



AVALIAÇÃO DA MANOBRABILIDADE DE UMA EMBARCAÇÃO COM BASE
NA SUBSTITUIÇÃO DO SEU SISTEMA PROPULSIVO CONVENCIONAL POR
UM SISTEMA PROPULSIVO AZIMUTAL

Felipe Arcoverde Coelho de Souza

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.

Orientadores: Paulo de Tarso T. Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Rio de Janeiro
Julho de 2023

AVALIAÇÃO DA MANOBRABILIDADE DE UMA EMBARCAÇÃO COM BASE
NA SUBSTITUIÇÃO DO SEU SISTEMA PROPULSIVO CONVENCIONAL POR
UM SISTEMA PROPULSIVO AZIMUTAL

Felipe Arcoverde Coelho de Souza

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 OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Aprovado por: Prof. Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Prof. Claudio Alexis Rodríguez Castillo
Prof. Carl Horst Albrecht

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JULHO DE 2023

Coelho de Souza, Felipe Arcoverde

Avaliação da manobrabilidade de uma embarcação com base na substituição do seu sistema propulsivo convencional por um sistema propulsivo azimuthal/ Felipe Arcoverde Coelho de Souza. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2023.

XX, 169 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

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

Referências Bibliográficas: p. 94 – 99.

1. Manobrabilidade. 2. Simulação Numérica. 3. Propulsores Azimutais. I. Esperança, Paulo de Tarso Themistocles *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

*“Não se pode atravessar o oceano sem ter
a coragem de perder de vista a costa.”*

(Cristóvão Colombo)

Agradecimentos

Com certeza a elaboração desse trabalho contou com o apoio e a ajuda de muitas pessoas, sem as quais a conclusão deste projeto não teria sido possível.

Inicialmente gostaria de agradecer a Marinha do Brasil por ter me concedido a oportunidade de realizar este aprimoramento técnico e profissional, na certeza de que tais ensinamentos serão de grande valia na execução das minhas tarefas diárias de engenharia.

Em seguida, gostaria de agradecer imensamente os meus orientadores, professores Paulo de Tarso e Sergio Sphaier, pela atenção e presteza sempre dispensadas, pelos ensinamentos transmitidos e por todo conhecimento adquirido ao longo desse período, os senhores foram indispensáveis para meu desenvolvimento intelectual ao longo deste mestrado.

Agradeço ao LabOceano, pela possibilidade de uso das instalações e estrutura de pesquisa, da troca de informações com o pessoal do LabOSim. Sem dúvida foram de suma importância em um momento de definição do escopo do trabalho a ser desenvolvido.

Gostaria de agradecer também a minha família, por todo apoio irrestrito que tive durante a elaboração desta dissertação e ao longo de toda a pesquisa. Agradeço aos meus pais por todo amor transmitido e por terem me proporcionado toda a educação necessária, alicerces fundamentais para alcançar mais essa conquista em minha vida.

Agradeço a minha esposa, Ana, por ter sido minha companheira e maior incentivadora em todo esse período, ter sido minha base e meu equilíbrio, ter me fortalecido nos momentos de dificuldade, tenho muito orgulho de ter você ao meu lado.

A minha filha, Maria, agradeço sempre a Deus por ter me concedido a dádiva de ser seu pai, agradeço por você ter sido, em meus momentos de intervalo, a minha maior felicidade e maior combustível para seguir em frente. Meu amor por você só me faz querer ser sempre melhor, te amo minha filha.

Por fim gostaria de agradecer a Deus, por ter me concedido toda saúde e virtudes necessárias para alcançar e cumprir todas as etapas necessárias durante esse mestrado. Sou muito grato por todas as graças concebidas, na certeza que a minha fé me fortaleceu e me fez superar todas as adversidades que surgiram no caminho.

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

AVALIAÇÃO DA MANOBRABILIDADE DE UMA EMBARCAÇÃO COM BASE
NA SUBSTITUIÇÃO DO SEU SISTEMA PROPULSIVO CONVENCIONAL POR
UM SISTEMA PROPULSIVO AZIMUTAL

Felipe Arcoverde Coelho de Souza

Julho/2023

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Sergio Hamilton Sphaier

Programa: Engenharia Oceânica

Foi desenvolvido nesta dissertação um estudo sobre a diferença observada na manobrabilidade de uma embarcação quando substituímos seu sistema propulsivo e de governo convencionais, com propulsores e lemes, por sistemas propulsivos azimutais.

Foram realizadas simulações numéricas no domínio do tempo, das equações de manobra no plano horizontal para os sistemas propulsivo e de governo convencionais com dois lemes e dois propulsores, para o casco DTMB 5415. Em seguida foram realizadas simulações com a conversão para sistema propulsivo com dois propulsores azimutais. Foram realizadas análises de desempenho da embarcação e dos dados extraídos das simulações comparando os parâmetros das curvas de giro e zig zag.

Foram feitas ainda correções nos coeficientes hidrodinâmicos devido ao efeito de águas rasas e realizadas novas simulações para cada configuração de sistema propulsivo.

O mesmo comportamento foi observado tanto em condições de águas profundas quanto em condições de águas rasas. O sistema propulsivo azimutal apresentou melhor desempenho na execução da curva de giro enquanto o sistema convencional apresentou melhor desempenho na execução da curva de zig zag.

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

EVALUATION OF A VESSEL'S MANEUVERABILITY BASED ON THE
REPLACEMENT OF ITS CONVENTIONAL PROPULSION SYSTEM BY AN
AZIMUTHAL PROPULSION SYSTEM

Felipe Arcoverde Coelho de Souza

July/2023

Advisors: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Department: Ocean Engineering

In this dissertation a study was developed on the difference observed in the maneuverability of a vessel when we replace its conventional propulsion and steering system, with thrusters and rudders, by azimuthal propulsion systems.

Numerical simulations were performed in the time domain, of the maneuvering equations in the horizontal plane for conventional propulsive and steering systems with two rudders and two thrusters, for the DTMB 5415 hull. Simulations were then performed with the conversion to propulsive system with two azimuthal thrusters. Performance analyses of the ship and the data extracted from the simulations were performed comparing the parameters of the turncircle and zig zag curves.

Corrections were also made to the hydrodynamic coefficients due to the shallow water effect and new simulations were performed for each propulsion system configuration.

The same behavior was observed in both deep and shallow water conditions. The azimuthal propulsion system presented better performance in the execution of the turncircle curve while the conventional system presented better performance in the execution of the zig zag curve.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xvi
Lista de Símbolos	xviii
Lista de Siglas	xxii
1 Introdução	1
1.1 Contexto.....	1
1.2 Objetivo	6
1.3 Revisão Bibliográfica.....	6
2 Modelos Matemáticos de Manobra.....	11
2.1 Equação Geral do Movimento	11
2.2 Sistemas de Referência	11
2.3 Forças e Momentos Externos.....	14
3 Metodologia.....	16
3.1 Navio Estudo de Caso.....	16
3.2 Modelo Matemático do Simulador	17
3.3 Equações do Movimento do Simulador.....	17
3.4 Solução Numérica.....	19
3.5 Estrutura de Desenvolvimento.....	20
3.6 Planejamento do Trabalho	21
4 Sistema Propulsivo Convencional.....	24
4.1 Forças e Momentos do Casco	24
4.2 Forças e Momentos dos Propulsores	26
4.3 Forças e Momentos dos Lemes.....	27
5 Sistema Propulsivo Azimutal.....	30

5.1 Características Hidrodinâmicas do Sistema Azimutal.....	30
5.2 Forças e Momentos dos Azimutais.....	35
5.3 Características de Manobras com Sistema Azimutal.....	38
6 Simulações e Resultados.....	40
6.1 Verificação das Potências dos Sistemas Propulsivos.....	40
6.2 Manobras Simuladas.....	43
6.2.1 Curva de Giro.....	43
6.2.2 Curva de Zig Zag.....	44
6.2.3 Curva Espiral.....	45
6.3 Verificação do Simulador.....	46
6.3.1 Verificação Curva de Giro.....	47
6.3.2 Verificação Curva de Zig Zag.....	49
6.4 Simulações em Águas Profundas.....	52
6.4.1 Simulação Curva de Giro.....	53
6.4.2 Simulação Curva de Zig Zag.....	59
6.4.5 Simulação Curva Espiral.....	61
6.4.6 Critérios da IMO.....	62
6.4.7 Equivalência de Resposta.....	66
6.5 Simulações em Águas Rasas.....	74
6.5.1 Coeficientes Hidrodinâmicos do Casco.....	75
6.5.2 Coeficientes de Interação.....	78
6.5.3 Simulação Curva de Giro.....	79
6.5.4 Simulação Curva de Zig Zag.....	81
6.5.5 Simulação Curva Espiral.....	82
6.6 Comparações Simulações (Profundidade).....	83
6.6.1 Comparação Sistema Convencional.....	83

6.6.2 Comparação Sistema Azimutal	86
7 Conclusões	89
8 Trabalhos Futuros	92
9 Referências Bibliográficas	94
Apêndice A: Derivação das Equações de Movimento	100
Apêndice B: Obtenção dos Adimensionais.....	107
Apêndice C: Testes para obtenção das Derivadas Hidrodinâmicas	111
Apêndice D: Forças Hidrodinâmicas do Casco, Propulsores e Lemes	120
Apêndice E: Características Operacionais do Sistema Azimutal	133
Apêndice F: Teoria do Ângulo de Deriva.....	137
Apêndice G: Resultados Adicionais	141
Apêndice H: Simulador Desenvolvido	147

