uma estrutura influencia os valores de seus respectivos coeficientes de massa adicional e amortecimento [5]. Um importante efeito quando um navio se encontra operando com velocidade de avanço consiste na frequência de encontro ou “*frequency of an encounter*”. Para um ângulo β , entre o navio e a direção de propagação da onda, FALTINSEN [5] descreve a frequência circular de encontro da seguinte maneira:

$$\omega_e = \omega_o + \frac{\omega_o^2 U}{g} \cos \beta \quad (\text{B.3})$$

onde U corresponde à velocidade de avanço do navio e ω_o à frequência circular das ondas incidentes. Na abordagem feita por [5], é adotado que $\beta = 0^\circ$ corresponde a mares de proa (*head seas*), $\beta = 90^\circ$ mares de través (*beam seas*) e $\beta = 180^\circ$ refere-se a mares de popa (*following seas*). Portanto, nota-se que $\omega_e = \omega_o$ para mares de través e que $\omega_e < \omega_o$ para situações de mares de popa. Além disso, a frequência de encontro geralmente pode ser nula, o que significa que o navio permanece com o perfil da onda. Na situação de mar de popa ($\beta = 180^\circ$) isso ocorre quando $\omega_o = \frac{g}{U}$. Devido ao fato de o navio oscilar com frequência de encontro angular, os valores referentes aos coeficientes de massa adicional e amortecimento devem ser obtidos para ω_e .

Ao considerar a influência da velocidade de avanço no cálculo dos movimentos de um navio, tem-se as seguintes expressões para os coeficientes de massa adicional e amortecimento [5]:

$$\begin{aligned} A_{jk} &= A_{jk}^0 + UA_{jk}^{(1)} + U^2 A_{jk}^{(2)} \\ B_{jk} &= B_{jk}^0 + UB_{jk}^{(1)} + U^2 B_{jk}^{(2)} \end{aligned} \quad (\text{B.4})$$

Aplicando-se a Teoria das Faixas descrita por SALVESEN *et al.* [14] por exemplo, os coeficientes de massa adicional e amortecimento para os movimentos de corpo rígido em *heave* e *pitch* para navios com extremidades afinadas podem ser expressos como:

(B.5)

$$A_{33} = \int_L A_{33}^{2D}(x) dx$$

$$B_{33} = \int_L B_{33}^{2D}(x) dx$$

$$A_{35} = - \int_L x A_{33}^{2D}(x) dx + \frac{U}{\omega_e^2} B_{33}$$

$$B_{35} = - \int_L B_{33}^{2D}(x) dx - U A_{33}$$

$$A_{53} = - \int_L x A_{33}^{2D}(x) dx - \frac{U}{\omega_e^2} B_{33}$$

$$B_{53} = - \int_L B_{33}^{2D}(x) dx + U A_{33}$$

$$A_{55} = \int_L x^2 A_{33}^{2D}(x) dx - \frac{U^2}{\omega_e^2} A_{33}$$

$$B_{55} = \int_L x^2 B_{33}^{2D}(x) dx + \frac{U^2}{\omega_e^2} B_{33}$$

Análises tridimensionais e mais detalhadas sobre carregamentos e movimentos induzidos por ondas considerando efeitos da velocidade de avanço são vistas como algo mais complexo [5]. Para efeitos práticos, a Teoria das Faixas ainda é recomendada, mesmo sem levar em conta todos efeitos físicos [5]. Em muitos casos, mostra boas aproximações com resultados experimentais, contudo, FALTINSEN [5] também chama a atenção para suas limitações, visto que ela é basicamente aplicável a altos valores de frequência. Isso significa que, quando um navio opera com velocidade de avanço, tal teoria corresponde mais às situações de mares de popa e través do que às de mar de enquadramento (“*quartering sea*”).

Outra limitação da Teoria das Faixas consiste no fato de ela ser voltada para baixos números de Froude [5]. Sendo assim, ela não leva em conta apropriadamente a interação entre o estado estacionário das ondas e os efeitos oscilatórios do navio. Logo, não é recomendável aplicá-la para $F_n > \approx 0.4$ [5].

Forças e momentos de restauração

Quando um corpo encontra-se flutuando livremente, as forças de restauração estão relacionadas a efeitos hidrostáticos e de massa [5]. De acordo com FALTINSEN [5], as componentes de força e momento podem ser expressas da seguinte maneira:

$$F_k = -C_{kj}\eta_j \quad (\text{B.6})$$

onde C_{kj} refere-se ao coeficiente de restauração hidrostática. Considerando o sistema de coordenadas da Figura 60, no qual o plano $x - z$ garante simetria lateral ao volume submerso, os únicos coeficientes não nulos [5] são os listados a seguir.

$$C_{33} = \rho g A_{WP}$$

$$C_{35} = C_{53} = -\rho g \iint_{A_{WP}} x \, ds \quad (\text{B.7})$$

$$C_{44} = \rho g V(z_B - z_G) + \rho g \iint_{A_{WP}} y^2 \, ds = \rho g V \overline{GM}_T$$

$$C_{55} = \rho g V(z_B - z_G) + \rho g \iint_{A_{WP}} x^2 \, ds = \rho g V \overline{GM}_L$$

Nas expressões acima, A_{WP} representa a área do plano molhado, V é o volume de líquido deslocado, z_G e z_B são as coordenadas em z do centro de gravidade e do centro de flutuação, respectivamente. \overline{GM}_T corresponde à altura metacêntrica transversal e \overline{GM}_L à longitudinal.

Forças e momentos induzidos por ondas linearizadas

Conforme descrito no item 3.2.1, forças e momentos de excitação induzidos por ondas sobre uma estrutura correspondem aos carregamentos quando ela se encontra impedida de oscilar, mas sob a ação de ondas incidentes que são assumidas como regulares e senoidais [5]. A pressão variável do fluido pode ser dividida em dois efeitos [5]. Um deles refere-se à pressão variável induzida por ondas estacionárias. A força

devido a tal campo de pressões consiste na parcela de Froude-Krylov. Além desta, existe uma outra força, oriunda das mudanças do campo de pressão que são geradas pela presença da estrutura. Esta consiste na componente de difração, a qual pode ser obtida de maneira similar à utilizada para os coeficientes de massa adicional e amortecimento, isto é, obtendo-se a solução do problema de valor de contorno para o potencial de velocidades. A principal diferença está relacionada à tal condição de contorno, onde a normal correspondente ao potencial de velocidades da parcela de difração deve ser oposta (e de mesma magnitude) à componente normal de velocidade relacionada à parcela das ondas estacionárias, de forma que a componente normal da velocidade total da estrutura seja nula.

Segundo FALTINSEN [5], a maneira mais conveniente para calcular excitações de ondas em um navio é utilizando um sistema de coordenadas fixo em relação à sua velocidade de avanço. Sendo o potencial de ondas incidentes dado por [5]

$$\varphi_I = \frac{g\zeta_a}{\omega_o} e^{kz} \cos(\omega_e t - kx \cos \beta - ky \sin \beta) \quad (\text{B.8})$$

onde $k = \frac{\omega_o^2}{g}$, e aplicando a equação de Bernoulli linearizada (isto é, desconsiderando o termo de pressão hidrostática $-\rho g z$ e mantendo os termos lineares em φ), a pressão dinâmica é obtida pela equação abaixo.

$$p_I = \rho g \zeta_a e^{kz} \sin(\omega_e t - kx \cos \beta - ky \sin \beta) \quad (\text{B.9})$$

Pela natureza da força de Froude-Krylov, a amplitude de sua parcela correspondente deve ser independente da velocidade do navio, o que é consistente com a equação acima. Contudo, já a amplitude referente à parcela de difração, em geral, é dependente da velocidade.

Ao ser assumida a suposição de grandes comprimentos de onda em relação à seção transversal do navio, para a condição na qual ele se encontra com velocidade nula, o problema de obter a força vertical de difração em uma de suas seções (ou “fatia”), por exemplo, é similar ao caso em que ela é forçada a oscilar com uma velocidade vertical dada por

$$-\psi = -\omega\zeta_a e^{kz_m} \cos(\omega t - kx \cos \beta) \quad (\text{B.10})$$

Esta velocidade é oposta à velocidade vertical incidente no centro da área $(x, 0, z_m)$ da fatia. Com base no que foi abordado sobre massa adicional e amortecimento, sabe-se que a força hidrodinâmica vertical em uma fatia devido à velocidade $-\psi$ é

$$A_{33}^{(2D)} a_3 + B_{33}^{(2D)} \psi \quad (\text{B.11})$$

onde

$$-a_3 = \omega^2 \zeta_a e^{kz_m} \sin(\omega t - kx \cos \beta) \quad (\text{B.12})$$

corresponde à força por unidade de comprimento. Uma vez que o corpo está impedido de oscilar, não é incluída a componente de restauração por conta da flutuação.

Integrando a parcela proveniente da difração ao longo do comprimento L do navio e incluindo a componente de Froude-Krylov, a expressão a seguir, por exemplo, oferece a força de excitação vertical F_3 e o momento referente ao movimento de *pitch* F_5 sobre sua estrutura

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} F_3(t) \\ F_5(t) \end{bmatrix} &= - \iint_{S_B} p_1 \begin{bmatrix} n_3 \\ -xn_3 \end{bmatrix} ds \\ &\quad - \int_L dx \begin{bmatrix} 1 \\ -x \end{bmatrix} \omega \zeta_a e^{kz_m} \left\{ A_{33}^{(2D)} \omega \sin(\omega t - kx \cos \beta) \right. \\ &\quad \left. - B_{33}^{(2D)} \cos(\omega t - kx \cos \beta) \right\} \end{aligned} \quad (\text{B.13})$$

Nela, p_1 é dada pela Equação (B.9) e S_B corresponde à superfície molhada média do navio.

Equações de movimento

A partir das forças de excitação hidrodinâmica sobre uma estrutura é possível escrever as equações referentes aos seus movimentos de corpo rígido. As equações de movimento apresentadas nesta seção correspondem às de um navio com simetria em torno do plano $x - z$, operando com uma velocidade de avanço constante e com um ângulo de proa arbitrário em relação às ondas, as quais são assumidas como regulares e senoidais. Levando-se em conta a condição de que as respostas sejam lineares e harmônicas, SALVESEN *et. al* [14] consideram a seguinte expressão para abreviar as equações referentes aos seis movimentos de corpo rígido:

$$\sum_{k=1}^6 [(M_{jk} + A_{jk})\ddot{\eta}_k + B_{jk}\dot{\eta}_k + C_{jk}\eta_k] = F_j e^{-i\omega_e t} \quad (j = 1, \dots, 6) \quad (\text{B.14})$$

onde M_{jk} são as componentes da matriz de massa para o navio, A_{jk} e B_{jk} correspondem aos coeficientes de massa adicional e amortecimento já vistos, C_{jk} ao coeficiente de restauração hidrostática também já mencionado e F_j são as amplitudes complexas das forças e dos momentos de excitação, os quais são dados pela parte real de $F_j e^{-i\omega_e t}$ ("1" é o complexo unitário). F_1, F_2 e F_3 referem-se às amplitudes das forças de excitação em *surge*, *sway* e *heave*, enquanto F_4, F_5 e F_6 são as dos momentos em *roll*, *pitch* e *yaw*; ω corresponde à frequência de encontro, que é a mesma frequência da resposta. As equações para $j = 1, 2, 3$ seguem a Lei de Newton e, para $j = 4, 5, 6$, são aplicadas equações de momento angular de forma que, para um navio com simetria lateral (em torno do plano $x - z$) e cuja posição do centro de gravidade é $(0, 0, z_c)$, seja obtida a seguinte matriz de massa:

$$M_{jk} = \begin{bmatrix} M & 0 & 0 & 0 & M_{z_c} & 0 \\ 0 & M & 0 & -M_{z_c} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -M_{z_c} & 0 & I_4 & 0 & -I_{46} \\ M_{z_c} & 0 & 0 & 0 & I_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -I_{46} & 0 & I_6 \end{bmatrix} \quad (\text{B.15})$$

Nessa matriz, M corresponde à massa do navio, I_j ao momento de inércia no modo j , e I_{jk} ao produto de inércia. Os termos de inércia estão de acordo com o sistema de coordenadas adotado na Figura 60. O único produto de inércia não nulo corresponde ao I_{46} , o qual desaparece quando o navio possui simetria em relação ao seu plano transversal. Os outros elementos fora da diagonal principal também desaparecem se a origem do sistema de coordenadas coincide com o centro de gravidade, contudo, conforme SALVESEN *et. al* [14], geralmente considera-se a origem no plano de linha d'água, de forma que z_C seja diferente de zero.

Assumindo uma condição de velocidade nula para o navio, e que não há efeito de corrente, é possível mostrar que os coeficientes de massa adicional e amortecimento satisfazem as relações de simetria $A_{kj} = A_{jk}$ e $B_{jk} = B_{kj}$ [5]. Ao ser considerado, por exemplo, o movimento forçado em *heave* de um corpo cuja superfície molhada é simétrica em relação ao plano $x - z$, a distribuição de pressão sobre ele também o é, de forma que a força horizontal resultante torna-se nula. Sendo assim, não há momento de *roll* e *yaw* e uma consequência da Equação (B.2) é que A_{k3} e B_{k3} para $k = 2, 4$ e 6 são nulos. O mesmo argumento é aplicado aos movimentos forçados de *pitch* e *surge*, ou seja, A_{k1} , A_{k5} , B_{k1} e B_{k5} também são nulos para $k = 2, 4$ e 6 . Por outro lado, se forem considerados os movimentos forçados em *sway*, *roll* e *yaw*, a distribuição de pressão é antisimétrica em relação ao plano de simetria lateral, o que implica em A_{1k} , A_{3k} , A_{5k} , B_{1k} , B_{3k} e B_{5k} também serem nulos para $k = 2, 4$ e 6 . Portanto, navios com simetria lateral possuem os seguintes valores para seus respectivos coeficientes de massa adicional e amortecimento [14]

$$A_{jk} \text{ (ou } B_{jk}) = \begin{bmatrix} A_{11} & 0 & A_{13} & 0 & A_{15} & 0 \\ 0 & A_{22} & 0 & A_{24} & 0 & A_{26} \\ A_{31} & 0 & A_{33} & 0 & A_{35} & 0 \\ 0 & A_{42} & 0 & A_{44} & 0 & A_{46} \\ A_{51} & 0 & A_{53} & 0 & A_{55} & 0 \\ 0 & A_{62} & 0 & A_{64} & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \quad (\text{B.16})$$

Com relação aos coeficientes de restauração hidrostática, já é conhecido que, para um navio na superfície livre, os únicos coeficientes não nulos [14] são

$$C_{33}, C_{44}, C_{55}, \text{ e } C_{35} = C_{53} \quad (\text{B.17})$$

Se a matriz de massa, os coeficientes de massa adicional e amortecimento, e os coeficientes de restauração hidrostática são substituídos nas equações de movimento, nota-se que, para um casco com simetria lateral, as seis equações referentes aos seus movimentos de corpo rígido se reduzem a dois conjuntos de equações:

- i. Um conjunto referente aos movimentos acoplados de *surge*, *heave* e *pitch*; e
- ii. Um outro conjunto correspondente aos movimentos acoplados de *sway*, *roll* e *yaw*.

Portanto, em um navio com simetria lateral, não há efeitos de acoplamento entre os movimentos laterais de *sway*, *roll* e *yaw*, e os movimentos verticais e longitudinais em *surge*, *heave* e *pitch* devido aos termos de restauração ou massa expressos pelas equações (B.7) e (B.15), respectivamente. Logo, a partir das equações de movimento (B.14), conclui-se que movimentos laterais são desacoplados dos movimentos verticais e longitudinais.

Parâmetros considerados importantes para avaliação de movimentos em navios

O período natural e o de ressonância, bem como o nível de amortecimento e excitação das ondas, são parâmetros essenciais durante a avaliação da amplitude de movimento de um navio [5]. Geralmente, grandes movimentos são comuns de ocorrerem quando as estruturas são excitadas com frequências de oscilação próximas à de ressonância [5]. Contudo, se o amortecimento é elevado ou o nível de excitação for relativamente baixo por conta de efeitos de cancelamento, isso pode dificultar na distinção das respostas relacionadas aos períodos de ressonância e a outros períodos. Portanto, nesta seção são listadas algumas equações fornecidas por FALTINSEN [5] que correspondem ao período natural dos movimentos desacoplados de *heave*, *roll* e *pitch*, os quais caracterizam-se por serem ressonantes.

Considerando um navio se movimentando em *heave*, seu período natural é definido através da seguinte expressão:

$$T_{n3} = 2\pi \left(\frac{M + A_{33}}{\rho g A_w} \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{(B.18)}$$

onde A_w é a área do plano de linha d'água. Tal equação também pode ser escrita da seguinte forma [5]

$$T_{n3} = 2\pi \left(\frac{C_B D}{C_W g} \left(1 + \frac{A_{33}}{M} \right) \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{B.19})$$

onde $C_B = V/(BLD)$ (sendo V o volume deslocado do navio) corresponde ao coeficiente de bloco e $C_W = A_w/(BL)$ ao coeficiente do plano de linha d'água. Em regiões de águas profundas, para a condição de velocidade de avanço nula, as oscilações em *heave* no período natural são provenientes de ondas [5] cujo comprimento é dado por

$$\lambda = \frac{g}{2\pi} T_{n3}^2 = 2\pi \frac{C_B}{C_W} D \left(1 + \frac{A_{33}}{M} \right) \quad (\text{B.20})$$

Visto que $2\pi D$ está na faixa do comprimento do navio, a Equação (B.20) significa que o comprimento de onda na ressonância é da mesma ordem de magnitude que o comprimento do navio. Na condição em que opera com certa velocidade de avanço U , as oscilações por ressonância em *heave* são causadas por um comprimento de onda diferente do utilizado na condição de velocidade nula. O necessário para ressonância é que o período de encontro T_e seja igual a T_{n3} . Sendo assim

$$\frac{T_0}{1 + \frac{2\pi U}{T_0} \cos \beta} = T_{n3} \quad (\text{B.21})$$

Para o movimento (desacoplado) em *pitch*, o período natural de é dado por

$$T_{n5} = 2\pi \left(\frac{Mr_{55}^2 + A_{55}}{\rho g V \overline{GM}_L} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{B.22})$$

onde r_{55} é o raio de giração em relação ao eixo paralelo ao eixo y através do centro de gravidade, A_{55} corresponde à inercia adicional de *pitch*, e \overline{GM}_L à altura metacêntrica longitudinal. Para navios, r_{55} pode ser aproximado como 0,25 vezes o comprimento da embarcação [5]. A ordem de magnitude de T_{n5} é a mesma de T_{n3} .

Já para o movimento (desacoplado) em *roll*, o período natural [5] é descrito como

$$T_{n4} = 2\pi \left(\frac{Mr_{44}^2 + A_{44}}{\rho g V \overline{GM}_T} \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{(B.23)}$$

onde r_{44} é o raio de giração em relação ao eixo paralelo ao eixo x através do centro de gravidade, A_{44} corresponde à inércia adicional de *roll*, e \overline{GM}_T à altura metacêntrica transversal. Para um navio, r_{44} corresponde a 35% de sua boca [5]. Além disso, a altura metacêntrica é dependente da condição de carga e é considerada o parâmetro que mais influencia o período natural [5].

APÊNDICE C – Plano de balizas e parâmetros de forma do casco selecionado

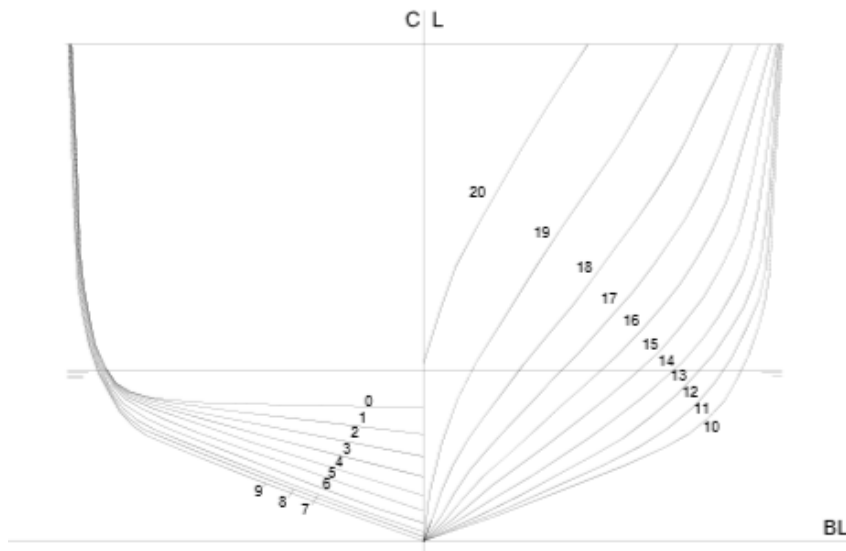


Figura 62 – Plano de balizas para modelo da Série AMECRC.

Fonte: Grigoropoulos (2005).

Tabela 24 – Parâmetros de forma comuns a todos os modelos da Série AMECRC.

Parâmetro de Forma	Valor
Coeficiente Prismático $C_P = \nabla / (A_M L_{BP})$	0,626
Coeficiente de Linha d'água C_{WP}	0,796
Área do transom / Máxima área transversal A_T / A_X	0,296
Boca no transom / Boca máxima B_T / B_X	0,964
LCB / L_{BP} (a vante do transom)	0,446

Tabela 25 – Comparação entre os parâmetros de forma das séries AMECRC e NSMB e os do modelo principal (*Parent Model*), compartilhado entre elas.

Parâmetro	Modelo Principal	Série AMECRC	Série NSMB
L_{WL} / B_{WL}	8,00	4,00 – 8,00	4,00 – 12,00
B_{WL} / T	4,00	2,50 – 4,00	2,50 – 5,50
C_B	0,396	0,396 – 0,500	0,350 – 0,550

APÊNDICE D – Projeto da rampa de popa (Abordagem teórica)

Principais elementos de um sistema de rampa de popa (Continuação)

Forma de abertura da rampa

A partir dos modelos descritos por SHEINBERG *et al.* [8], foi adotada uma configuração de porta de popa cuja abertura garante um formato de “funil” (ver Figura 7) a fim de auxiliar nas operações de recuperação das embarcações orgânicas e, assim, reduzir a possibilidade da ocorrência de danos em seu casco.

Folga lateral

A folga lateral deve ser suficiente para dar confiança ao timoneiro do barco orgânico durante o acesso à rampa, mas, de forma que não comprometa o seu posicionamento. Os estudos feitos por SHEINBERG *et al.* [8] sugerem valores de folga lateral variando de 0,10 a 0,46 m. A aplicação dessas folgas também permite o emprego de maiores velocidades ao RHIB, proporcionando, assim, recuperações mais rápidas.

Folga superior

As configurações de rampa de popa com restrições suspensas, tais como convés superior (ver Figura 11), podem reduzir de forma significativa sua operacionalidade [8]. Logo, verifica-se a importância em considerar a folga superior como uma das restrições operacionais do projeto, visto que esta também está relacionada à condição de estado de mar limite para as operações com a rampa. Além disso, o fato do projeto de navios escolta contemplar uma “*Multimission Bay*” adjacente à estação de operação da rampa implica que a altura de tal compartimento também seja suficiente para embarcar uma variedade de equipamentos futuros dependendo da missão a ser realizada (tais como containers, por exemplo). RANDLES I. [1] destaca uma carga do tipo A400M como sendo a limite para ser embarcada no convés de uma “*Multimission Bay*”, o que resulta em um requisito de altura livre de convés correspondente a 3,85 metros para a estação

da rampa de popa. A necessidade de tal requisito pode ser verificada na Figura 63 a seguir.

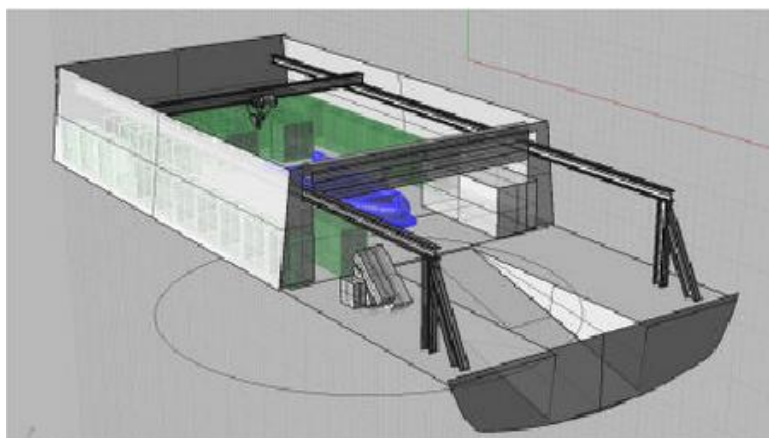


Figura 63 – Exemplo de arranjo ilustrando os dois ambientes de uma “*Multimission Bay*”: um espaço destinado ao embarque das funcionalidades das missões e, adjacente a ele, a estação de emprego da rampa de popa.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Configuração da porta de popa

A fim de obter uma entrada no formato de “funil” para a área da rampa, de forma a auxiliar o operador do barco orgânico durante as operações de recuperação, foi adotado o modelo de portas laterais articuladas para fora com abertura de 105° [8]. A Figura 8 ilustra um exemplo de tal modelo em um navio da classe *Littoral Combat Ship* da marinha norte americana.

Sistema de gerenciamento de água

A importância de um sistema de gerenciamento de água no projeto de uma rampa de popa está no fato de ele reduzir a velocidade da água que escoar para fora da rampa durante as operações, de forma que a embarcação orgânica não seja empurrada para fora dela. Segundo SHEINBERG *et al.* [8], um sistema de gerenciamento de água eficaz pode aumentar a capacidade operativa da rampa, principalmente em situações de estado de mar elevado, nas quais há uma ação considerável das ondas sobre ela.

Mecanismo de captura

Existem vários procedimentos para a recuperação de embarcações auxiliares através de uma rampa de popa. A captura do veículo orgânico pode ser feita de forma automática ou manual. Quando um veículo é operado a partir de uma rampa de popa que não foi projetada para ele, o sistema automático provavelmente não funcionará; assim, um recurso de captura manual deve estar sempre disponível [19]. Uma solução descrita por RANGLES I. [1] consiste no uso de um sistema de pontes rolantes que capturam e seguram o veículo orgânico no berço e, em seguida, o berço é içado para dentro do navio (ver Figura 63). Além disso, SHEINBERG *et al.* [8] citam um procedimento através do qual o RHIB é conduzido até a rampa, capturado por um “lasso”, e mantido no berço até que a linha de um guincho seja conectada a fim de puxá-lo para a posição onde ele é armazenado. Tal método pode ser observado na Figura 4.

Cunhas de popa

Segundo SHEINBERG *et al.* [8], este acessório oferece vantagem de aumentar a profundidade da soleira, estendendo a superfície da rampa ainda mais abaixo da linha d'água e, conseqüentemente, aumentando a gama de condições de mar em que veículos orgânicos podem ser recuperados com segurança. Contudo, para ser eficaz neste sentido, a cunha precisa ter uma inclinação maior ou próxima à inclinação da superfície da rampa. Sendo assim, para o caso em análise, seria adotada uma cunha com inclinação maior ou igual a inclinação de 6,5° adotada para o projeto (ver Tabela 2).

Principais parâmetros para uma operação de lançamento/recuperação

Segundo SHEINBERG *et al.* [8], na maioria dos casos, a velocidade do navio escolta durante uma operação de lançamento de RHIBs deve estar entre 3 e 6 nós. Isso lhe fornece estabilidade suficiente para manter seu curso e reduz a influência de efeitos de esteira de popa sobre o veículo orgânico imediatamente após o seu lançamento.

No que diz respeito ao tempo de lançamento, SHEINBERG *et al.* [8] o definem como o tempo desde o momento em que a ordem de lançamento do RHIB é dada até o momento em que ele se encontra fora da rampa. Além disso, lançamentos rápidos (cerca de 7 segundos) são possíveis para veículos que operam com motor capaz de funcionar a seco. Para este estudo, considerando que o procedimento empregado

durante o lançamento e a captura de embarcações é semelhante ao descrito na Figura 4, e que são utilizados berços tubulares para a sua condução na superfície da rampa, o tempo máximo de lançamento foi assumido como próximo de 35 segundos [8], conforme descrito na Tabela 3.

Nas situações de recuperação, recomenda-se manter o mesmo curso utilizado durante o lançamento do RHIB [8], com o mar a 30° das ondas. A velocidade do navio deve ser próxima daquela utilizada durante o lançamento. Já o tempo para esse tipo de operação geralmente é menor do que o exigido nas situações de lançamento [8] e é definido como o intervalo desde quando o operador decide acessar a rampa até o momento em que o RHIB a alcança no ponto onde ele é preso ao guincho e transportado até sua posição de armazenamento na “*Multimission Bay*” [8].