Lista de Figuras

Figura 1: Simulador de Manobras (Praticagem do Brasil, 2021).	2
Figura 2: Propulsores Azimutais (Tecnologia Marítima, 2012).	3
Figura 3: Sistemas Propulsivos Alternativos.	5
Figura 4: Sistema Convencional x Sistema Azimutal (TOXOPEUS et al., 2002).	6
Figura 5: Sistema de Coordenadas Inercial e Solidário (SUKAS et al., 2019).	12
Figura 6: Modelo DTMB 5415 (CAD Browser, 2022).	16
Figura 7: Equações do Movimento em um Modelo Modular.	21
Figura 8: Fluxo de atividades realizadas.	22
Figura 9: Diagrama Simulador Desenvolvido.	23
Figura 10: Sistema Propulsivo Convencional (SUKAS et al., 2019).	24
Figura 11: Sistema Propulsivo Azimutal (REICHEL, 2017).	30
Figura 12: Forças atuantes em propulsores azimutais (adaptado de REICHEL, 2007).	31
Figura 13: Gráfico K_T x K_Q x J para um propulsor azimutal (REICHEL, 2007).	32
Figura 14: Coeficiente de Empuxo x Ângulo de deflexão (K_T x δ) (REICHEL, 2007).	33
Figura 15: Coeficiente de Empuxo x Coeficiente de Avanço (K_T x J) (REICHEL, 2007).	33
Figura 16: Coeficiente de Força Normal x Ângulo de deflexão (K_N x δ) (REICHEL, 2007).	34
Figura 17: Coeficiente de Força Normal x Coeficiente de Avanço (K_N x J) (REICHEL, 2007).	34
Figura 18: Coeficientes de Empuxo e Normal Azimutais (adaptado de REICHEL, 2017).	37
Figura 19: Parâmetros Curva de Giro Azimutais x Convencionais (adaptado de TOXOPEUS et al., 2002).	38

Figura 20: Parâmetros da Curva de Zig Zag Azimutais x Convencionais (adaptado de TOXOPEUS et al., 2002).....	39
Figura 21: Sistema de transmissão de potências para Linha de Eixo.	40
Figura 22: Curva de Giro (ABS, 2017).....	44
Figura 23: Curva de Zig Zag (ABS, 2017).	45
Figura 24: Teste Espiral (Ângulo Leme x Razão de Giro).	46
Figura 25: Verificação Curva de Giro (-35°).....	47
Figura 26: Verificação Velocidade de Yaw (r) - Curva de Giro (-35°).	48
Figura 27: Verificação Velocidade de Avanço (U) – Curva de Giro (-35°).	48
Figura 28: Sensibilidade da Curva de Giro – Variação do ângulo do leme (δ).	49
Figura 29: Verificação Curva de Zig Zag (-20°/-20°).	50
Figura 30: Verificação Trajetória– Curva de Zig Zag (-20°/-20°).....	51
Figura 31: Sensibilidade da Curva de Zig Zag –Variação do ângulo do leme (δ)..	52
Figura 32: Sensibilidade da Curva de Giro – Variação do ângulo do azimutal (δ).	53
Figura 33: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.....	54
Figura 34: Ângulo de Deriva (β) – Convencional x Azimutal.	55
Figura 35: Velocidade de avanço (U) – Convencional x Azimutal.....	57
Figura 36: Velocidade de Yaw (r) – Convencional x Azimutal.	58
Figura 37: Sensibilidade da Curva de Zig Zag –Variação do ângulo do azimutal (δ).	59
Figura 38: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	60
Figura 39: Comparação Trajetória - Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	61
Figura 40: Teste Espiral (-35°/+35°) – Convencional x Azimutal.....	62

Figura 41: Diâmetro Tático Curva de Giro Azimutais Critério de Avanço da IMO (4,5L).....	65
Figura 42: Avanço Curva de Giro Azimutais Critério de Diâmetro Tático da IMO (5,0L).....	66
Figura 43: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Velocidade de Yaw (r)).	67
Figura 44: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Velocidade de Avanço (U)). ..	68
Figura 45: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Diâmetro Tático (DT)).....	68
Figura 46: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Transferência (TR)).....	69
Figura 47: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Avanço (AV)).	69
Figura 48: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (1° Ângulo de Overshoot-10°/10°).	70
Figura 49: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (2° Ângulo de Overshoot-10°/10°).	71
Figura 50: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (1° Ângulo de Overshoot-20°/20°).	71
Figura 51: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (2° Ângulo de Overshoot-20°/20°).	72
Figura 52: Ângulos de Equivalência entre Azimutais e Lemes (Boreste).	73
Figura 53: Ângulos de Equivalência entre Azimutais e Lemes (Bombordo).	73
Figura 54: Representação Águas Rasas (OLIVEIRA MAIA, 2013).	74
Figura 55: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.....	79
Figura 56: Velocidade de Yaw, Avanço e Ângulo de Deriva – Convencional x Azimutal.	80
Figura 57: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	81
Figura 58: Comparação Trajetória - Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	82
Figura 59: Teste Espiral (-35°/+35°) – Convencional x Azimutal.....	83

Figura 60: Comparação Curva de Giro (-35°) (Convencional).	84
Figura 61: Comparação Ângulo de Deriva (Convencional).	85
Figura 62: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Convencional).	85
Figura 63: Comparação Curva de Giro (-35°) (Azimutal).	86
Figura 64: Comparação Ângulo de Deriva (Azimutal).	87
Figura 65: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Azimutal).	87
Figura 66: Vetor posição de um referencial rotacional em um referencial inercial.	101
Figura 67: Esquema PMM.	113
Figura 68: Dispositivo do PMM para movimentação em 2GL (IPT, 2022).	114
Figura 69: Modelo Reduzido em ensaio de manobra (IPT, 2022).	114
Figura 70: Condições de Teste de Puro Sway.	115
Figura 71: Condições de Teste de Puro Yaw (Guinada).	118
Figura 72: Velocidades e Forças em uma seção de uma pá do propulsor (Teeuwen, 2018).	125
Figura 73: Efeito de endireitamento do fluxo no propulsor em movimentos de manobra. (Molland et al., 2002).	127
Figura 74: Forças atuantes no Leme (Teeuwen, 2018).	128
Figura 75: Decomposição das Forças Normais no Leme (Teeuwen, 2018).	129
Figura 76: Relação velocidade do navio e velocidade do fluxo leme (Yasukawa et al., 2015).	131
Figura 77: Modos de Manobrabilidade em navios com Sistema Propulsivo Azimutal.	133
Figura 78: Esteira gerada por propulsores azimutais.	134
Figura 79: Representação esquemática de um skeg.	134
Figura 80: Interação entre propulsores azimutais.	135

Figura 81: Manobra para bombordo com um dos propulsores rotacionados em 90°.	135
Figura 82: Manobra para boreste com uma combinação entre ângulos e rotações dos propulsores.	136
Figura 83: Manobra para boreste com um dos propulsores rotacionados em 90°.	136
Figura 84: Forças primárias em um navio (adaptado de RUSSELL, 1993).	137
Figura 85: Atuação do leme na geração da Força Externa (adaptado de RUSSELL, 1993).	137
Figura 86: Representação Forças de sustentação e arrasto (adaptado de RUSSELL, 1993).	138
Figura 87: Forças Sustentação e Arrasto com o ângulo de ataque (adaptado de RUSSELL, 1993).	138
Figura 88: Diagrama Força Resultante e localização do centro de pressão (adaptado de RUSSELL, 1993).	139
Figura 89: Representação da trajetória circular percorrida por um corpo (adaptado de RUSSELL, 1993).	139
Figura 90: Posição do Centro de Pressão (adaptado de RUSSELL, 1993).	139
Figura 91: Representação do ângulo de deriva (adaptado de RUSSELL, 1993). ..	140
Figura 92: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.	141
Figura 93: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).	142
Figura 94: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.	143
Figura 95: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.	144
Figura 96: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).	145
Figura 97: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.	146

Lista de Tabelas

Tabela 1: Características Principais do Casco (DTMB 5415).	17
Tabela 2: Características Propulsores e Lemes (Convencional) (SUKAS et al., 2019).	24
Tabela 3: Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (SUKAS et al., 2019).	25
Tabela 4: Coeficientes Hidrodinâmicos do Propulsor (SUKAS et al., 2019).	27
Tabela 5: Coeficientes Hidrodinâmicos do Leme (SUKAS et al., 2019).	29
Tabela 6: Características dos Propulsores Azimutais.	30
Tabela 7: Coeficientes Hidrodinâmicos de Interação Casco e Azimutais.	37
Tabela 8: Coeficientes Hidrodinâmicos Azimutais (REICHEL, 2017).	37
Tabela 9: Comparações das Potências dos Sistemas Propulsivos.	42
Tabela 10: Verificação Curva de Giro (-35°).	47
Tabela 11: Verificação Curva de Zig Zag (-20°/-20°).	50
Tabela 12: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.	54
Tabela 13: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	60
Tabela 14: Critérios da IMO - Curva de Zig Zag	63
Tabela 15: Avaliação da Curva de Zig Zag (Primeira Guinada Bombordo).	64
Tabela 16: Avaliação da Curva de Zig Zag (Primeira Guinada Boreste).	64
Tabela 17: Critérios da IMO - Curva de Giro	64
Tabela 18: Avaliação da Curva de Giro (-35°/ Bombordo).	64
Tabela 19: Avaliação da Curva de Giro (+35°/ Boreste).	64
Tabela 20: Valores Diâmetro Tático Critério de Avanço da IMO (Giro Azimutais).	65
Tabela 21: Valores Avanço Critério de Diâmetro Tático da IMO (Giro Azimutais).	66