Considerações sobre a embarcação orgânica

Referente ao tipo de embarcação auxiliar que é lançada a partir da rampa, para este estudo foi adotado um modelo de casco inflável rígido (RHIB) equipado com propulsão externa (ver Tabela 3). Isso garante melhor controle direcional durante as operações de recuperação, diferentemente se ela fosse provida de uma propulsão a jato d'água [8]. Suas características principais estão resumidas na Tabela 3.



Figura 64 – Exemplo ilustrativo de uma embarcação inflável de casco rígido (RHIB).

Fonte: Envato Elements, 2022.

Considerações hidrodinâmicas sobre a operabilidade e o projeto da rampa

Principais efeitos hidrodinâmicos envolvidos

De acordo com SHEINBERG *et al.* [8], a combinação dos efeitos de esteira (*Stern wake*) gerados pelo navio com aqueles provenientes da rotação do hélice (*Propeller wash*) e ação das ondas, resultam em um problema hidrodinâmico para as embarcações orgânicas durante as operações que envolvem a rampa. SHEINBERG *et al.* [8] também mencionam que a forma do casco, em conjunto com os efeitos do hélice, geram fenômenos que dificultam o deslocamento do veículo orgânico em baixa velocidade ao longo da esteira. Além disso, tais fenômenos tendem a ser mais críticos com o aumento do estado de mar.

Do ponto de vista hidrodinâmico, os problemas envolvidos nas operações de lançamento/recuperação de embarcações orgânicas a partir de uma rampa de popa são divididos em três regimes [8]:

- i. Movimentos induzidos por ondas, tanto no navio escolta quanto na embarcação orgânica;
- ii. Influências da esteira de popa e efeitos do hélice; e
- iii. Efeitos locais no interior da rampa.

Operações que empregam a rampa com o navio em movimento envolvem essas três situações. O regime de maior influência consiste naquele relacionado aos movimentos induzidos por ondas incidentes (tanto no navio quanto na embarcação auxiliar) e efeitos resultantes de ondas irradiadas. O regime hidrodinâmico local corresponde àqueles oriundos do deslocamento do navio, isto é, à esteira de popa e aos provenientes da rotação do hélice. Quanto aos efeitos locais no interior da rampa, SHEINBERG *et al.* [8] destacam que suas investigações têm grande contribuição de projeto e operacionalidade, no que diz respeito ao lançamento/recuperação de veículos orgânicos.

Com base nesses aspectos, a Tabela 26 a seguir resume os principais problemas hidrodinâmicos relacionados ao projeto de uma rampa de popa, bem como seus respectivos efeitos hidrodinâmicos [8].

Tabela 26 – Principais efeitos hidrodinâmicos sobre um sistema de rampa de popa.

Problema hidrodinâmico	Descrição
Movimentos relativos em uma via marítima	Movimentos que envolvem o desempenho da navegabilidade do navio.
Proteção de ondas e reflexão	Uma embarcação menor a sotavento de outra maior será protegida até certo ponto das ondas incidentes.
Movimento relativo entre dois corpos	Ondas irradiadas provenientes de um certo navio poderão afetar o movimento de outro que esteja operando próximo.
Efeitos de esteira de popa	Uma embarcação menor operando próxima à popa de um navio de maior porte é sujeita aos efeitos de ondas oriundas de sua esteira.
Efeitos da rotação do hélice	Uma embarcação menor operando próxima à popa de um navio de maior porte é sujeita aos efeitos de corrente gerados pela rotação de seu(s) propulsor(es).
Efeitos hidrodinâmicos no interior da rampa	Corresponde aos vários efeitos hidrodinâmicos que atuam no interior da rampa de popa, tais como a variação do nível da água em sua superfície (<i>Sloshing</i>) e sua drenagem.

De acordo com SHEINBERG *et al.* [8], o primeiro problema pode ser investigado por meio de ferramentas de análise de *seakeeping*. No entanto, tais ferramentas não podem ser utilizadas para avaliar os demais fenômenos hidrodinâmicos por empregarem a Teoria das Faixas (“*Strip Theory*”) na solução das equações de movimento.

A fim de abordar sobre as outras áreas de preocupação, SHEINBERG *et al.* [8] investigaram uma série de ferramentas numéricas para determinar qual delas poderia oferecer a melhor solução para os problemas do projeto de uma rampa de popa. Para isso, tais questões foram divididas em duas áreas principais:

- a. Cargas de impacto da embarcação orgânica na superfície da rampa; e

- b. Manobra da embarcação orgânica através da esteira de popa gerada pelo avanço do navio e pelos efeitos de rotação do hélice nas proximidades do acesso à rampa.

Em [8] são mencionadas quatro ferramentas analíticas que foram investigadas para resolver o problema das cargas de impacto da embarcação sobre a rampa, e outras duas para prever a esteira de popa e os efeitos de rotação do hélice nas proximidades de seu acesso. No entanto, nenhum dos programas de computador disponíveis atualmente tem a capacidade de investigar todos os fenômenos considerados cruciais em uma operação de lançamento/recuperação de barcos auxiliares [8] e, portanto, contribuir integralmente no projeto de uma rampa de popa.

Análise por meio de ensaios de modelos

Em seu estudo, SHEINBERG *et al.* [8] listam os parâmetros hidrodinâmicos considerados mais críticos para o projeto de uma rampa de popa. São eles: a previsão do movimento da água no interior da rampa, o efeito da aceleração de impacto induzida na embarcação auxiliar ao alcançar a rampa e a modelagem de sua manobra sobre a esteira de popa e os efeitos do hélice nas proximidades do acesso à rampa. No entanto, é verificado que não há uma ferramenta numérica capaz de analisar os três efeitos em conjunto, de forma a obter um projeto ideal [8].

Atualmente, os ensaios com modelos, especialmente com os de grande escala, são considerados a ferramenta mais eficiente no projeto de rampas de popa [8], visto sua capacidade de investigar efeitos tanto no interior quanto ao redor da rampa durante operações que envolvem o lançamento/recuperação de embarcações orgânicas, além de cargas induzidas, tanto nelas quanto no navio escolta. Parâmetros como o limite de estado de mar também podem ser avaliados por meio de testes com modelo, além de dados importantes como o tamanho do RHIB e as principais particularidades do navio escolta. Sistemas adicionais da rampa de popa, tais como os de gerenciamento de água e mecanismos de captura também podem ter sua influência verificada através dos ensaios.

Os testes descritos por SHEINBERG *et al.* [8] foram aplicados a modelos gerados a partir do casco de fragatas e baseados em uma série sistemática de recuperações sob condições de onda especificadas para uma variedade de incidências de onda. O objetivo maior dos ensaios consiste em avaliar a capacidade da rampa de realizar as operações de lançamento/recuperação em diferentes condições de mar.

Além disso, tais métodos podem fornecer informações sobre as principais respostas de movimento relacionadas ao navio escolta.

No que diz respeito ao sucesso de operações que envolvem o emprego de embarcações auxiliares, SHEINBERG *et al.* [8] destacam a influência do sistema de gerenciamento de água nos resultados dos ensaios. A figura a seguir representa uma comparação dos resultados da operacionalidade entre três configurações de rampas de popa:

1. Rampa de popa estreita, com formato reto em sua entrada e sem um sistema de gerenciamento de água;
2. Rampa de popa com formato e largura de entrada semelhantes aos da n°1, porém, desta vez, com um sistema de gerenciamento de água; e
3. Rampa de popa com largura interior maior, porta de acesso ao mar adicionalmente alargada (com um ângulo de 30°) e bordas arredondadas, e sistema de gerenciamento de água.

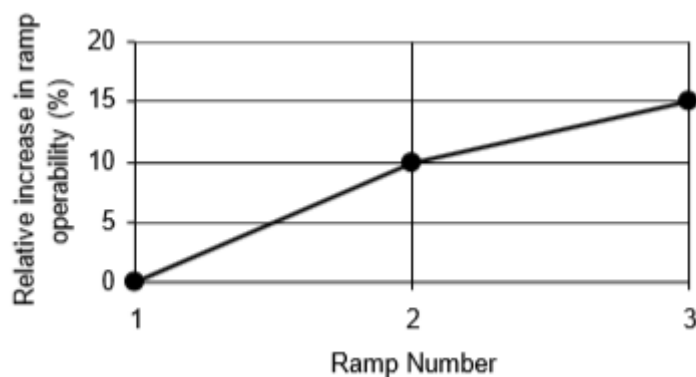


Figura 65 – Efeito do arranjo de uma rampa de popa em sua operabilidade (ensaio de modelos).

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

O gráfico da Figura 65 demonstra um aumento de 10% em recuperações bem sucedidas da rampa devido à adição de um sistema de gerenciamento de água e um aumento de 15% por conta das modificações geométricas na porta de acesso ao mar. Por questões de simplificação, para o presente estudo, foi adotada a configuração n°2.

Outro aspecto importante referente aos ensaios de modelos consiste no desenvolvimento de critérios [8] aplicados ao navio escolta que são necessários para avaliar a operacionalidade de uma rampa de popa. Através dos resultados destes ensaios, SHEINBERG *et al.* [8] identificaram duas respostas consideradas como

cruciais para esse tipo de projeto, as quais correspondem ao movimento vertical relativo e ao movimento de oscilação transversal na entrada da rampa. Sendo assim, dois critérios de operabilidade relacionados a essas respostas críticas do navio foram propostos e suas respectivas amplitudes limitantes definidas por KAUCZYNSKI *et al.* [29].

Critérios de projeto para o emprego da rampa de popa

Os critérios aplicados na avaliação do desempenho de uma rampa de popa em operações que envolvem lançamento/recuperação de embarcações auxiliares são oriundos de estudos feitos pela Guarda Costeira Norte Americana, que desde 1995 vem aperfeiçoando suas análises por meio de ensaios de modelos [8].

De acordo com SHEINBERG *et al.* [8], para fins de avaliação, são considerados três conjuntos de critérios. O primeiro está relacionado ao movimento do navio escolta e é semelhante ao adotado por operações de lançamento/recuperação de embarcações auxiliares a partir de turcos laterais [28]. O segundo conjunto de critérios considera o movimento relativo da soleira da rampa dentro e fora d'água, e diz respeito à sua disponibilidade. Já o terceiro, diz respeito à capacidade da embarcação orgânica em influenciar no sucesso das operações que empregam a rampa de popa.

Critérios de movimento para o navio escolta

De acordo com SHEINBERG *et al.* [8], os critérios de limitação de movimento aplicados às operações de lançamento/recuperação de embarcações auxiliares a partir de turco lateral definidos por MINNICK *et al.* [28] também podem ser utilizados nas operações que envolvem o emprego da rampa de popa. Tais critérios estão descritos na Tabela 27 a seguir:

Tabela 27 – Critérios limites para movimentos por ocasião do emprego de turco lateral em operações de lançamento/recuperação de veículos orgânicos.

Critério	Limite
Roll	< 8,0° SSA
Pitch	< 2,5° SSA
Aceleração Vertical	< 0,2 g SSA na estação da rampa
Aceleração Lateral	< 0,2 g SSA na estação da rampa

Os parâmetros limitantes são os movimentos de *roll* e *pitch* relacionados ao navio escolta, e as acelerações laterais e verticais na estação de atracação da rampa de popa. Na tabela acima, SSA corresponde à Amplitude Significativa (*significant single amplitude*) [8].

Além disso, SHEINBERG *et al.* [8] destacam a influência de efeitos relacionados tanto às acelerações verticais quanto às laterais, os quais são considerados movimentos limitantes para a redução do desempenho da tripulação do navio.

Critérios de disponibilidade da rampa

Ao considerar o emprego de um RHIB autopropulsado, SHEINBERG *et al.* [8] fundamentam o critério de disponibilidade da rampa em uma representação no domínio da frequência da lâmina d'água não perturbada na entrada da rampa de popa, onde a distância limite é definida como a profundidade da soleira no peitoril.

Conforme abordado anteriormente, a profundidade do peitoril corresponde à distância vertical da linha d'água intacta do navio escolta até o ponto mais baixo na superfície da rampa de popa. Para navios que utilizam cunha em suas rampas, a profundidade efetiva da soleira refere-se à distância vertical da linha d'água intacta até o ponto mais baixo da superfície superior da cunha que recebe a embarcação. É importante que a inclinação desta superfície seja aproximadamente a mesma da rampa e que ela contenha algumas restrições transversais a fim de evitar que o RHIB oscile nela.

Segundo SHEINBERG *et al.* [8], a disponibilidade da rampa consiste no período de tempo durante o processo de seu movimento relativo quando a profundidade da água sobre a soleira é suficiente para evitar que o fundo do veículo orgânico entre em contato

com a parte superior dela por ocasião de uma operação de recuperação. Portanto, este critério relaciona os seguintes fatores:

- Profundidade da soleira;
- Frequência de emergência da soleira;
- Deslocamento vertical relativo do navio escolta; e
- O desempenho de aceleração do veículo orgânico.

Assim, é possível empregar um critério que envolve a estatística da duração em que a lâmina d'água sobre a soleira da rampa é maior do que uma determinada profundidade. Tal estatística definiria um tempo de “disponibilidade de rampa”. O critério associado seria o tempo mínimo necessário para a operação de recuperação, sendo dado por [8] e descrito na Tabela 28 a seguir:

Tabela 28 – Critérios limites para disponibilidade da rampa de popa.

Critério	Limite
Disponibilidade Média da Rampa	> Duração mínima da Disponibilidade da Rampa
$\langle \tau_- \rangle$	$> T_{RA}$

Na tabela acima, $\langle \tau_- \rangle$ corresponde à duração média da disponibilidade da rampa e T_{RA} ao intervalo de tempo médio mínimo de disponibilidade de rampa para a operação de recuperação. Além destes, SHEINBERG *et al.* [8] definem os seguintes parâmetros:

- $Y(t)$: Movimento vertical relativo, que consiste na diferença entre o movimento absoluto do navio escolta em algum ponto da linha d'água estática e a elevação local da água; e
- a : Profundidade na soleira da rampa.

Um fragmento do processo de movimento relativo, $Y(t)$, é ilustrado na Figura 66 abaixo.