Tabela 22: Ângulos de Equivalência dos Azimutais para a Curva de Giro (BE/BB).	72
Tabela 23: Ângulos de Equivalência dos Azimutais para a Curva de Zig Zag (BE/BB).	72
Tabela 24: Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (Águas Rasas).	76
Tabela 25: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.	79
Tabela 26: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.	81
Tabela 27: Comparação Curva de Giro (-35°) (Convencional).	84
Tabela 28: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Convencional).	85
Tabela 29: Comparação Curva de Giro (-35°) (Azimutal).	86
Tabela 30: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Azimutal).	88
Tabela 31: Matriz Dimensional Inicial	109
Tabela 32: Matriz Dimensional e seus Parâmetros de Escala	109
Tabela 33: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.	141
Tabela 34: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).	142
Tabela 35: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.	143
Tabela 36: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.	144
Tabela 37: Parâmetros Curva de Giro (+35°).	145
Tabela 38: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.	146

Lista de Símbolos

Símbolo	Descrição
F_{ext}	Vetor de Forças Externas
M_{ext}	Vetor de Momentos Externos
M	Matriz de massa do corpo
I_g	Matriz de Inércia do corpo em relação ao seu centro de massa
w_{ig}	Vetor de velocidade angular
U_{ig}	Vetor de velocidade
x_0, y_0, z_0	Sistema de Coordenadas Inercial
x, y, z	Sistema de Coordenadas Solidário
x	Deslocamento na direção x (Surge)
y	Deslocamento na direção y (Sway)
z	Deslocamento na direção z (Heave)
Ψ	Ângulo de Aproamento (Ângulo de Euler ou rotação no eixo z)
β	Ângulo de Deriva
δ	Ângulo do Leme
θ, \emptyset	Ângulos de Euler ou rotações nos eixos y e x
v	Velocidade Linear na direção y
u	Velocidade Linear na direção x
w	Velocidade Linear na direção z
r	Velocidade de Yaw
p	Velocidade de Roll
q	Velocidade de Pitch
$\dot{X}_n, \dot{Y}_n, \dot{Z}_n$	Velocidade decomposta no referencial inercial
$\dot{\emptyset}, \dot{\theta}, \dot{\psi}$	Derivadas temporais dos ângulos de Euler

$\dot{v}, \dot{u}, \dot{w}$	Acelerações nas direções y, x, z
U	Velocidade instantânea do navio no referencial solidário
x_g, z_g, y_g	Centro de Gravidade
X, Y, Z, K, M, N	Forças e Momentos externos
I_x, I_z, I_y	Momento de Inércia
L_{pp}, L	Comprimento entre perpendiculares
B	Boca da embarcação
d, T	Calado da embarcação
c_B	Coefficiente de Bloco
Δ	Deslocamento
S	Área Molhada do Casco
F_n	Número de Froude
m	Massa do Modelo reduzido
m_x, m_y, J_z	Massa Adicional
X_H, X_R, X_P	Forças Externas de Casco, Leme e Propulsor na direção x
Y_H, Y_R	Forças Externas de Casco e Leme na direção y
N_H, N_R	Momentos Externos de Casco e Leme em torno do eixo z
$X_{pod}, Y_{pod}, N_{pod}$	Forças e Momentos Externos dos Azimutais
Acc	Matriz dos termos de Aceleração
P	Matriz de Forças e Momentos
Vel	Matriz dos termos de Velocidade
M^{-1}	Matriz Inversa de Massa e Massa Adicional
C	Matriz de Coriolis e Centrípeta
D_p	Diâmetro dos propulsores
x_p	Posição longitudinal de referência dos propulsores

y_p	Posição transversal de referência dos propulsores
n_p	Rotação dos propulsores
H_R	Altura dos lemes
A_R	Área Lateral dos lemes
Λ	Razão de Aspecto dos lemes
x_R	Posição longitudinal de referência dos lemes
y_R	Posição transversal de referência dos lemes
$X'_{vv}, Y'_{vvv}, N'_{vvv} \dots$	Derivadas Hidrodinâmicas do Casco
X'_0	Resistência Total ao Avanço
ρ	Massa Específica da Água
k_0, k_1, k_2	Coefficientes hidrodinâmicos dos propulsores
$J_P^{P,S}$	Coefficiente de avanço dos propulsores
w_P	Coefficiente de esteira de manobra dos propulsores
w_{P0}	Coefficiente de esteira de avanço dos propulsores
y_P	Posição transversal de referência dos propulsores
β_P	Ângulo de incidência dos propulsores
t_R	Fator de redução de resistência dos lemes
a_H	Fator de aumento de força nos lemes
x_H	Coordenada longitudinal de atuação da força lateral dos lemes
x_R e y_R	Coordenadas longitudinais e laterais dos lemes
$\alpha_R^{P,S}$	Ângulo de incidência nos lemes
δ_R	Ângulo efetivo dos lemes
γ_R, l'_R	Fatores de endireitamento de fluxo dos lemes
u_R, v_R	Velocidades de fluxo longitudinal e lateral dos lemes
$F_N^{P,S}$	Força Normal dos lemes

D_{pod}	Diâmetro dos azimutais
x_{pod}	Posição longitudinal de referência dos azimutais
y_{pod}	Posição transversal de referência dos azimutais
n_{pod}	Rotação dos azimutais
X_{BHP}, Y_{BHP}	Forças longitudinal e lateral dos propulsores azimutais
t_{pod}	Coefficiente de perda propulsiva dos azimutais
a_H	Coefficiente de interação casco e azimutais
x_{Hp}	Localização da força lateral dos azimutais
T_{BHP}	Força de empuxo dos azimutais
S_{BHP}	Força lateral dos azimutais
N_{BHP}	Momento gerado pelos azimutais
K_{Tp}	Coefficiente de empuxo dos azimutais
K_S	Coefficiente de força lateral dos azimutais
α_{pod}	Ângulo de incidência do fluxo nos azimutais
J_{pod}	Coefficiente de avanço dos azimutais
δ_{pod}	Ângulo imposto aos azimutais
δ_0	Ângulo neutro hidrodinâmico dos azimutais
γ_{pod}	Coefficiente de endireitamento do fluxo azimutais
w_{pod}	Coefficiente de esteira dos azimutais
H	Profundidade da água do mar

Lista de Siglas

CASNAV	-	Centro de Análises de Sistemas Navais
LABOCEANO	-	Laboratório de Tecnologia Oceânica COPPE UFRJ
CAORF	-	Computer Aided Operations Research Facility
FMSS	-	Full Mission Ship Simulator
DTMB	-	David Taylor Model Basin
PMM	-	Planar Motion Mechanism
SFB 98	-	Sonderforschungsbereich Schiffbau 98
JMMG	-	Japanese Maneuvering Modeling Group
SSPA	-	Swedish State Shipbuilding Experimental Tank
CFD	-	Computational Fluid Dynamic
MMG	-	Mathematical Modeling Group
NTPro	-	Transas Navi Trainer Professional 5000
MARAD	-	Maritime Administration
ITTC	-	International Towing Tank Conference
GM	-	Altura Metacêntrica
IMO	-	International Maritime Organization
BB	-	Bombordo
BE	-	Boreste
LCG	-	Longitudinal Center of Gravity
TCG	-	Transversal Center of Gravity
RK4	-	Método de Integração Runge-Kutta de 4ª Ordem
DT	-	Diâmetro Tático
AV	-	Avanço
TR	-	Transferência

AO	-	Ângulo de Overshoot
EHP	-	Effective Horse Power
BHP	-	Brake Horse Power
SHP	-	Shaft Horse Power
DHP	-	Delivered Horse Power
THP	-	Thrust Horse Power

1 Introdução

1.1 Contexto

Os Simuladores são ferramentas computacionais que permitem a reprodução de situações ou processos do mundo real em um ambiente virtual controlado. Eles são projetados para fornecer uma experiência realista e interativa que permite aos usuários explorar e aprender sobre um determinado sistema ou fenômeno. Eles podem ser usados para diversas finalidades, como treinamento, pesquisa, desenvolvimento de produtos, entretenimento, entre outros.

Por essas características, os simuladores são ferramentas ideais para alavancar o preparo e treinamento de pessoal com redução de custos, gerar dados para assessorar o planejamento de operações e até mesmo otimizar processos e criar procedimentos.

Na área naval, os simuladores, antes empregados apenas para o treinamento, hoje são utilizados com diversas finalidades, dentre elas, projetos de novas embarcações (determinação da capacidade de manobra, arranjo de passadiços e configuração de equipamentos de bordo), projeto de portos, terminais, bacias de evolução, canais e respectivos procedimentos operacionais, posicionamento de equipamentos de navegação (boias, balizas, faróis), investigação de acidentes marítimos, dimensionamento de rebocadores para atuarem em portos específicos, entre outras.

O estudo de problemas relativos ao comportamento de navios em dada condição ambiental envolve uma complexa interação entre diversos sistemas e equipamentos. A grande contribuição do uso de simuladores nestas situações é que eles permitem que sejam incorporadas as ações relativas à percepção e ao controle humano.

A maioria dos simuladores de manobra existentes no mundo (Figura 1) são associados a grandes universidades, a importantes institutos de pesquisa e desenvolvimento ou a grandes empresas mundiais. Como exemplo cabe citar o simulador da Marinha do Brasil desenvolvido pelo CASNAV, similar ao simulador do LabOceano e ao CAORF (Computer Aided Operations Research Facility) instalado na Academia de

Marinha Mercante de Nova Iorque, sendo todos do tipo FMSS (Full Mission Ship Simulator). Já do ponto de vista de empresas que investem nessa área podemos citar a Kongsberg Digital e a Wartsila Voyage, empresas líderes no mercado mundial de simuladores marítimos.



Figura 1: Simulador de Manobras (Praticagem do Brasil, 2021).

Diversos trabalhos referentes à utilização e desenvolvimento de simuladores já foram fonte de publicações e estudos, grande parte motivados pela necessidade de soluções de problemas práticos. Porém os detalhes referentes aos modelos matemáticos empregados nem sempre são disponibilizados, muito em função dos custos comerciais envolvidos. Além disso nem todos os modelos matemáticos podem ser utilizados em simulações em tempo real e muitos dos modelos que podem ser usados, necessitam de adaptações.

Os simuladores necessitam de um sistema complexo que incorpore todos os componentes que definem o movimento do navio e suas respectivas forças e momentos hidrodinâmicos atuantes, para que possam ser entendidos pelos operadores do navio e possam ser integrados aos outros diversos processos envolvidos na simulação de manobras, como representação visual do ambiente de atuação do meio e interação entre os diversos equipamentos existentes a bordo.

Além dos aspectos referentes à importância dos simuladores de manobra no cenário naval, existem as constantes necessidades de maior espaço a bordo das embarcações, associadas à capacidade tanto de performance em propulsão quanto em manobra. Nesse sentido, inúmeros armadores ao longo dos últimos tempos, vem optando por sistemas propulsivos e de governo alternativos aos convencionais.

Nesse sentido os propulsores azimutais (Figura 2), são exemplos de equipamentos que englobam tanto o sistema propulsivo quanto de governo e que substituem os sistemas

convencionais com lemes, longas linhas de eixos, caixas redutoras e propulsores. Esses sistemas possuem inúmeras vantagens como possuir baixa vibração e emissão de ruídos, melhorar o aproveitamento dos espaços internos de máquinas e carga, possuir boa capacidade de resposta em variados torques, possibilitar o direcionamento do empuxo em qualquer direção, possuir custo de manutenção inferior quando comparados aos sistemas convencionais, reduzir a emissão de gases poluentes, e principalmente aumentar consideravelmente a capacidade de manobra de uma embarcação.



Figura 2: Propulsores Azimutais (Tecnologia Marítima, 2012).

O conceito de Azimutal surgiu em 1955 com Busmann Pleuger e Friedrich, nos Estados Unidos, porém foi o alemão Joseph Becker Schottel, fundador da empresa Schottel, que em 1950 inventou o primeiro propulsor azimutal.

Os propulsores azimutais são capazes de fornecer empuxo em qualquer direção, são integrantes de um sistema combinado de propulsão e comando que converte a potência do motor em empuxo, possibilitando sua utilização em manobras e em posicionamento dinâmico de navios, uma vez que seus componentes submersos podem ser direcionados ao longo de 360°. Nestes sistemas, o hélice é instalado em uma unidade que pode girar em torno de seu eixo vertical, proporcionando manobrabilidade superior em comparação com as configurações de hélice convencionais.

Este tipo de propulsão é modular e simples, traz benefícios durante a construção da embarcação e na manutenção durante sua operação. O sistema é constituído de dois módulos principais, o módulo de condução e o módulo de propulsão. Esta construção modular reduz os custos e é uma opção de propulsão para uma ampla faixa de embarcações mercantes e offshore.

Os tipos de embarcações que se adequam a este tipo de propulsão são as que necessitam de uma excelente capacidade de manobra, um ótimo torque em diversas direções e um sistema que permita uma imediata mudança na direção do empuxo de seu propulsor. Atualmente, este sistema é empregado em várias embarcações e em diversos arranjos. Dependendo do tipo e da necessidade de operação, estes arranjos são compostos por um, dois ou três propulsores, combinados de forma a melhorar a manobrabilidade e a potência da embarcação.

Existem vários tipos de sistemas propulsivos alternativos disponíveis para uso em diferentes navios, dentre os quais podemos citar (Figura 3):

- O propulsor do tipo azipod, que é uma unidade completa de propulsão montada abaixo do casco do navio que contém um ou mais hélices que podem girar 360°, geralmente são usados em pares para maior controle direcional e manobrabilidade;
- O propulsor azimuthal com transmissão do tipo Z-Drive, que é um sistema propulsivo que usa um hélice fixo montado em um suporte em forma de "z" que pode girar em torno do seu eixo vertical, frequentemente usado em pares para maior manobrabilidade e controle direcional.
- O propulsor azimuthal com transmissão do tipo L-Drive, onde a única diferença para o Z-Drive, é a eliminação da caixa de engrenagens superior, sendo o motor elétrico ou hidráulico acoplado diretamente ao eixo vertical, através de um acoplamento flexível;
- O sistema de propulsão Voith-Schneider que consiste em um conjunto de lâminas circulares inclinadas montadas em um rotor que pode girar em torno do eixo vertical. As lâminas podem ser inclinadas em um ângulo de até 45°, permitindo que o navio seja manobrado em qualquer direção; e
- A propulsão do tipo jato de água (waterjet), um tipo de propulsor que usa jatos de água para fornecer empuxo, em vez de hélices. A água é sugada para dentro do navio e expelida através de bicos para gerar propulsão.

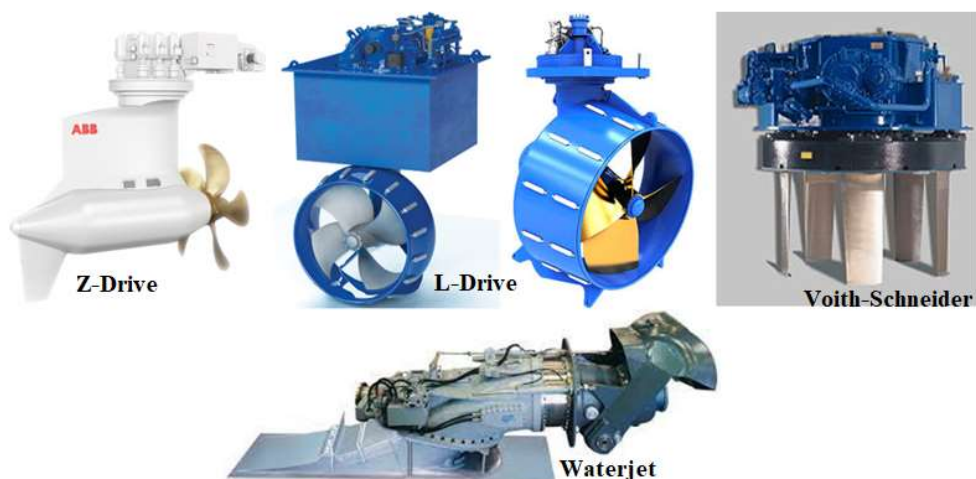


Figura 3: Sistemas Propulsivos Alternativos.

Esses diferentes sistemas propulsivos são frequentemente usados em navios de cruzeiro, navios de passageiros, navios de carga, navios de guerra, barcos de patrulha e embarcações de apoio offshore para fornecer maior manobrabilidade, controle direcional e eficiência energética. Cada tipo de propulsor tem suas próprias vantagens e desvantagens, e a escolha do tipo certo depende das necessidades específicas do navio e das condições operacionais em que ele será utilizado.

Sabemos que a manobrabilidade de uma embarcação é afetada por diversos fatores, incluindo tamanho, forma, peso e os sistemas propulsivos e de governo utilizados. O uso de sistemas propulsivos azimutais, que combinam propulsores e lemes em uma única unidade, tem se tornado cada vez mais comum na indústria naval devido às suas vantagens em termos de eficiência e manobrabilidade.

Para avaliar a diferença observada na manobrabilidade de uma embarcação quando substituímos seu sistema propulsivo e de governo convencionais por sistemas propulsivos azimutais, podemos realizar testes em condições de campo. Esses testes podem incluir a avaliação de curvas de resposta do leme e do tempo de resposta do propulsor, bem como a comparação de dados de velocidade e manobrabilidade em diferentes condições de operação.

Em geral, os estudos indicam que a utilização de sistemas propulsivos azimutais pode melhorar significativamente a manobrabilidade de uma embarcação, tornando-a mais eficiente em termos de consumo de combustível e mais ágil em manobras complexas em espaços reduzidos.

1.2 Objetivo

Diante deste cenário o trabalho em questão possui como principal objetivo realizar um estudo comparativo das performances em manobras (curvas de giro e zig zag), para um mesmo casco, inicialmente equipado com sistema propulsivo convencional, com lemes e propulsores e em seguida com propulsores azimutais. (Figura 4).



Figura 4: Sistema Convencional x Sistema Azimutal (TOXOPEUS et al., 2002).

Além disso, verificar os critérios de manobras da IMO aplicados a embarcações equipadas com sistema azimutal, verificando qual a deflexão necessária nos azipods para que ainda assim os critérios sejam atendidos.

E por fim avaliar os ângulos de equivalência de resposta do sistema azimutal, ou seja, qual a deflexão que deve ser imposta nos propulsores azimutais de forma que a resposta da embarcação seja a mesma que a obtida com sistema convencional.

1.3 Revisão Bibliográfica

O estudo sobre manobrabilidade de embarcações teve seu início com a invenção e uso de navios de superfície, onde comandantes e projetistas estavam interessados nas características relacionadas às respostas dos comandos de mudanças direcionais dos movimentos.

Ao longo de anos, a importância do transporte hidroviário se tornou cada vez maior no cenário mundial e com isso o interesse na melhoria do desempenho e aumento da performance das embarcações tornou-se tema de muitos estudos. Newman (1966), por exemplo, apresentou um resumo dos estudos científicos sobre o problema da análise de manobrabilidade até meados da década de 1960, enquanto Sutulo et al. (2011) apresentou em seu trabalho um tratamento mais abrangente da história recente de pesquisas relacionadas à área.