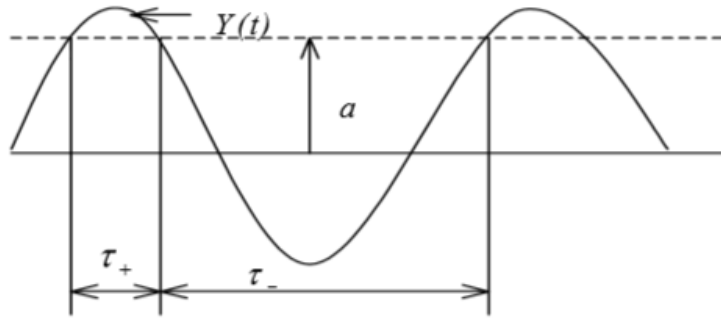


Figura 66 – Ilustração representando um momento do efeito de movimento vertical relativo no peitoril da rampa de popa.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Através de tal fragmento, nota-se que o movimento relativo $Y(t)$ é dado como positivo quando um dado ponto do navio está acima do nível de água local. Desta forma, se $Y(t) = a$, a profundidade da água sobre a soleira corresponde à original subtraída de "a". Se "a" corresponder à profundidade da soleira para uma condição sem ondas, então, quando $Y(t)$ exceder "a", significa que o peitoril da rampa está exposto. Por outro lado, quando "a" corresponde à profundidade nominal da água sobre a soleira subtraída de uma parcela para o calado da embarcação orgânica a ser recuperada, o fato de $Y(t)$ exceder "a" significa que o nível da água sobre o peitoril da rampa será menor que o calado do veículo orgânico.

Também é possível notar através da Figura 66 que:

- τ_+ : Corresponde ao intervalo de tempo em que $Y(t) > a$;
- τ_- : Corresponde ao intervalo de tempo em que $Y(t) < a$; e
- $\langle \tau_- \rangle$: Corresponde à duração média dos intervalos de tempo durante os quais $Y(t) < a$.

Portanto, o critério define que, para uma dada condição de mar, as operações que empregam rampa de popa serão consideradas malsucedidas ou de maior risco nas condições operacionais em que

$$\langle \tau_- \rangle < T_{RA}$$

Onde, como já mencionado, T_{RA} corresponde ao intervalo de tempo médio mínimo de disponibilidade de rampa durante a recuperação de uma embarcação orgânica.

Finalmente, nota-se que o intervalo de tempo de disponibilidade de rampa não leva em consideração efeitos como:

- Qualquer movimentos de *sway* e *yaw*, tanto por parte do navio escolta, quanto da embarcação orgânica (RHIB);
- Cargas de impacto entre o RHIB e a rampa; e
- Efeitos hidrodinâmicos provenientes da esteira do navio escolta.

Sendo assim, cada um desses itens deve ser considerado em conjunto com o intervalo de tempo para disponibilidade da rampa [8]. Além disso, a experiência do timoneiro e da tripulação pode afetar muito o intervalo de tempo médio mínimo para recuperação.

Critérios relacionados ao emprego da embarcação orgânica

A resposta da embarcação orgânica na última fase de uma operação de recuperação é um dos fatores que mais limitam a operacionalidade de um sistema com rampa de popa [8]. Durante o emprego da rampa, a operabilidade do veículo orgânico torna-se limitada pela sua capacidade estrutural de suportar cargas de impacto devido ao contato com a superfície da rampa e estruturas ao redor. Além disso, as acelerações de impacto devem ser mantidas em um certo nível de forma que não ofereçam risco à tripulação. Sendo assim, SHEINBERG *et al.* [8] citam os seguintes níveis de segurança propostos por WERENSKIOLD [33], os quais estão relacionados à exposição aceitável dos ocupantes do RHIB e são definidos em termos de acelerações verticais e horizontais:

- I. Nível de Segurança 1: Representa um risco menor de ferimentos em tripulantes que estão em pé;
- II. Nível de Segurança 2: Representa um risco menor de lesões em pessoas sentadas; e
- III. Nível de Segurança 3: Representa um risco menor de lesões graves em pessoas sentadas.

Os limites das acelerações são baseados na segurança dos ocupantes do RHIB e incluem uma margem de segurança para ele ao alcançar a rampa. A Tabela 29 a seguir representa os valores esperados de aceleração máxima induzida no momento em que o barco atinge pela primeira vez a estrutura da rampa pelo seu fundo ou lateral.

Tabela 29 – Valores limitantes de aceleração máxima induzida na embarcação orgânica.

Nível de Segurança	Critério: Máxima aceleração não pode ser excedida		
	Vertical	Transversal	Longitudinal
1	0,60 g	0,25 g	0,25 g
2	0,80 g	0,25 g	0,35 g
3	1,00 g	0,50 g	0,50 g

Com base nesses critérios, SHEINBERG *et al.* [8] definem uma operação de recuperação como malsucedida quando os valores de aceleração vertical ou horizontal do RHIB excedem os níveis definidos.

A partir de resultados provenientes de testes com modelos, SHEINBERG *et al.* [8] também ressaltam que o movimento vertical relativo da popa do navio escolta é o principal fator que contribui para a aceleração de impacto vertical do RHIB, que a redução da operacionalidade devido à aceleração de impacto longitudinal é oriunda principalmente do impacto da embarcação em uma parte mais alta da rampa, e que a redução proveniente da componente longitudinal das acelerações transversais, são originadas do deslocamento transversal do navio. Por fim, SHEINBERG *et al.* [8] atribuem as reduções da operacionalidade geradas por aceleração de impacto transversal principalmente a fatores humanos como a habilidade do operador do RHIB.

Portanto, em resumo, os seguintes parâmetros influenciam a magnitude das acelerações de impacto no veículo orgânico durante o seu acesso à rampa:

- O movimento relativo vertical da popa do navio escolta; e
- A oscilação transversal da popa do navio.

Tais parâmetros são empregados como dois critérios limitantes para operações seguras da rampa de popa, onde o primeiro critério define a amplitude máxima aceitável do movimento vertical relativo do navio (Tabela 7) e o segundo, relacionado à manobra do RHIB, define o limite de oscilação da popa do navio escolta (Tabela 8). Ambos critérios são especificados nas tabelas a seguir [8]. Tais resultados foram obtidos a partir de ensaios de modelos de navios escolta com dimensões semelhantes às de fragata e operando nas velocidades de 5 e 10 nós.

Tabela 30 – Valores limitantes para o movimento vertical relativo na entrada da rampa (rms).

Nível de Segurança	Velocidade do navio escolta [nós]	100% de sucesso na recuperação	90% de sucesso na recuperação	80% de sucesso na recuperação	70% de sucesso na recuperação
1	5	0,65 m	0,78 m	0,90 m	1,05 m
	10	0,45 m	0,55 m	0,65 m	0,75 m
2	5	0,70 m	1,20 m	1,70 m	2,20 m
	10	0,45 m	0,75 m	1,00 m	1,28 m
3	5	0,85 m	1,65 m	2,45 m	3,25 m
	10	0,55 m	1,00 m	1,45 m	1,90 m

Tabela 31 – Valores limitantes para movimento de sway na popa do navio escolta, aplicados ao critério de manobrabilidade da embarcação orgânica.

Nível de Segurança	Velocidade do navio escolta [nós]	100% de sucesso na recuperação	90% de sucesso na recuperação	80% de sucesso na recuperação	70% de sucesso na recuperação
1	5 - 10	0,50 m	0,55 m	0,60 m	0,70 m
2	5 - 10	0,50 m	0,75 m	1,50 m	2,25 m
3	5 - 10	0,50 m	2,10 m	4,20 m	6,30 m

Seleção dos parâmetros operacionais a partir de exemplo de aplicação

Em [8] é descrito um exemplo referente a uma operação que envolve o emprego da rampa de popa a partir de um modelo de casco de fragata. Nele, são demonstrados resultados de operabilidade da rampa provenientes do movimento relativo do navio escolta e da embarcação auxiliar. Para isso, foram especificados dados operacionais de ambos os meios, bem como parâmetros de projeto da rampa, os quais também foram assumidos como subsídios para as condições operacionais do casco analisado no presente estudo.

Inicialmente, SHEINBERG *et al.* [8] assumem que o navio possui apenas uma rampa de popa e sugerem três profundidades de soleira: 0,305 m, 0,610 m e 0,914 m. Além disso, a velocidade de operação do navio escolta foi definida como 5 nós.

O estudo prossegue com o cálculo do percentual de tempo operacional (PTO) para a atividade de lançamento e recuperação na rampa de popa, comparando os critérios de limitação mencionados através das previsões de movimento do navio escolta em diferentes estados de mar em uma região específica de águas profundas, onde o pico do período modal de onda é de 9,7 segundos e a probabilidade de ocorrência de altura de onda (H_s) superior a 0,305 m é de cerca de 28% [8].

Os valores limites adotados para o conjunto de critérios operacionais aplicados por ocasião do emprego da rampa de popa [8] estão resumidos na Tabela 32 a seguir.

Tabela 32 – Resumo dos critérios operacionais aplicados a rampa de popa de navio escolta com porte de fragata.

Critério	Limite
Movimento de <i>Roll</i>	8,0° SSA
Movimento de <i>Pitch</i>	2,5° SSA
Aceleração vertical na estação da rampa	0,2 g
Aceleração lateral na estação da rampa	0,2 g
Tempo de disponibilidade da rampa	$T_{RA} = 5 s$
Movimento vertical relativo na entrada da rampa	1,20 m (rms) para Nível de Segurança 2 e 90% de sucesso na recuperação
Movimento de <i>Sway</i> na entrada da rampa	0,75 m (rms) para Nível de Segurança 2 e 90% de sucesso na recuperação

Os cálculos das respostas do navio escolta foram feitos a partir do programa de *Seakeeping VERES (Marintek's Vessel Response)*, que emprega a Teoria das Faixas para obter o RAO (*Response Amplitude Operator*) para os 6 graus de liberdade do navio. A Figura 67 ilustra o resultado do exemplo descrito [8] e corresponde à operacionalidade total obtida pela aplicação de todos os critérios listados. Foram consideradas sete incidências de onda.

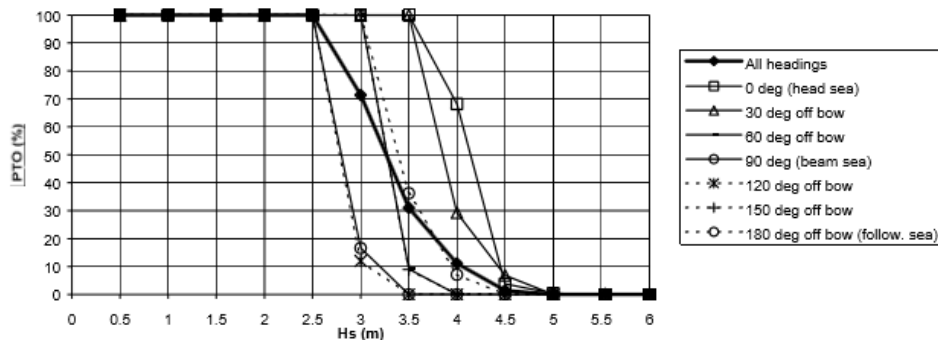


Figura 67 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata a 5 nós de velocidade, considerando todos os critérios de operação.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Os resultados das figuras 68 a 70, ilustram (respectivamente) a operabilidade da rampa considerando a aplicação dos critérios limites para os movimentos de *Roll*, *Pitch* e *Sway*.

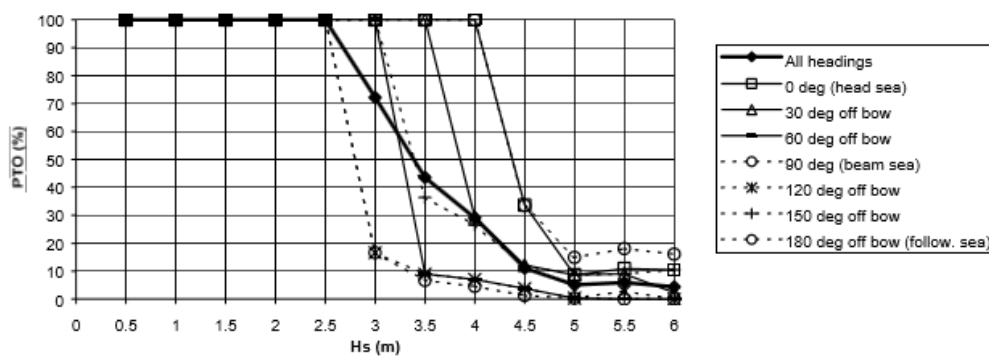


Figura 68 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de *roll*.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

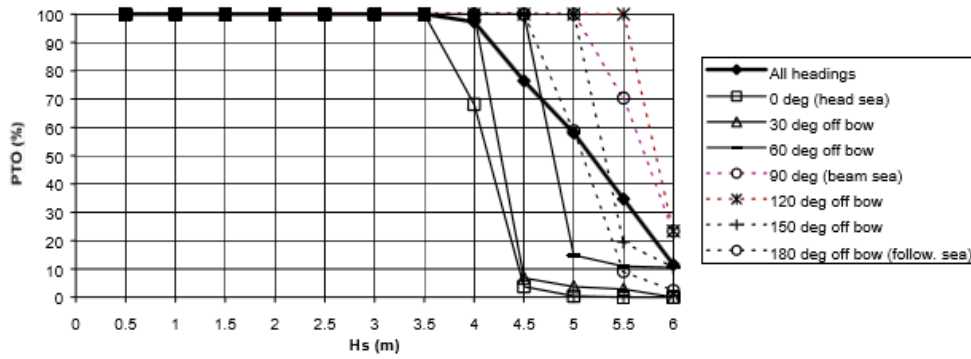


Figura 69 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de *pitch*.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

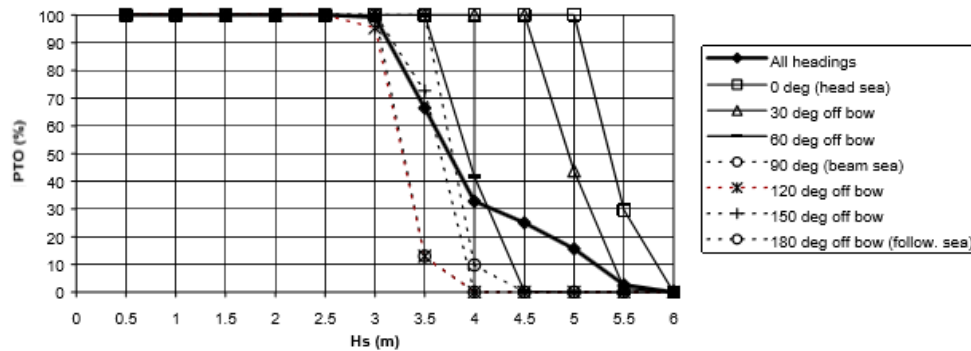


Figura 70 – Operabilidade de rampa de popa para modelo de fragata operando a 5 nós: critério de movimento de *sway* na popa.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Além disso, aplicando o critério de disponibilidade da rampa, SHEINBERG *et al.* [8] apresentam o resultado para a faixa de profundidades de soleira sugerida:

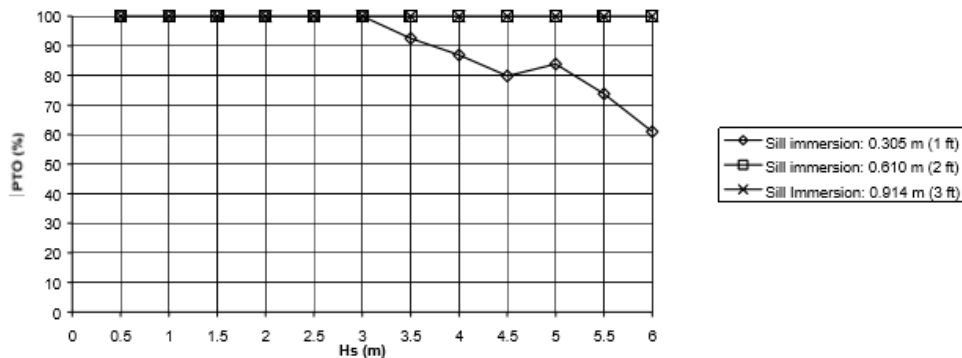


Figura 71 – Operabilidade de rampa de popa: fragata a 5 nós de velocidade, considerando o critério de disponibilidade de rampa para uma faixa de valores de profundidade da soleira.

Fonte: Sheinberg et al. (2003).

Considerações finais

Com base nos resultados obtidos, SHEINBERG *et al.* [8] chegaram às seguintes conclusões referentes ao projeto de uma rampa de popa:

1. Na área de operação considerada, a operabilidade a longo termo foi de 100% para condições de mar cuja altura de onda significativa era acima de 2,5 m;
2. A maior operabilidade ocorreu para condições de mares de popa (100% para regiões cuja altura significativa das ondas ultrapassava 3,5 m) e para incidências de 30°. Já a menor, para mares de través;
3. Os critérios operacionais de maior impacto que limitam a operabilidade da rampa correspondem aos movimentos de *roll* e *sway*. Isso explica o motivo pelo qual mares de través não são recomendados durante o emprego da rampa;
4. Em navios com casco semelhante ao de fragatas, quando a imersão da soleira é maior ou igual a 0,61 m, o critério de disponibilidade da rampa não é limitante mesmo em regiões onde a altura significativa das ondas atinge 6 m; e
5. A seleção de um rumo ideal em relação às ondas durante o emprego da rampa de popa é bastante relevante para navios de grande comprimento.

APÊNDICE E – Metodologia para discretização da malha e verificação do seu grau de convergência

(Etapa Inicial: Análise a partir de corpo de geometria analítica)

Verificação da influência da densidade de painéis

A primeira análise foi realizada através de duas malhas geradas a partir da estrutura com forma de caixa representada pela Figura 13, cujas dimensões principais são semelhantes às do casco selecionado para o estudo. Uma vez que foi empregado o método de painéis de ordem inferior (*Low Order Method*) para execução do programa WAMIT, inicialmente foi feito um estudo comparativo a fim de ser verificada a influência do aumento do número de painéis na discretização da geometria da estrutura. Sendo assim, com auxílio do software Rhinoceros, foram elaboradas duas malhas de dimensões semelhantes, sendo a primeira composta por 20 painéis e a segunda, de maior densidade, formada por uma quantidade arbitrária de 416.

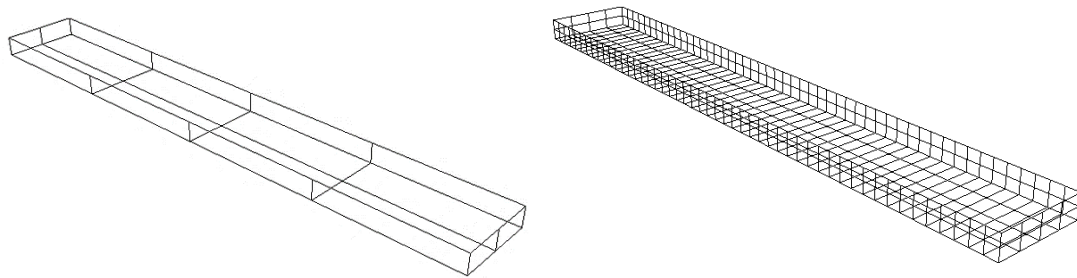


Figura 72 – Ilustração das malhas compostas por 20 e 416 painéis geradas a partir de estrutura com forma de caixa.

Fonte: Rhinoceros.

As coordenadas dos vértices de cada um dos painéis das duas malhas foram exportadas para o WAMIT em dois arquivos no formato .gdf, que compuseram o conjunto dos principais arquivos de entrada necessários para execução do programa, junto dos arquivos .pot, .cfg. e .frc., cuja descrição encontra-se disponível em [22]. Os parâmetros incluídos nesses arquivos, para esta rodada inicial do programa, estão inseridos nos códigos WAMIT descritos no APÊNDICE F, bem como as primeiras linhas do arquivo .gdf de ambas as malhas.

A partir da execução do programa, para as duas malhas, foram verificados seus respectivos arquivos de saída a fim de serem avaliados os parâmetros VOLX, VOLY e

VOLZ, os quais correspondem às três formas de volume calculadas pelo WAMIT através da projeção da área da superfície nas direções ortogonais x, y e z , e que, portanto, devem ser praticamente iguais ou diferirem o mínimo possível entre si [22]. A Tabela 33 lista os valores para tais parâmetros obtidos através do teste com as malhas.

Tabela 33 – Resultados para os coeficientes de volume: malhas de 20 e 416 painéis.

MALHA	VOLX	VOLY	VOLZ
20 Painéis	7424,00	7424,00	7424,00
416 Painéis	7424,00	7424,01	7424,00

Para o cálculo das forças de excitação induzidas por ondas em ambas malhas, o programa foi executado assumindo-se que a estrutura se encontra em região de águas profundas. Na versão do WAMIT utilizada, a incidência da onda (BETA) foi definida como o ângulo entre o eixo positivo x do sistema de coordenada global adotado e a direção na qual as ondas se propagam [22], conforme mostra a Figura 73 abaixo.

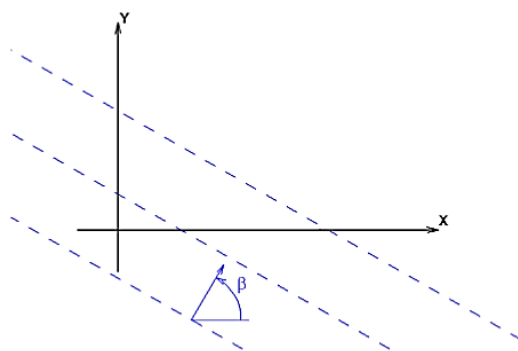


Figura 73 – Sistema de coordenadas adotado pelo WAMIT para representar direção de propagação das ondas incidentes.

Fonte: Adaptado de Wamit, 2002.

Sendo assim, adotando a convenção da figura acima e assumindo que a embarcação se encontra paralela ao eixo x , o teste foi realizado para as incidências de $\beta = 180^\circ$ e $\beta = 90^\circ$, escolhidas arbitrariamente.

O presente método também assumiu cinco valores arbitrários de períodos de onda (6, 9, 12, 15 e 18 segundos), conforme alguns exemplos de aplicação disponíveis

em [22]. A partir de tais considerações, buscou-se comparar os resultados dos níveis de excitação correspondentes aos movimentos de corpo rígido em *sway*, *roll* (estes para $\beta = 90^\circ$), *heave* e *pitch* (estes para $\beta = 180^\circ$). Após a execução dos arquivos de entrada (ver APÊNDICE F) das duas malhas, foram obtidos os resultados das tabelas 34 e 35 a seguir para força de excitação através das relações de Haskind e pela integração da pressão hidrodinâmica sobre a superfície molhada da estrutura.

Tabela 34 – Amplitude de Excitação para malha de 20 painéis (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados).

MALHA 1 (20 PAINÉIS)		
T [s]	Haskind	Pot. Difração
Sway ($\beta = 90^\circ$)		
6	9.25E+02	9.01E+02
9	6.80E+02	7.01E+02
12	3.90E+02	4.12E+02
15	2.43E+02	2.60E+02
18	1.66E+02	1.79E+02
Heave ($\beta = 180^\circ$)		
6	2.09E+01	5.57E+01
9	1.37E+02	1.32E+02
12	7.77E+02	7.28E+02
15	1.13E+03	1.08E+03
18	1.33E+03	1.29E+03
Roll ($\beta = 90^\circ$)		
6	4.69E+02	9.94E+02
9	6.41E+01	2.30E+02
12	1.48E+02	1.94E+00
15	1.29E+02	4.09E+01
18	1.02E+02	4.44E+01
Pitch ($\beta = 180^\circ$)		
6	5.94E+03	1.39E+03
9	2.10E+04	1.77E+04
12	2.64E+04	2.40E+04
15	2.35E+04	2.22E+04
18	1.90E+04	1.82E+04

Tabela 35 – Amplitude de Excitação para malha de 416 painéis (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados).

MALHA 2 (416 PAINÉIS)		
T [s]	Haskind	Pot. Difração
Sway ($\beta = 90^\circ$)		
6	7.92E+02	8.15E+02
9	6.00E+02	6.20E+02
12	3.56E+02	3.68E+02
15	2.26E+02	2.34E+02
18	1.56E+02	1.61E+02
Heave ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.48E+01	4.40E+01
9	1.28E+02	1.28E+02
12	7.48E+02	7.48E+02
15	1.11E+03	1.11E+03
18	1.33E+03	1.33E+03
Roll ($\beta = 90^\circ$)		
6	3.05E+02	2.00E+02
9	6.05E+02	5.22E+02
12	4.60E+02	4.11E+02
15	3.25E+02	2.94E+02
18	2.37E+02	2.16E+02
Pitch ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.47E+03	4.48E+03
9	1.92E+04	1.92E+04
12	2.76E+04	2.75E+04
15	2.51E+04	2.51E+04
18	2.04E+04	2.04E+04

De posse dos resultados, as curvas ilustradas na Figura 74 a seguir comparam a aplicação dos dois métodos em ambas as malhas. Percebe-se que, para os modos de movimento em *heave* e *pitch*, os valores de excitação obtidos por ambos os métodos aproximam-se mais no teste executado a partir da Malha 2 de maior densidade, composta por 416 painéis. Com relação aos modos de movimento em *sway* e *roll*, também nota-se maior proximidade entre os resultados obtidos a partir da mesma malha, no entanto, verifica-se maior convergência para os resultados correspondentes ao movimento de *sway*.

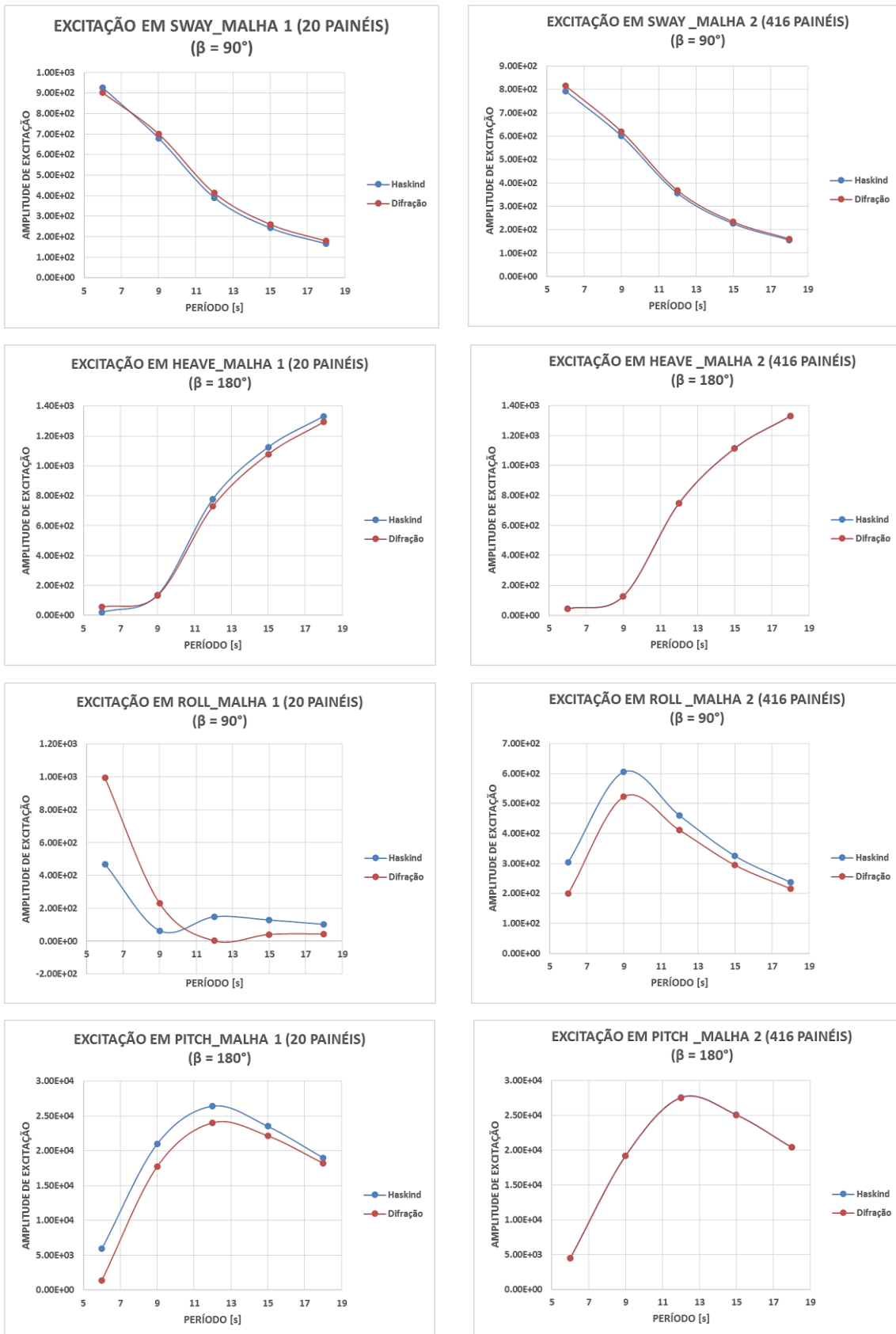


Figura 74 – Comparação das curvas de forças de excitação induzidas por ondas para os movimentos de corpo rígido em *sway*, *heave*, *roll* e *pitch* obtidas a partir de ambas as malhas através das relações de Haskind e do potencial de difração (estrutura de geometria analítica).