Um trabalho notável sobre a formulação de modelos matemáticos para previsão de manobras é apresentado em Davidson et al. (1946), onde são disponibilizadas equações linearizadas do movimento de manobra de navios no plano horizontal. Em Nomoto et al. (1957), há a aplicação da teoria de governo de primeira ordem para determinação das características de estabilidade direcional do casco, cujas respostas foram comparadas com resultados de curvas de giro e zig-zag.

Uma importante contribuição para a modelagem matemática de manobras é atribuída a Abkowitz (1964). Ele foi responsável por formular equações de manobra em seis graus de liberdade com base em expansões em séries de Taylor, modificadas em função das forças hidrodinâmicas. Esses modelos descrevem as equações de movimento do navio como um sistema completo e fechado, onde casco, propulsor e o leme constituem um único módulo utilizando inúmeros polinômios algébricos para explicar a dependência das forças à coeficientes que descrevem suas propriedades hidrodinâmicas.

As ideias apresentadas por Abkowitz (1964) receberam grande atenção na comunidade científica com o surgimento dos osciladores mecânicos em instalações de testes, iniciado em David Taylor Model Basin (DTMB) (GERTLER, 1967). Tais dispositivos, conhecidos como Planar Motion Mechanism (PMM), possibilitaram movimentos de modelos reduzidos de navios em tanques de prova, permitindo a realização de diversos estudos na área. A avaliação desses testes, em relação à identificação de coeficientes de manobra, foi apresentada em Strøm-Tejsen et al. (1966).

A infraestrutura necessária para realização de testes do tipo PMM surgiu inicialmente na Alemanha, no contexto da pesquisa conjunta para construção naval, conhecida como SFB 98 (GRIM, 1976). As principais contribuições para a modelagem matemática de manobras dentro do SFB 98 referem-se a Oltmann et al. (1984).

Adicionalmente, podemos destacar ainda o Japanese Maneuvering Modeling Group (JMMG), (OGAWA, 1977, INOUE et al., 1981, YASUKAWA et al., 2015), que propuseram modelos baseados na decomposição das forças e momentos em módulos independentes, onde a interação entre esses diferentes módulos se dá através de coeficientes hidrodinâmicos obtidos e identificados mediante experimentos e formulações teóricas, associadas a cada componente. Estas formulações tratam casco, leme e propulsor e demais forças externas de forma autônoma, sendo conhecido como

modelo modular combinando termos quadráticos e cúbicos, não fazendo distinção entre velocidade de cruzeiro e baixas velocidades.

Por sua vez, uma importante fonte de pesquisa sobre a teoria do corpo esbelto associada a manobras de navios, pode ser atribuída à Newman (1978). Já no contexto de contribuições teóricas sobre a modelagem dependente do tempo para movimentos de embarcações que levam em consideração os efeitos de memória fluida, Cummins (1962) e Ogilvie (1964) são as referências no assunto.

É importante mencionar que os primeiros modelos matemáticos de manobras consideravam as velocidades de estudo próximas às velocidades de cruzeiro dos navios e ainda pequenos ângulos de deriva, fato que interferia nos valores dos coeficientes hidrodinâmicos encontrados.

Um dos primeiros documentos publicados tratando sobre a simulação de respostas de navios em baixas velocidades é do início dos anos 60, de Fujii et al. (1961). Crane (1966) apresentou resultados de simulações em baixas velocidades para grandes petroleiros, considerando que devido às baixas velocidades e devido aos grandes ângulos de ataque, os efeitos viscosos não poderiam ser desprezados, utilizando para isso uma aproximação quadrática. Esta também era a proposição adotada por Norrbin (1971).

A partir do momento em que foi definida uma estrutura adequada para a representação das forças externas e do movimento do navio, em conjunto com desenvolvimento de uma computação gráfica e processadores computacionais que pudessem monitorar a trajetória da embarcação ao longo do tempo, é que se tornou possível o desenvolvimento dos primeiros simuladores.

Um dos primeiros simuladores de manobra integrado a um sistema de passagem com projeção visual, interativo com a ação humana e cujas imagens gráficas eram reproduzidas em preto branco, foi o Swedish State Shipbuilding Experimental Tank (SSPA), instalado em 1967 na Suécia, cujo modelo matemático seguia o proposto por Norrbin (1971). O trabalho de Chislett (1996), aborda o primeiro simulador em tempo real e totalmente interativo existente no mundo. Destacando-se os seus dois primeiros simuladores analógicos, que por precariedade de processamento não conseguiam rodar em tempo real.

Um marco no desenvolvimento de simuladores foi a criação, em 1976, do CAORF (Computed Aid Operation Research Facility), que demonstrou a importância de

simuladores como uma ferramenta de apoio para o treinamento e pesquisa. Eda (1996) fez um pequeno resumo dos trabalhos realizados em vinte anos do CAORF e nele foi apresentada parte da metodologia empregada no processo de validação dos coeficientes de manobra, ressaltando a importância da interação com práticos e comandantes experientes em manobras onde não existem resultados de testes em laboratórios.

Todos esses trabalhos serviram como base para a compreensão física e matemática do problema que envolve a manobrabilidade de um navio e como eles podem ser adaptados para uso em simuladores, demonstrando que muitas das soluções obtidas durante o processo de desenvolvimento dos modelos matemático são provenientes de ensaios e testes.

No processo de desenvolvimento de simuladores a partir do momento em que o modelo matemático é definido surge a necessidade da criação de bases de dados de navios e da determinação dos coeficientes hidrodinâmicos associados a cada módulo de força externa. Esses coeficientes podem ser obtidos através de testes com modelos reduzidos, método que demanda tempo na preparação e execução, ou por estimativa numérica a partir de banco de dados de modelos similares ao navio em desenvolvimento, formulações empíricas consolidadas, ou mais recentemente através de métodos computacionais conhecidos como Computational Fluid Dynamic (CFD).

Navios operando em águas restritas, encontram mudanças significativas em suas características de manobrabilidade por causa da mudança na profundidade da água nessas regiões. A instabilidade inerente dos navios quando adicionada a mudança significativa de manobrabilidade, faz com que a navegação em águas rasas seja algo importante e fonte diversos estudos. Por esta razão, um modelo matemático adequado que preveja as forças e momentos hidrodinâmicos agindo em um navio em águas rasas, é uma grande ferramenta na simulação de manobras de operações de navios em águas restritas.

Existem diversos artigos e publicações que abordam a questão do efeito de águas rasas nos coeficientes hidrodinâmicos de manobra. Diversos artigos apresentam formulações empíricas baseadas nas características principais das embarcações e na razão entre calado e profundidade, a fim de estimar as correções necessárias nos coeficientes e a influência da profundidade na manobrabilidade do navio.

Nesse sentido podemos citar as formulações de Sheng (1981) para correção da massa adicional aplicado a seções elípticas em dois graus de liberdade, as formulações de

Clarke et al. (1983) para correção dos coeficientes de manobra de primeira ordem, Ankudinov et al. (1990) que publicou matrizes de correções baseadas em Sheng (1981), porém aplicadas a uma maior extensão de coeficientes e razões de calado e profundidade, e Amin et al. (2010) que apresentou formulações empíricas para correção dos coeficientes de interação entre casco, lemes e propulsores presentes no modelo matemático MMG.

Os trabalhos desenvolvidos nesta área demonstram a importância da elaboração de uma metodologia consistente, do ponto de vista de escolhas corretas de modelos matemáticos e determinações precisas dos coeficientes hidrodinâmicos, para o desenvolvimento de simuladores de manobra estruturados e confiáveis para utilização.

Como mencionado, hoje em dia inúmeras embarcações utilizam sistemas propulsivos azimutais e nesse contexto é necessário entender como inserir dentro da simulação numérica de manobras esses equipamentos. Cabe aqui mencionar algumas publicações que tratam sobre as formulações e modelos matemáticos utilizados para modelar as forças devido aos sistemas propulsivos azimutais.

Reichel (2017) utiliza em sua abordagem o modelo modular MMG, tratando as forças e momentos no plano horizontal como resultante das forças de empuxo e normal geradas pelo propulsor azimutal. Os adimensionais que representam essas forças, são funções com coeficientes hidrodinâmicos proporcionais à velocidade de avanço da embarcação e à deflexão do azimutal. Em Reichel (2007), o mesmo autor apresenta dados experimentais de testes em águas abertas para um propulsor do tipo azipod, demonstrando o impacto que a mudança do ângulo do azimutal causa nas forças normais e de empuxo para uma mesma velocidade de avanço.

Em Yuba et al. (2013) são apresentados dados comparativos entre a utilização de sistemas propulsivos e de governo convencionais com linhas de eixo, propulsores e lemes, e a utilização de propulsores azimutais através de um estudo de caso de comboios fluviais. São demonstrados os ganhos significativos, do ponto de vista de manobrabilidade de uma embarcação, que o sistema com propulsão azimutal proporciona tanto em velocidade de cruzeiro quanto em baixas velocidades.

Diante dessas inúmeras referências e das inúmeras possibilidades de estudo, é possível mensurar a importância dos simuladores de manobras no cenário naval, e começar então a abordar um pouco sobre as equações que regem a manobrabilidade clássica de navios.