Verificação da influência da simetria

Após o teste comparativo que avalia a influência da densidade das malhas, uma nova análise foi feita a partir da malha de maior número de painéis, ou seja, a de maior convergência, conforme os resultados exibidos pelas curvas da Figura 74. Desta vez, no arquivo .gdf do WAMIT, a simetria lateral (em torno do plano $x - z$) da estrutura foi incluída na descrição de sua geometria, de forma que fossem verificadas a influência da otimização no uso do armazenamento disponível no programa e da minimização do seu esforço computacional [22]. Segundo INGLIS [23], a simetria pode ser utilizada para reduzir o espaço de armazenamento computacional requerido por ocasião do cálculo de forças e momentos de excitação, e um procedimento semelhante pode ser aplicado na obtenção de coeficientes hidrodinâmicos. Sendo assim, com auxílio do Rhinoceros, metade da superfície molhada referente à geometria da Figura 13 foi modelada e, a partir dela, gerou-se uma nova malha, com metade do número painéis da anterior (416), como mostra a Figura 75 a seguir. As alterações realizadas no arquivo de entrada .gdf do WAMIT para execução deste segundo teste estão disponíveis no APÊNDICE F.

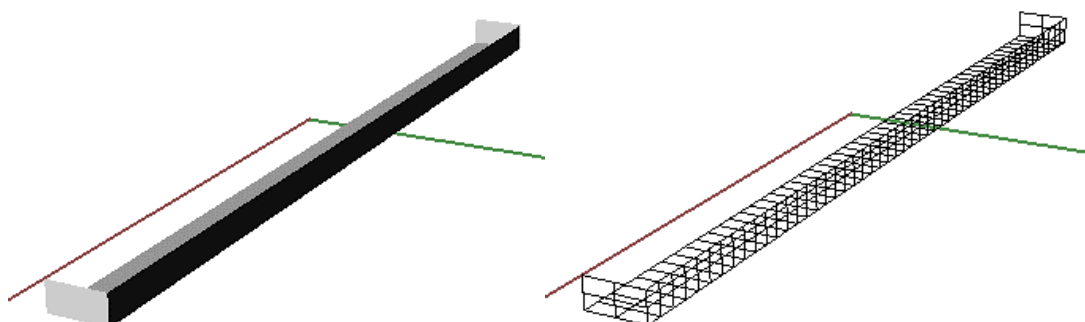


Figura 75 – Metade da superfície média molhada de embarcação em forma de caixa utilizada em teste para verificar influência da simetria lateral e sua respectiva malha.

Fonte: Rhinoceros.

A partir dos arquivos de saída gerados no WAMIT, novamente foram verificados os resultados obtidos para VOLX, VOLY e VOLZ, desta vez, considerando a simetria da estrutura:

Tabela 36 – Resultados para os coeficientes de volume: malha de 208 painéis (com simetria).

MALHA (com simetria)	VOLX	VOLY	VOLZ
208 painéis	7424,00	7423,99	7423,99

Para o cálculo das forças de excitação induzidas por ondas considerando a influência da simetria da malha, também foi assumido nos arquivos de entrada que a estrutura se encontra em um ambiente de águas profundas. Além disso, foram adotados os mesmos valores arbitrários para período de onda e os cálculos para os movimentos em *sway* e *roll* foram feitos para $\beta = 90^\circ$ e, para *heave* e *pitch*, $\beta = 180^\circ$. Os resultados obtidos a partir das relações de Haskind e por meio do potencial de difração estão listados na Tabela 37.

Tabela 37 – Amplitude de Excitação para malha de maior densidade considerando sua simetria (estrutura de geometria analítica, valores adimensionalizados).

MALHA 2 COM SIMETRIA (208 PAINÉIS)		
T [s]	Haskind	Pot. Difração
Sway ($\beta = 90^\circ$)		
6	7.92E+02	8.15E+02
9	6.00E+02	6.20E+02
12	3.56E+02	3.68E+02
15	2.26E+02	2.34E+02
18	1.56E+02	1.61E+02
Heave ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.48E+01	4.40E+01
9	1.28E+02	1.28E+02
12	7.48E+02	7.48E+02
15	1.11E+03	1.11E+03
18	1.33E+03	1.33E+03
Roll ($\beta = 90^\circ$)		
6	3.05E+02	2.00E+02
9	6.05E+02	5.22E+02
12	4.60E+02	4.11E+02
15	3.25E+02	2.94E+02
18	2.37E+02	2.16E+02
Pitch ($\beta = 180^\circ$)		
6	4.47E+03	4.48E+03
9	1.92E+04	1.92E+04
12	2.76E+04	2.75E+04
15	2.51E+04	2.51E+04
18	2.04E+04	2.04E+04

Através de tais resultados, novamente foram geradas as curvas de forças e momentos de excitação correspondentes aos quatro modos de movimento de corpo rígido propostos a fim de comparar a influência da simetria lateral sobre a convergência da malha de maior densidade. Nota-se que para todos os movimentos, as curvas obtidas a partir dos métodos de Haskind e Difração praticamente se comportam de maneira similar às do teste com a malha de 416 painéis (isto é, desconsiderando a simetria), conforme ilustra a Figura 76 abaixo.

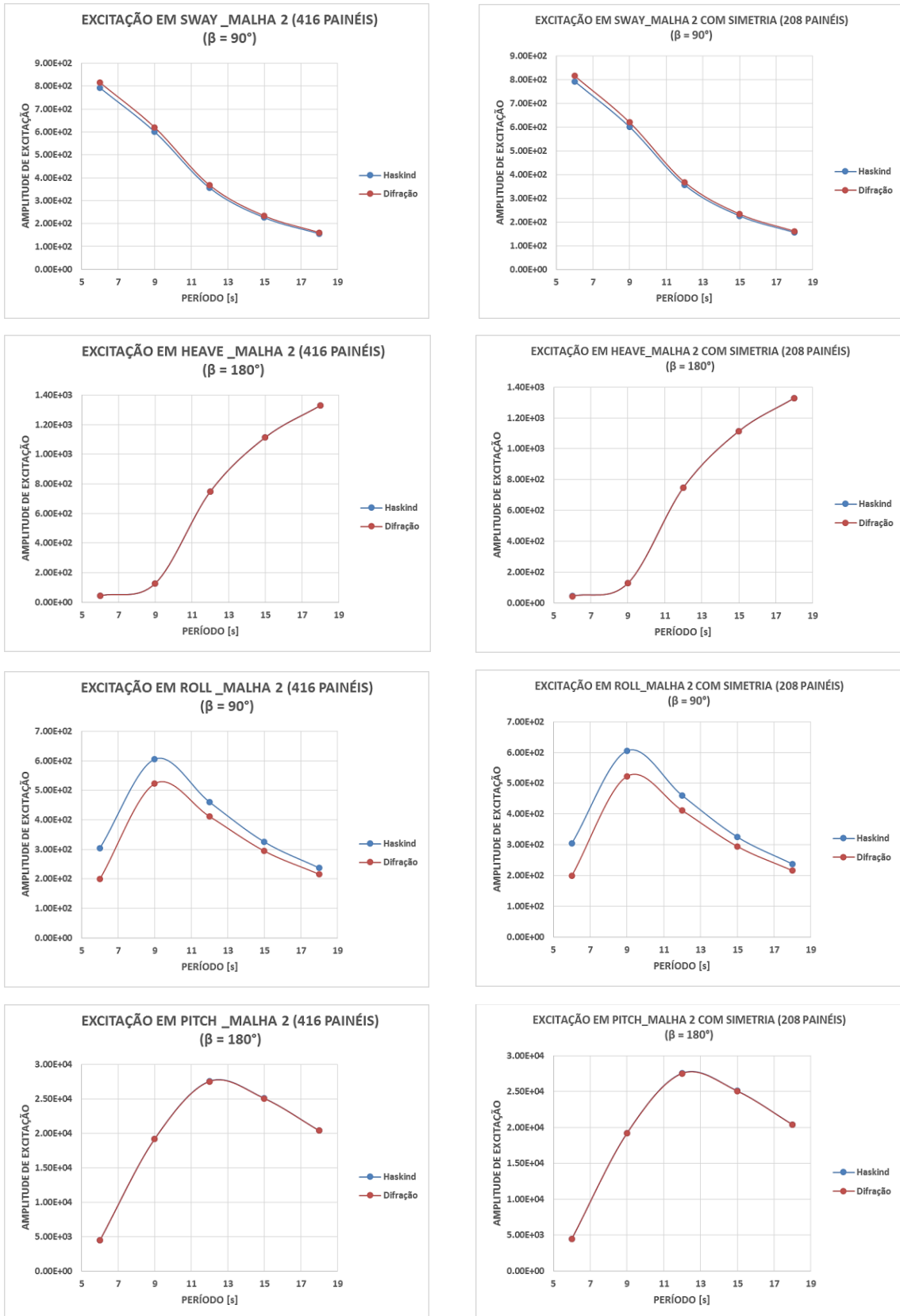


Figura 76 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em *sway*, *heave*, *roll* e *pitch* considerando a influência da simetria lateral (estrutura de geometria analítica).

Visto a proximidade nos resultados da Figura 76, a influência da simetria lateral sobre a convergência da referida malha foi ratificada extendendo a análise obtendo-se as curvas dos modos de movimento em *surge* e *yaw*. Não foi verificada influência da simetria para o movimento em *surge*. Quanto ao movimento em *yaw*, apesar de apontar amplitudes de excitação praticamente desprezíveis em relação aos demais, nota-se maior proximidade entre os seus resultados obtidos pelos procedimentos de Haskind e de Difração. Isso pode ser verificado através da Figura 77 abaixo.

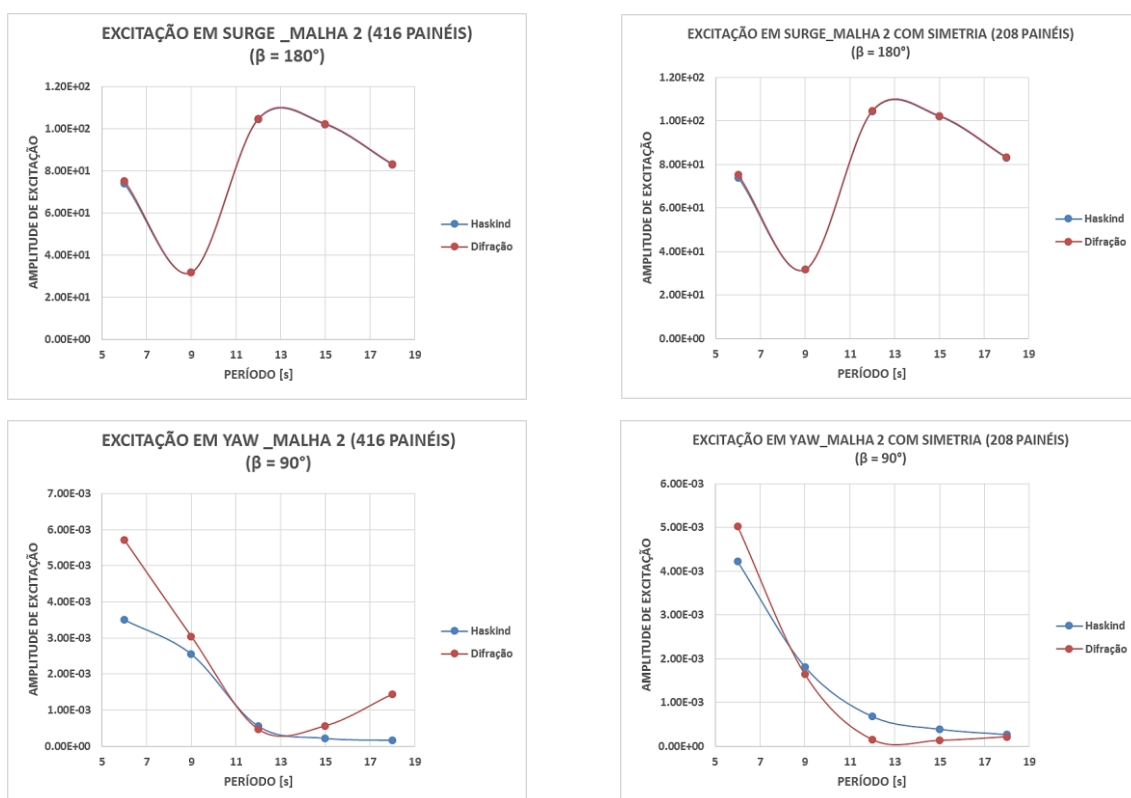


Figura 77 – Comparação das curvas de força de excitação para os movimentos de corpo rígido em *surge* e *yaw* considerando a influência da simetria lateral (estrutura de geometria analítica).

APÊNDICE F – Códigos WAMIT

(Testes para discretização da malha)

A seguir, estão descritos os arquivos de entrada do WAMIT (.cfg, .pot, .gdf, .frc) elaborados para execução das etapas do processo de discretização da malha do casco selecionado.