2 Modelos Matemáticos de Manobra

2.1 Equação Geral do Movimento

O modelo matemático de um simulador de manobras governa o comportamento do navio, e para representar sua dinâmica é necessário estabelecer as equações que regem este movimento. No modelo clássico de manobras a equação da 2ª Lei de Newton aplicada ao corpo rígido, é a responsável por expressar as variações das quantidades de movimento de uma embarcação, equações [1] e [2].

$$\text{Translação: } \sum F_{ext} = \frac{d(MU_{ig})}{dt} \quad [1]$$

$$\text{Rotação: } \sum M_{ext} = \frac{d(I_g w_{ig})}{dt} \quad [2]$$

- F_{ext} Vetor de Forças Externas;
- M_{ext} : Vetor de Momentos Externos;
- g : Centro de gravidade em relação a origem;
- M : Matriz de massa do corpo;
- I_g : Matriz de Inércia do corpo em relação ao seu centro de massa;
- w_{ig} : Vetor de velocidade angular; e
- U_{ig} : Vetor de velocidade.

2.2 Sistemas de Referência

Essas equações são inicialmente, aplicadas a um sistema de referência inercial, fixo na superfície da Terra, para a velocidade do centro de massa do corpo. Porém na formulação de manobras, ao empregá-las para determinar os movimentos de uma embarcação, é conveniente utilizar um sistema solidário fixo ao navio, para que com isso as propriedades do corpo sejam invariantes com o tempo.

Logo, para que a dinâmica básica do movimento possa ser descrita usando a teoria do movimento da Segunda Lei de Newton, dois sistemas de coordenadas diferentes devem ser definidos para um navio em manobra: um sistema de coordenadas fixo à Terra ($O_0 - x_0 y_0 z_0$) e um sistema de coordenadas fixo ao navio ($O - xyz$), Figura 5.

A origem do sistema de coordenadas fixo à Terra, referencial inercial, é geralmente considerada como o ponto de início do movimento de manobra e é a referência

para calcular a trajetória do navio, enquanto a origem do sistema de coordenadas fixo ao navio, referencial solidário, acompanha a embarcação nos movimentos no plano horizontal (surge, sway e yaw).

Conforme abordagem clássica do problema de manobras, o sentido do referencial solidário é dado pelo eixo z voltado para o fundo, eixo x para vante e eixo y para boreste. O posicionamento da origem do solidário, conforme apresentado em Yasukawa et al. (2015), será alocado à meio navio neste estudo, possibilitando assim a utilização das derivadas hidrodinâmicas obtidas em Sukas et al. (2019).

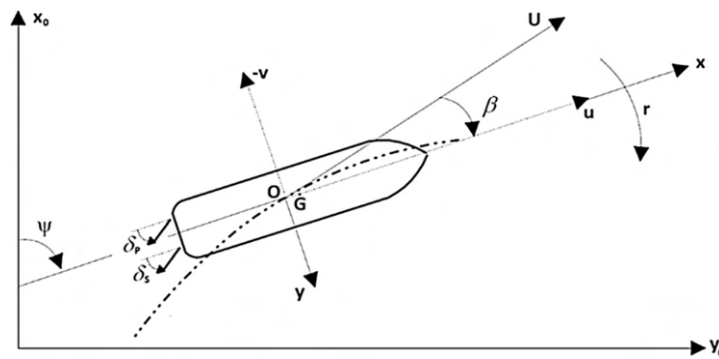


Figura 5: Sistema de Coordenadas Inercial e Solidário (SUKAS et al., 2019).

- O ângulo de aproamento (ψ) representa o ângulo entre os eixos x e x_0 ;
- A linha tracejada demonstra a trajetória do navio;
- A diferença entre o aproamento do navio e a direção atual de curso (vetor velocidade no centro de gravidade) é o ângulo de deriva, $\beta = \tan^{-1}(-v/u)$;
- O ângulo do leme δ é positivo quanto rotacionado para Boreste;

Como nas equações do movimento as forças e momentos são sempre expressos em relação ao referencial solidário, é importante que seja feita a transformação dos resultados das equações do referencial solidário para o referencial inercial, para que com isso seja possível obter a trajetória do navio no espaço.

Sendo assim, através da matriz de rotação obtemos a relação entre os componentes da velocidade absoluta (\vec{U}) decomposta no referencial solidário (u, v, w) e as velocidades decompostas no referencial inercial ($\dot{X}_n, \dot{Y}_n, \dot{Z}_n$). Onde ψ, θ, ϕ são os ângulos de Euler ou rotações nos eixos z, y e x respectivamente. Sendo esta uma informação importante para se obter a trajetória da embarcação no espaço, equação [3].

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_n \\ \dot{Y}_n \\ \dot{Z}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\psi\cos\theta & -\sin\psi\cos\theta + \cos\psi\sin\theta\sin\varphi & \sin\psi\sin\theta + \cos\psi\cos\theta \\ \sin\psi\cos\theta & \cos\psi\cos\theta + \sin\theta\sin\theta\sin\psi & -\cos\psi\sin\theta + \sin\theta\sin\psi\cos\theta \\ -\sin\theta & \cos\theta\sin\theta & \cos\theta\cos\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} \quad [3]$$

Assim, podemos expressar as velocidades no plano horizontal, em relação ao referencial inercial da seguinte forma, expressões [4] e [5]:

$$\dot{X}_n = u \cos\psi - v \sin\psi \quad [4]$$

$$\dot{Y}_n = u \sin\psi + v \cos\psi \quad [5]$$

Sendo a velocidade do navio definida como [6]:

$$U = \sqrt{u^2 + (-v)^2} \quad [6]$$

Além disso, através da matriz de transformação podemos converter as derivadas temporais dos ângulos de Euler $(\dot{\varphi}, \dot{\theta}, \dot{\psi})$, expressos no referencial inercial, nas velocidades angulares decompostas no referencial solidário (p, q, r) , [7].

$$\begin{bmatrix} \dot{\varphi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \sin\theta\tan\theta & \cos\psi\tan\theta \\ 0 & \cos\psi & -\sin\psi \\ 0 & \sin\psi\sec\theta & \cos\theta\sec\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} \quad [7]$$

Assim, desconsiderando as velocidades nas direções pitch e roll, a velocidade angular de yaw pode ser dada pela variação de aproamento, conforme [8]:

$$r = \dot{\psi} = \frac{d\psi}{dt} \quad [8]$$

Por fim, reescrevendo as equações [1] e [2] do referencial inercial, no referencial solidário, obtemos as equações do corpo rígido movendo-se no espaço em relação ao sistema de coordenadas fora do centro de gravidade do navio, ou seja, obtemos as equações que expressam a contribuição das forças de inércia da 2ª lei de Newton em relação ao referencial solidário para os seis graus de liberdade.

$$m[\dot{u} - vr + wq - x_g(q^2 + r^2) + y_g(pq - \dot{r}) + z_g(pr + \dot{q})] = X \quad [9]$$

$$m[\dot{v} - wp + ur - y_g(r^2 + p^2) + z_g(qr + \dot{p}) + x_g(qp + \dot{r})] = Y \quad [10]$$

$$m[\dot{w} - uq + vp - z_g(p^2 + q^2) + x_g(rp + \dot{q}) + y_g(rp + \dot{p})] = Z \quad [11]$$

$$I_x\dot{p} + (I_z - I_y)qr - (\dot{r} + pq)I_{xz} + (r^2 - q^2)I_{yz} + (pr - \dot{q})I_{xy} + m[y_g(\dot{w} - uq + vp) - z_g(\dot{v} - wp + ur)] = K \quad [12]$$

$$I_y \dot{q} + (I_x - I_z)rp - (\dot{p} + qr)I_{xy} + (p^2 - r)I_{zx} + (qp - \dot{r})I_{yz} + m[z_g(\dot{u} - vr + wq) - x_g(\dot{w} - uq + vp)] = M \quad [13]$$

$$I_z \dot{r} + (I_y - I_x)pq - (\dot{q} + rp)I_{yz} + (q^2 - p^2)I_{xy} + (rq - \dot{p})I_{zx} + m[x_g(\dot{v} - wp + ur) - y_g(\dot{u} - vr + wq)] = N \quad [14]$$

Onde o lado esquerdo descreve a cinética do corpo rígido e o lado direito representa as ações externas, ou seja, as forças e momentos externos totais agindo na embarcação.

2.3 Forças e Momentos Externos

Os modelos de manobras encontrados na literatura podem ser subdivididos em dois grupos, os modelos holísticos e modelos modulares.

O modelo holístico representa a dinâmica das manobras (ou descreve as equações de movimento) de um navio como um sistema completo e fechado, enxergando casco, propulsor e leme como um único módulo, sendo as derivadas hidrodinâmicas extraídas com o modelo completo. Esse modelo tem boa capacidade de descrever manobras típicas não lineares de navios. Porém, como é tratado como um modelo integrado, não oferece flexibilidade quando se quer variar algum parâmetro, isso exigiria uma revisão geral da função que descreve as ações externas.

O modelo modular por sua vez, trata casco, propulsor, leme, e outras forças, de forma independente, em módulos separados, que depois são integrados ao sistema. Esse modelo tem a vantagem de poder adicionar ou subtrair diversos efeitos como vento e corrente, sem grandes complicações. A desvantagem é que como cada modulo é tratado de forma independente, deve-se trabalhar com expressões complexas que representam a interação entre os módulos. A maioria dos simuladores comerciais, como da Praticagem do Rio de Janeiro e o NTPro 5000, estão inseridos nesta categoria.

Dentre os modelos holísticos podemos citar como exemplo o modelo cúbico de Abkowitz (1964). Nele observa-se que os coeficientes hidrodinâmicos, como por exemplo a força lateral devido a uma velocidade lateral (Y_v), possuem embutidas as contribuições totais de casco, leme e propulsor, e todos os demais apêndices constituintes do navio.

Dentre os modelos modulares, podemos destacar o modelo utilizado nos simuladores da Marinha do Brasil e do LabOceano, o modelo utilizado pelo simulador comercial NTPro 5000, o utilizado pelo Maritime Administration (MARAD) e o modelo japonês MMG, utilizado amplamente em artigos e estudos da área. A soma de forças e momentos externos totais agindo no navio, em um modelo modular, pode ser expressa pela seguinte formulação.

$$X = X_H + X_P + X_R + X_T + X_C + X_A + X_W + X_{EXT} \quad [15]$$

$$Y = Y_H + Y_P + Y_R + Y_T + Y_C + Y_A + Y_W + Y_{EXT} \quad [16]$$

$$Z = Z_H + Z_W + Z_{EXT} \quad [17]$$

$$K = K_H + K_P + K_R + K_T + K_C + K_A + K_W + K_{EXT} \quad [18]$$

$$M = M_H + M_P + M_W + M_{EXT} \quad [19]$$

$$N = N_H + N_P + N_R + N_T + N_C + N_A + N_W + N_{EXT} \quad [20]$$

$X_H, Y_H, Z_H, K_H, M_H, N_H$ são as Forças e Momentos Hidrodinâmicos de Casco;

X_A, Y_A, K_A, N_A são as Forças e Momentos Aerodinâmicos;

X_C, Y_C, K_C, N_C são as Forças e Momentos devido à Correntes;

X_R, Y_R, K_R, N_R são as Forças e Momentos devido ao Leme;

X_T, Y_T, K_T, N_T são as Forças e Momentos devido aos Thrusters Laterais e Azimutais;

X_P, Y_P, K_P, M_P, N_P são as Forças e Momentos devido aos Propulsores;

$X_W, Y_W, Z_W, K_W, M_W, N_W$ são as Forças e Momentos devido à Ondas; e

$X_{EXT}, Y_{EXT}, Z_{EXT}, K_{EXT}, M_{EXT}, N_{EXT}$ são as Forças e Momentos Externos, incluindo interação com outras embarcações, forças de ancoragem e amarração, entre outras.

3 Metodologia

3.1 Navio Estudo de Caso

O navio que foi utilizado como fonte de estudo foi o Surface Combatant Ship (DTMB 5415/5512), Figura 6, modelo reduzido concebido como projeto preliminar de um navio da Marinha dos Estados Unidos, mais especificamente um destroyer da classe Arleigh Burke, desenvolvido pelo David Taylor Model Basin (DTMB), um laboratório de pesquisa naval dos EUA, em colaboração com outras agências governamentais e empresas privadas.



Figura 6: Modelo DTMB 5415 (CAD Browser, 2022).

O DTMB 5512 é um modelo geometricamente semelhante ao modelo DTMB 5415 e foi utilizado em um comitê da International Towing Tank Conference (ITTC) como fonte de inúmeros estudos. Esses modelos são benchmarks amplamente utilizados na literatura pela grande gama de informações disponíveis, sendo utilizados em testes de desempenho de casco, como de resistência ao avanço e testes de comportamento em ondas, sendo, portanto, considerados como referências na indústria naval.

A Tabela 1 apresenta as características principais do modelo em escala reduzida, bem como as dimensões principais do navio em escala real. Por se tratar de um projeto preliminar, o navio em escala real nunca chegou a ser construído, não possuindo, portanto, dados de medições e testes disponíveis nesta escala.

Tabela 1: Características Principais do Casco (DTMB 5415).

SÍMBOLO	MODELO	PROTÓTIPO
Comprimento entre pp. (L_{pp})	3,05 m	142 m
Boca (B)	0,41 m	19,05 m
Calado (d)	0,13 m	6,15 m
Posição LCG (x_G)	-0,016 m	-0,745 m
Coefficiente de Bloco (c_B)	0,51	0,51
Deslocamento (Δ)	86,1 Kg	8.635 ton
Área molhada (S)	1,37 m ²	2.973 m ²
Número de Froude (F_n)	0,28	0,28

3.2 Modelo Matemático do Simulador

Para o simulador desenvolvido, optou-se pela utilização do modelo matemático com estrutura modular, no qual, os módulos referentes às forças e momentos devido aos lemes e propulsores pudessem ser substituídos por um módulo único dos propulsores azimutais. Dessa forma, utilizou-se o modelo padrão MMG, como base para os cálculos da manobrabilidade do navio em águas calmas.

O módulo do casco foi composto pelas forças e momentos produzidos pelo casco durante a execução do movimento, através das derivadas hidrodinâmicas e do coeficiente de resistência ao avanço da embarcação em águas calmas.

O módulo dos propulsores calcula a força de empuxo através dos coeficientes inerentes da integração casco, propulsor e motor, ajustados ao movimento de manobra.

O módulo do leme acrescenta a influência das forças e momentos gerados no movimento, levando-se em consideração os efeitos de interação casco, leme e propulsor.

Já o módulo dos azimutais engloba todo o sistema de governo e de propulsão, demonstrando as forças e momentos gerados por esses dispositivos no contexto de manobrabilidade de uma embarcação.

3.3 Equações do Movimento do Simulador

Para o simulador desenvolvido as seguintes simplificações foram adotadas; foi considerada a manobrabilidade de uma embarcação em baixa velocidade, no plano horizontal, com altura metacêntrica (GM) suficientemente alta, com isso os movimentos verticais (heave, pitch, roll), foram desconsiderados e as respectivas velocidades e

acelerações zeradas e os seis graus de liberdade de movimentação da embarcação se restringiram a apenas três: surge, sway e yaw. Além disso foi assumido que o navio possui simetria no plano xz , ou seja, o centro de gravidade na posição y foi considerada igual a zero, $y_G = 0$.

Após essas simplificações as equações de movimento [9], [10] e [14], puderam ser expressas através das expressões [21], [22] e [23] (YASUKAWA et al., 2015). As derivações das equações do movimento são apresentadas no Apêndice A.

$$m[\dot{u} - vr - x_G r^2] = X \quad [21]$$

$$m[\dot{v} + ur + x_G \dot{r}] = Y \quad [22]$$

$$I_z \dot{r} + mx_G(\dot{v} + ur) = N \quad [23]$$

Nos modelos clássicos com três de graus de liberdade a massa adicional é considerada com frequência nula (FOSSEN, 2011). Além disso considera-se o navio navegando em baixas velocidades e assume-se que os termos cruzados são muito pequenos em relação aos demais. Assim a matriz de massa adicional pode ser representada por [24]:

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & 0 & 0 \\ 0 & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{r}} \\ 0 & N_{\dot{v}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \approx - \begin{bmatrix} m_x & 0 & 0 \\ 0 & m_y & 0 \\ 0 & 0 & J_z \end{bmatrix} \quad [24]$$

Como as equações do movimento de uma embarcação em manobra são desenvolvidas em relação ao referencial solidário ($O - xyz$), temos o surgimento de novos termos conhecidos como termos de Coriolis e Centrípeta, através das equações de Kirchoff (IMLAY, 1961) e da derivação das forças hidrodinâmicas de massa adicional a partir da energia cinética introduzida no fluido pelo movimento do navio.

Assim, as forças e momentos do lado direito das equações [21], [22] e [23] podem ser expressos através das expressões [25], [26] e [27], englobando os termos de massa adicional e de Coriolis e Centrípeta.

$$X = -m_x \dot{u} + m_y vr + X_H + X_R + X_P \quad [25]$$

$$Y = -m_y \dot{v} - m_x ur + Y_H + Y_R \quad [26]$$

$$N = -J_z \dot{r} - mx_G^2 \dot{r} + N_H + N_R \quad [27]$$

Logo, as equações do movimento que foram adotadas nos cálculos do sistema propulsivo convencional, podem ser reescritas da seguinte forma, (SUKAS et al., 2019):

$$(m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)vr - mx_G r^2 = X_H + X_R + X_P \quad [28]$$

$$(m + m_y)\dot{v} + (m + m_x)ur + mx_G \dot{r} = Y_H + Y_R \quad [29]$$

$$(I_z + J_z + mx_G^2)\dot{r} + mx_G(\dot{v} + ur) = N_H + N_R \quad [30]$$

- Os subscritos H, R e P referem-se ao casco, leme e ao propulsor respectivamente;
- m é a massa do navio;
- I_z é o momento de inércia em torno do eixo vertical, podendo ser aproximada pela expressão: $I_z = m(0.25L_{pp})^2$;
- m_x , m_y e J_z representam a massa e momento adicional de inércia;
- x_G é o centro de gravidade longitudinal, sendo a origem do sistema de coordenadas localizada à meio navio; e
- \dot{u} , \dot{v} , \dot{r} correspondem às derivadas temporais das velocidades em surge, sway e yaw respectivamente.

Por sua vez, para o sistema propulsivo azimutal temos as seguintes equações do movimento, dadas por [31], [32] e [33], onde o subscrito pod refere-se às forças e momentos externos gerados pelos propulsores azimutais.

$$(m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)vr - mx_G r^2 = X_H + X_{pod} \quad [31]$$

$$(m + m_y)\dot{v} + (m + m_x)ur + mx_G \dot{r} = Y_H + Y_{pod} \quad [32]$$

$$(I_z + J_z + mx_G^2)\dot{r} + mx_G(\dot{v} + ur) = N_H + N_{pod} \quad [33]$$

3.4 Solução Numérica

As equações do movimento dadas pelas expressões [28], [29] e [30] podem ser reescritas de forma matricial da seguinte forma:

$$Acc = M^{-1} \cdot (P - C \cdot Vel) \quad [34]$$

- $Acc = [\dot{u} \ \dot{v} \ \dot{r}]^T$ (Matriz dos termos de Aceleração);
- $P = [X_H + X_R + X_P \quad Y_H + Y_R \quad N_H + N_R]^T$ (Matriz de Forças e Momentos);
- $Vel = [u \ v \ r]^T$ (Matriz dos termos de Velocidade);
- M^{-1} é a Matriz Inversa de Massa e Massa Adicional, sendo M dada por:

$$M = \begin{bmatrix} m + m_x & 0 & 0 \\ 0 & m + m_y & mx_G \\ 0 & mx_G & I_z + mx_G^2 + J_z \end{bmatrix} \quad [35]$$

- C é a Matriz de Coriolis e Centrípeta dada por:

$$C = \begin{bmatrix} 0 & -(m + m_y)r & -mx_G r \\ (m + m_x)r & 0 & 0 \\ mx_G r & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad [36]$$

Usando essas matrizes, a equação [34] pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/M_{11} & 0 & 0 \\ 0 & M_{33}/\det M & -M_{32}/\det M \\ 0 & -M_{23}/\det M & M_{22}/\det M \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_H + X_R + X_P + vr(m + m_y) + x_G mr^2 \\ Y_H + Y_R - (m + m_x)ur \\ N_H + N_R - x_G mur \end{bmatrix} \quad [37]$$

- $\det M$ é o determinante da matriz M; e
- $M_{11}, M_{33}, M_{32}, M_{23}, M_{22}$ representam os termos da Matriz M em cada linha e coluna respectivamente.