1. Etapa Inicial: Teste com embarcação em formato de caixa:

a) Malha 1: 20 painéis

Input file Malha_1.cfg

```
!TESTE.CFG -- Barça modelo L = 116, B = 16, T = 4 (header)
ILOWHI=0                (Low Order Method)
IRR=0                   (default)
ISOR=0                  (default)
ISOLVE=0                (default)
ISCATT=0                (default)
ILOG=0                  (default)
MONITR=0                (default)
IPLTDAT=0               (default)
NUMHDR=1                (fornece cabeçalho para output files)
NOOUT= 1 1 1 1 0 1 1 1 1
IALTFRC=1               (default)
```

Input file Malha_1.pot

```
TESTE.POT -- Barça modelo L = 116, B = 16, T = 4 (header)
-1.                    HBOT
1 1                    IRAD, IDFF
5                      NPER                (arbitrário)
6. 9. 12. 15. 18.    PER                  (arbitrário)
3                      NBETA
0. 90. 180.          BETA                  (incidência das ondas)
1                      NBODY
Malha_1.gdf
0. 0. 0. 0.          XBODY(1-4)
1 1 1 1 1 1          MODE(1-6)
```

First 10 lines of input file Malha_1.gdf

```
Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665 ULEN GRAV
0 0 ISX ISY
20
-58.00000 -8.00000 -4.00000
-58.00000 0.00000 -4.00000
-29.00000 0.00000 -4.00000
-29.00000 -8.00000 -4.00000
-29.00000 -8.00000 -4.00000
-29.00000 0.00000 -4.00000
```

Input file Malha_1.frc

```
TESTE.FRC -- Barçaça modelo L = 115, B = 16, T = 4 (header)
0 1 1 0 0 0 0 0 0 IOPTN(1-9)
0.000000 VCG
1.000000 0.000000 0.000000
0.000000 1.000000 0.000000
0.000000 0.000000 1.000000 XPRDCT
0 NBETAH
0 NFIELD
```

b) Malha 2: 416 painéis

First 10 lines of input file Malha_2.gdf

```
Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665 ULEN GRAV
0 0 ISX ISY
416
-58.00000 -8.00000 -4.00000
-58.00000 -8.00000 -2.00000
-58.00000 -4.00000 -2.00000
-58.00000 -4.00000 -4.00000
-58.00000 -4.00000 -4.00000
-58.00000 -4.00000 -2.00000
```

c) Malha 2 (aplicando simetria): 208 painéis

First 10 lines of input file Malha_2_simetria.gdf

```
Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665 ULEN GRAV
0 1 ISX ISY
208
-58.00000 0.00000 -4.00000
-58.00000 4.00000 -4.00000
-55.68000 4.00000 -4.00000
-55.68000 0.00000 -4.00000
-55.68000 0.00000 -4.00000
-55.68000 4.00000 -4.00000
```

2. Segunda etapa: Teste com casco na condição estanque:

Input file casco_fechado.cfg

```
Input file: casco.cfg (filename)
!CASCO.CFG -- Escolta modular (header)
ILOWHI=0
IRR=0 (default)
ISOR=0 (default)
ISOLVE=0 (default)
ISCATT=0 (default)
ILOG=0 (default)
MONITR=0 (default)
IPLTDAT=0 (default)
NUMHDR=1 (fornece cabeçalho para output files)
```

```
NOOUT= 1 1 1 1 0 1 1 1 1
IALTFRC=1 (default)
```

Input file casco_fechado.pot

```
CASCO.POT -- Escolta modular (header)
-1. HBOT
1 1 IRAD, IDFF
5 NPER (arbitrário)
6. 9. 12. 15. 18. PER (arbitrário)
3 NBETA
0. 90. 180. BETA (incidência das ondas)
1 NBODY
casco_fechado.gdf
0. 0. 0. 0. XBODY(1-4)
1 1 1 1 1 1 MODE(1-6)
```

First 10 lines of input file casco_fechado.gdf

```
Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665 ULEN GRAV
0 1 ISX ISY
1623
87.14833 0.02365 -3.97152
87.14833 0.00000 -3.99814
84.33220 0.00000 -3.98234
84.33220 0.02622 -3.95755
89.95469 0.02065 -3.95390
89.95469 0.00000 -3.98234
```

Input file casco_fechado.frc

```
Input file: casco_fechado.frc CASCO.FRC -- Escolta modular
(header)
0 1 1 0 0 0 0 0 0 IOPTN(1-9)
0.000000 VCG
1.000000 0.000000 0.000000
0.000000 1.000000 0.000000
0.000000 0.000000 1.000000 XPRDCT
0 NBETAH
0 NFIELD
```

3. Terceira etapa: Teste com casco na condição de emprego da rampa de popa:

Input file casco_aberto.cfg

```
Input file: casco.cfg (filename)
!CASCO.CFG -- Escolta modular (header)
ILOWHI=0
IRR=0 (default)
ISOR=0 (default)
ISOLVE=1 (default)
ISCATT=0 (default)
ILOG=0 (default)
MONITR=0 (default)
IPLTDAT=0 (default)
NUMHDR=1 (fornece cabeçalho para output files)
NOOUT= 1 1 1 1 0 1 1 1 1
```


IALTFRC=1 (default)

Input file casco_aberto.pot

CASCO.POT -- Escolta modular (header)

```
-1. HBOT
1 1 IRAD, IDFF
5 NPER (arbitrário)
6. 9. 12. 15. 18. PER (arbitrário)
3 NBETA
0. 90. 180. BETA (incidência das ondas)
1 NBODY
casco_aberto.gdf
0. 0. 0. 0. XBODY(1-4)
1 1 1 1 1 1 MODE(1-6)
```

First 10 lines of input file casco_aberto.gdf

Rhino->WAMIT file export (mesh)

```
1 9.80665 ULEN GRAV
0 1 ISX ISY
1277
4.59851 0.55557 -2.44637
4.59794 0.00000 -2.53790
2.28623 0.00000 -2.04661
2.28934 0.56188 -2.00038
6.93550 0.54893 -2.77003
6.93632 0.00000 -2.89716
```

Input file casco_aberto.frc

Input file: casco_aberto.frc CASCO.FRC -- Escolta modular (header)

```
0 1 1 0 0 0 0 0 0 IOPTN(1-9)
0.000000 VCG
1.000000 0.000000 0.000000
0.000000 1.000000 0.000000
0.000000 0.000000 1.000000 XPRDCT
0 NBETAH
0 NFIELD
```

APÊNDICE G – Códigos WAMIT

(Estudo de desempenho em comportamento no mar)

A seguir, estão descritos os arquivos de entrada do WAMIT (.cfg, .pot, .gdf, .frc) elaborados para a análise comparativa de desempenho em comportamento no mar entre as condições de navio estanque (Cond. Estanque) e operando a rampa de popa (Op. Rampa) em ambiente de ondas regulares.

1. Casco na condição estanque

Input file casco_fechado.cfg

```
Input file: casco.cfg (filename)
!CASCO.CFG -- Escolta modular (header)
ILOWHI=0
IRR=0                      (default)
ISOR=0                      (default)
ISOLVE=1                    (default)
ISCATT=0                    (default)
ILOG=0                      (default)
MONITR=0                    (default)
IPLTDAT=0                   (default)
NUMHDR=1                    (fornece cabeçalho para output files)
NOOUT= 1 1 1 1 0 1 1 1 1
IALTFRC=1                   (default)
```

Input file casco_fechado.pot

```
CASCO.POT -- Escolta modular (header)
-1.                          HBOT
1 1                            IRAD, ID
18                             NPER
3. 4. 5. 6. 7. 8. 9. 10. 11.
12. 13. 14. 15. 16. 17. 18.
19. 20.                       PER
7                              NBETA
0. 30. 60. 90. 120. 150. 180. BETA
1                              NBODY
```

Input file casco_fechado.gdf

```
0. 0. 0. 0.                  XBODY
1 1 1 1 1 1                  MODE(1-6)
```

First 10 lines of input file casco_fechado.gdf

```
Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665                     ULEN GRAV
0 1                            ISX  ISY
1623
87.14833 0.02365 -3.97152
```

```

87.14833 0.00000 -3.99814
84.33220 0.00000 -3.98234
84.33220 0.02622 -3.95755
89.95469 0.02065 -3.95390
89.95469 0.00000 -3.98234

```

Input file casco_fechado.frc

```

Input file: casco_fechado.frc
CASCO.FRC -- Escolta modular (header)
1 1 1 1 0 0 0 0 0          IOPTN(1-9)
0.000000                   VCG
5.320000 0.000000 0.000000
0.000000 28.960000 0.000000
0.000000 0.000000 28.960000  XPRDCT
0                            NBETAH
0                            NFIELD

```

2. Casco na condição de emprego da rampa de popa

Input file casco_aberto.cfg

```

Input file: casco.cfg (filename)
!CASCO.CFG -- Escolta modular (header)
ILOWHI=0
IRR=0                      (default)
ISOR=0                     (default)
ISOLVE=1                   (default)
ISCATT=0                   (default)
ILOG=0                     (default)
MONITR=0                   (default)
IPLTDAT=0                  (default)
NUMHDR=1                   (fornece cabeçalho para output files)
NOOUT= 1 1 1 1 0 1 1 1 1
IALTFRC=1                  (default)

```

Input file casco_aberto.pot

```

CASCO.POT -- Escolta modular (header)
-1.                         HBOT
1 1                          IRAD, ID
18                            NPER
3. 4. 5. 6. 7. 8. 9. 10. 11.
12. 13. 14. 15. 16. 17. 18.
19. 20.                      PER
7                             NBETA
0. 30. 60. 90. 120. 150. 180. BETA
1                             NBODY

```

First 10 lines of input file casco_aberto.gdf

```

Rhino->WAMIT file export (mesh)
1 9.80665      ULEN GRAV
0 1  ISX  ISY
1277
4.59851 0.55557 -2.44637
4.59794 0.00000 -2.53790
2.28623 0.00000 -2.04661

```

```
2.28934 0.56188 -2.00038
6.93550 0.54893 -2.77003
6.93632 0.00000 -2.89716
```

Input file casco_aberto.frc

```
Input file: casco_aberto.frc
CASCO.FRC -- Escolta modular (header)
1 1 1 1 0 0 0 0 0 IOPTN(1-9)
0.000000 VCG
5.320000 0.000000 0.000000
0.000000 28.960000 0.000000
0.000000 0.000000 28.960000 XPRDCT
0 NBETAH
0 NFIELD
```

3. Discretização dos resultados

a) Casco na condição estanque

Input file casco_fechado.pot

```
CASCO.POT -- Escolta modular (header)
-1.
1 1
35
3. 3.5 4. 4.5 5. 5.5 6. 6.5 7. 7.5 8. 8.5 9. 9.5 10. 10.5 11.
11.5 12. 12.5 13.
7
0. 30. 60. 90. 120. 150. 180.
1
casco_fechado.gdf
0. 0. 0. 0.
1 1 1 1 1 1
```

b) Casco na condição de emprego da rampa de popa

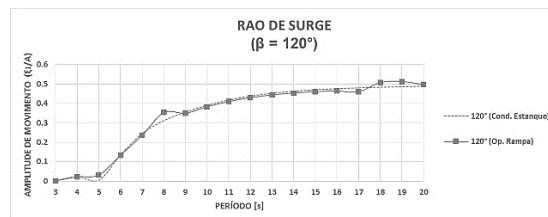
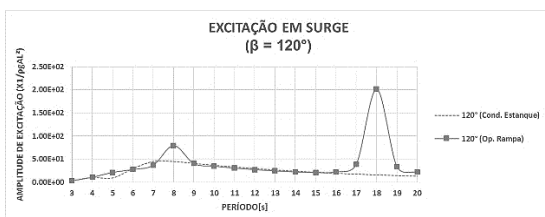
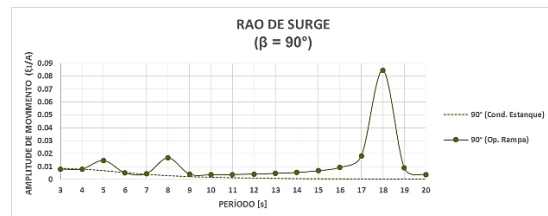
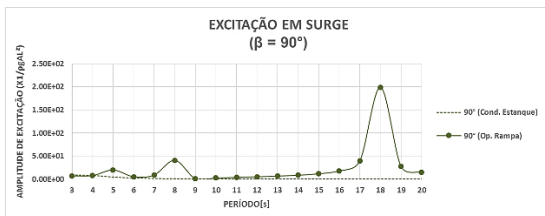
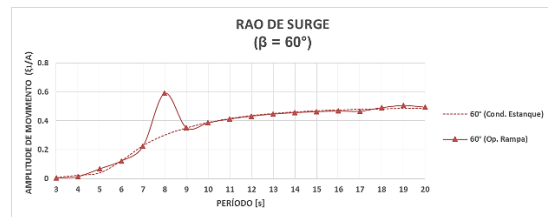
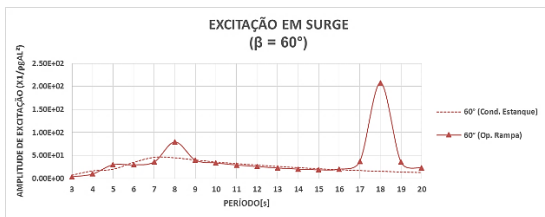
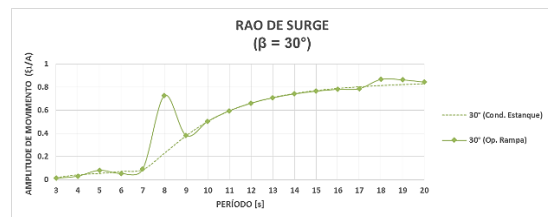
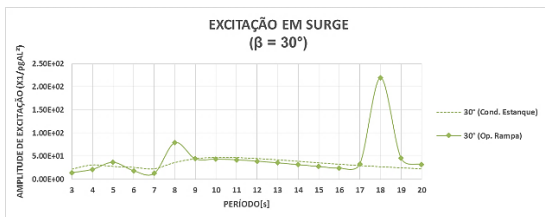
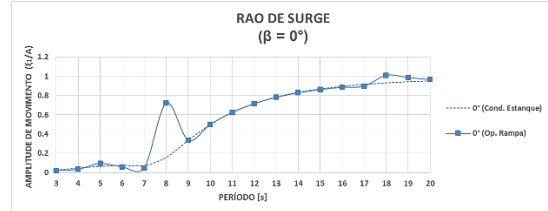
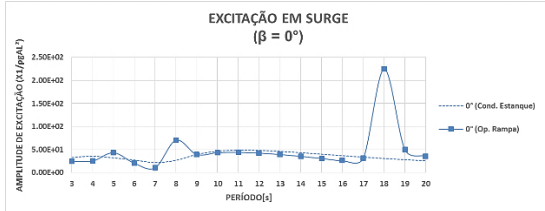
Input file casco_aberto.pot

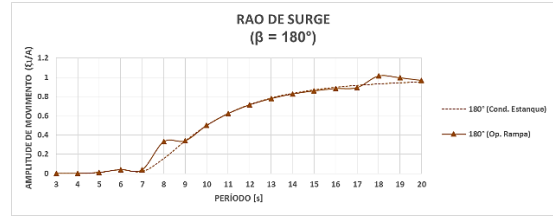
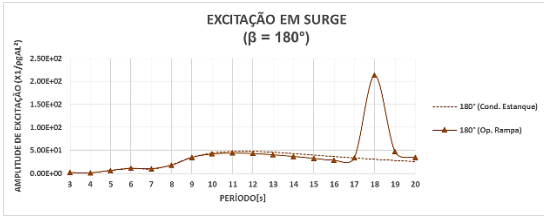
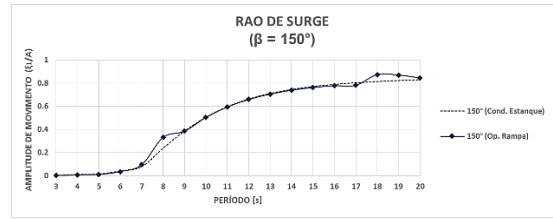
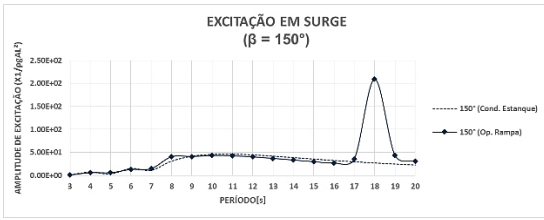
```
CASCO.POT -- Escolta modular (header)
-1.
1 1
35
3. 3.5 4. 4.5 5. 5.5 6. 6.5 7. 7.5 8. 8.5 9. 9.5 10. 10.5 11.
11.5 12. 12.5 13.
7
0. 30. 60. 90. 120. 150. 180.
1
casco_aberto.gdf
0. 0. 0. 0.
1 1 1 1 1 1
```

APÊNDICE H – Curvas de desempenho em comportamento no mar – Respostas para ondas regulares

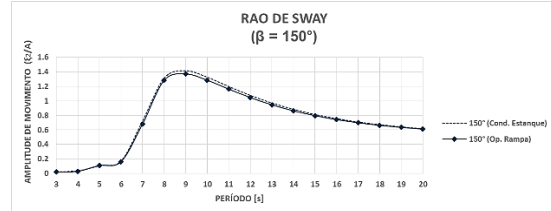
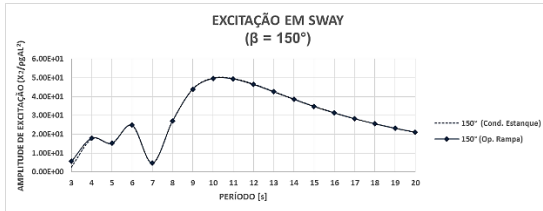
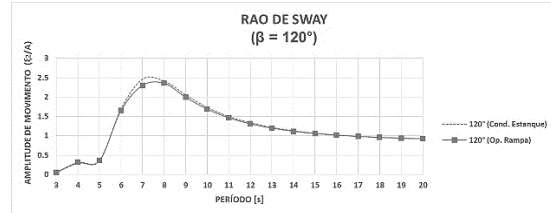
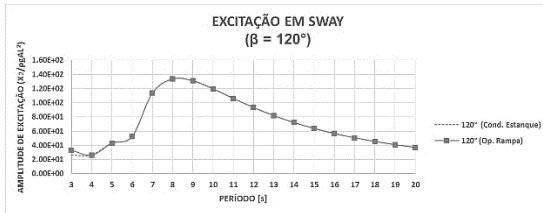
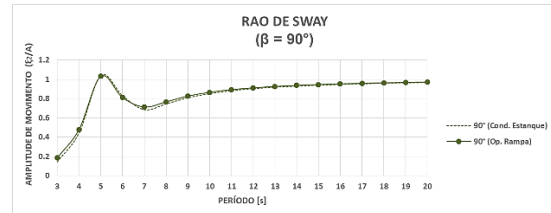
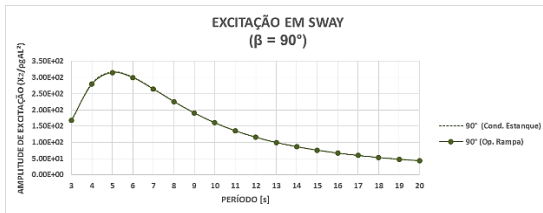
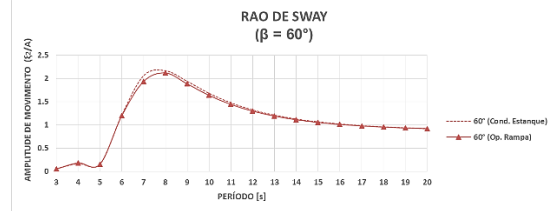
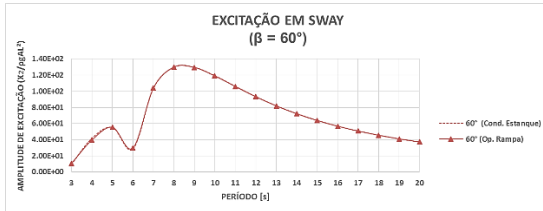
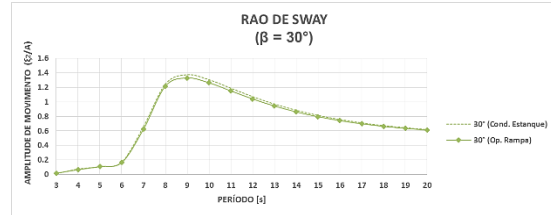
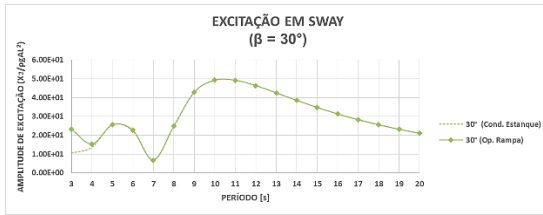
(Amplitude de excitação induzida por ondas e RAO)

1. Respostas em surge

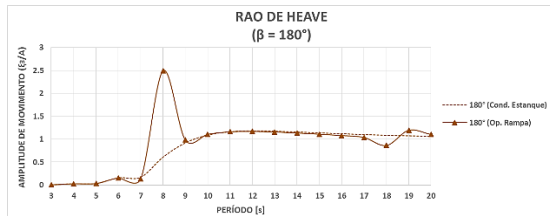
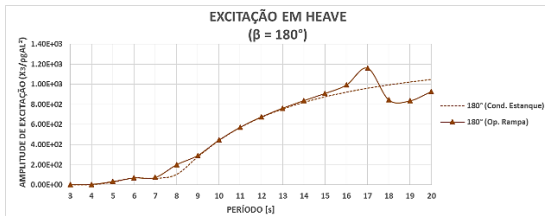
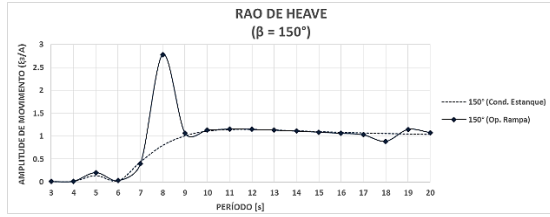
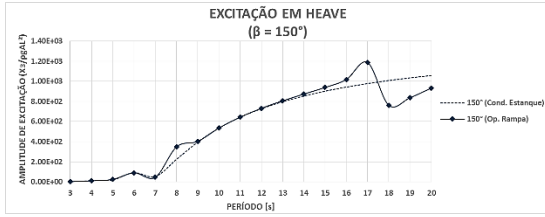
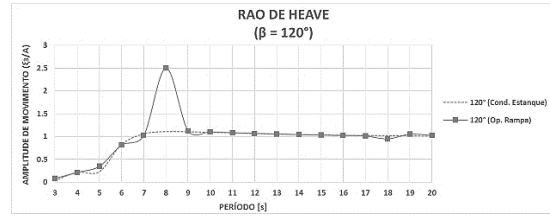
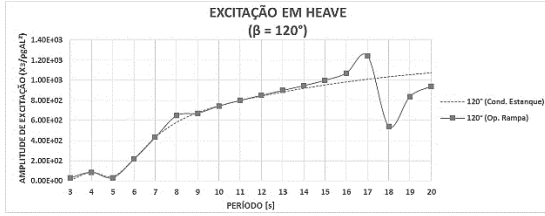
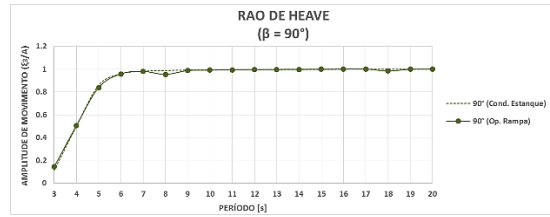
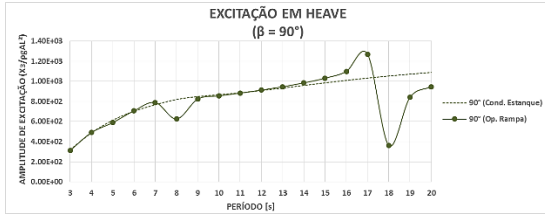
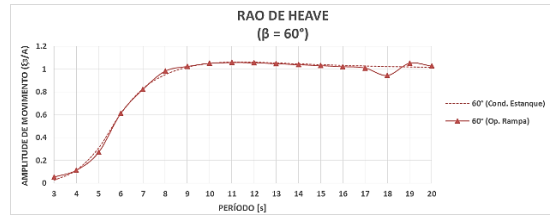
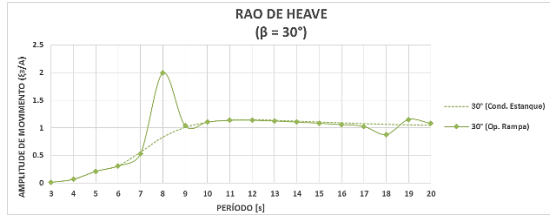
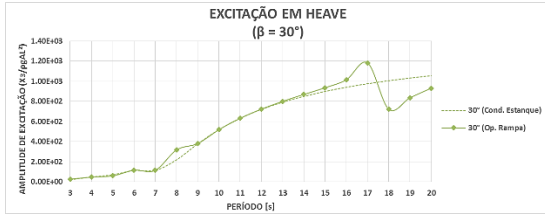
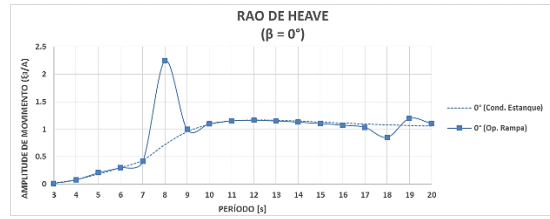
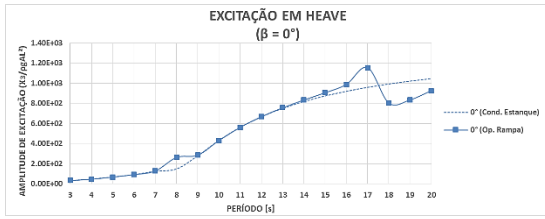




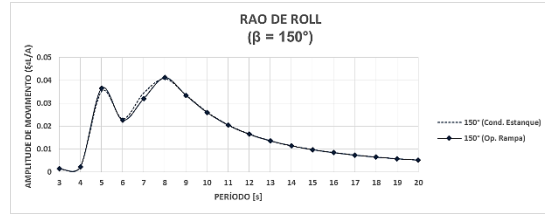
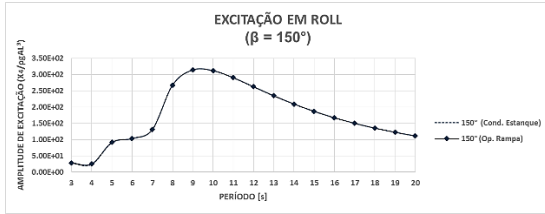
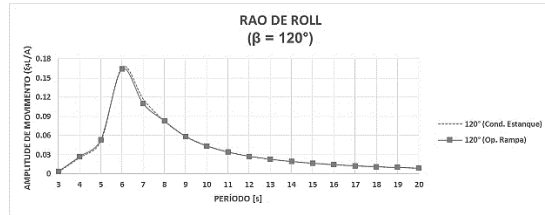
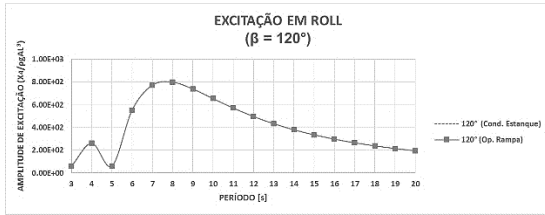
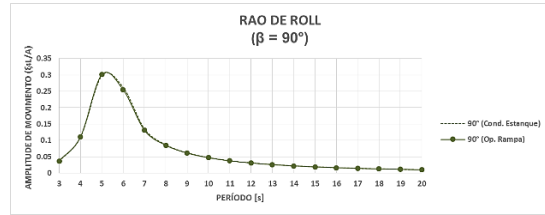
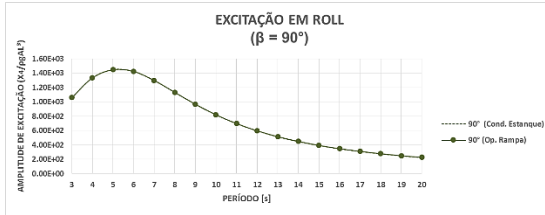
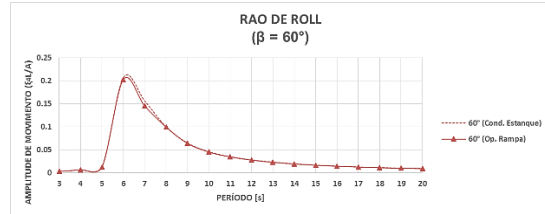
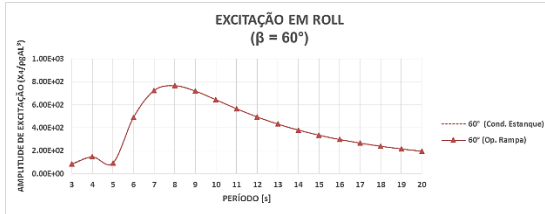
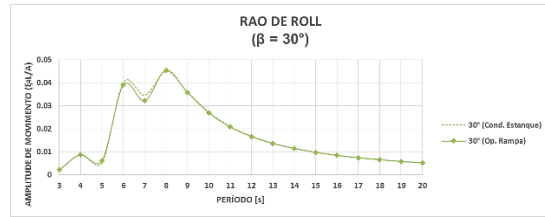
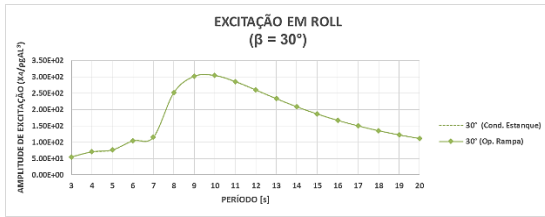
2. Respostas em Sway



3. Respostas em Heave



4. Respostas em Roll



5. Respostas em Pitch