A primeira equação pode ser resolvida separadamente, enquanto as outras duas necessitam ser resolvidas em conjunto. Isso ocorre devido à simetria lateral da forma do casco que permite desacoplar os movimentos longitudinais dos transversais, tendo em vista que os movimentos longitudinais do navio não geram forças laterais.

Numericamente estas equações diferenciais podem ser resolvidas por diversos métodos. O método de integração escolhido para o simulador desenvolvido foi o Runge-Kutta de 4ª Ordem.

3.5 Estrutura de Desenvolvimento

A técnica de modelagem modular que foi empregada neste trabalho é baseada na mecânica newtoniana, onde as contribuições de forças e momentos do casco, propulsores, lemes e quaisquer outras forças externas existentes, são separados e modelados matematicamente individualmente.

A resposta da embarcação a tais forças e momentos externos, é então determinada pela combinação de cada módulo para cada um dos graus de liberdade de movimento considerado. Essas forças e momentos resultantes são então resolvidos matematicamente gerando deslocamentos, velocidades e acelerações, integrados em um programa computacional. Um diagrama desta forma de modelagem matemática é mostrado na

Figura 7, bem como o fluxo de informações necessárias para compor as equações do movimento de manobras clássicas.

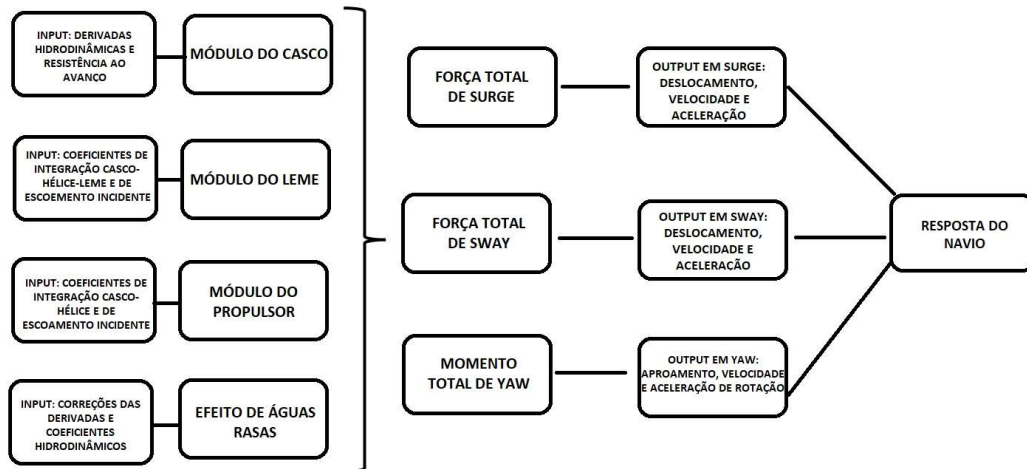


Figura 7: Equações do Movimento em um Modelo Modular.

3.6 Planejamento do Trabalho

Primeiramente, realizou-se a inserção das equações de manobra em três graus de liberdade no software MATLAB, a fim de poder com isso representar os movimentos da embarcação. Para tanto, foi desenvolvido um simulador com um modelo de manobras clássico, utilizando as características principais da embarcação DTMB 5415 e suas respectivas derivadas hidrodinâmicas obtidas em Sukas et al. (2019).

Em seguida foi programado no simulador os módulos dos propulsores e dos lemes convencionais, utilizando as formulações matemáticas, os coeficientes de interação casco, hélices e lemes, e os coeficientes de escoamentos incidentes, do casco DTMB 5415.

Após modelagem da embarcação e seu respectivo sistema propulsivo e de governo convencionais, realizou-se a verificação do simulador desenvolvido, através da comparação dos principais parâmetros obtidos nos testes de curva de giro e zig zag com os resultados obtidos em Sukas et al. (2019).

Verificado o simulador, partiu-se para o desenvolvimento do módulo referente ao sistema propulsivo azimuthal. Para tanto foram utilizados as formulações e os coeficientes de interação casco, azimuthais e coeficientes de incidência de escoamento, obtidos em Reichel (2017).

Após desenvolvimento do modulo referente aos azimuthais, foram realizadas as simulações numéricas dos dois sistemas propulsivos, com a integração no domínio do

tempo, e realizada as comparações e análises dos parâmetros das curvas de giro e zig zag obtidos para cada configuração.

Por fim foram realizadas correções nas derivadas hidrodinâmicas e nos coeficientes de interação, através de formulações empíricas extraídas de Ankudinov et al. (1990), a fim de simular os efeitos de águas rasas nas curvas de giro e zig zag, para cada sistema propulsivo em análise, e verificar se ocorre alguma alteração de comportamento da embarcação nessa situação. A Figura 8 apresenta esse fluxo de atividades elaborados ao longo desta dissertação.

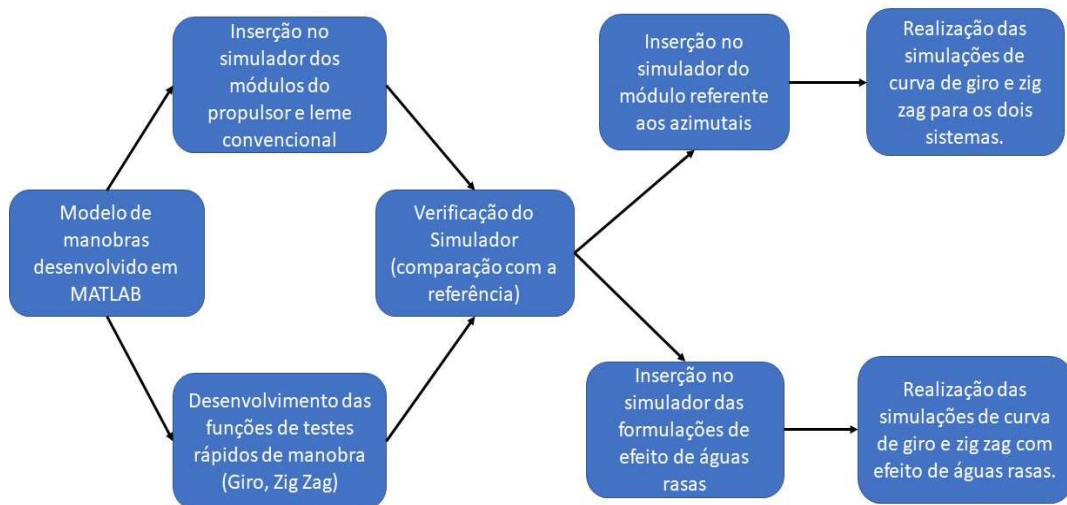


Figura 8: Fluxo de atividades realizadas.

No código principal nomeado `surface_combatant.m`, foi inserido o modelo de manobras utilizado. Nesse código foram descritas as derivadas hidrodinâmicas do casco, os coeficientes dos lemes e dos propulsores, as características principais da embarcação e as equações de cada um dos módulos de forças e momentos referentes ao navio com sistema propulsivo convencional.

Para a configuração com sistema propulsivo azimutal, código `surface_combatant_azimutal.m`, foram inseridas as derivadas hidrodinâmicas do casco e as formulações matemáticas das forças e momentos gerados pelos azimutais com seus respectivos coeficientes hidrodinâmicos.

Para execução das manobras de curva de giro e zig zag, foram inseridas nos códigos `turncircle.m` e `zigzag.m`, as funções responsáveis por executarem os testes em questão, sendo que a integração matemática no domínio do tempo é executada pelo código `rk4.m` que realiza o método runge kutta nas equações de movimento.

Todos os dados de entrada, como condições iniciais, tempo de execução da simulação, evolução do passo de tempo, tempo para acionamento do leme ou azimutal e ângulo a ser imposto ao leme ou azimutal, foram inseridos em códigos específicos para cada tipo de teste que se desejava realizar para cada configuração de sistema propulsivo que se desejava testar. Como exemplo, no código `turncircle_surface_combatant.m` executa-se a curva de giro do casco com sistema propulsivo convencional e código `zigzag_surface_combatant.m` executa-se a curva de zig zag para o casco com esse mesmo sistema.

No código `shallow_water.m` foram inseridas as formulações empíricas de correção das derivadas hidrodinâmicas de casco bem como dos coeficientes hidrodinâmicos de interação casco, propulsores convencionais e azimutais devido aos efeitos de águas rasas, sendo que nos códigos do tipo `surface_combatant_shallow.m` foram inseridos os novos valores de derivadas hidrodinâmicas com efeito de águas rasas (Figura 9).

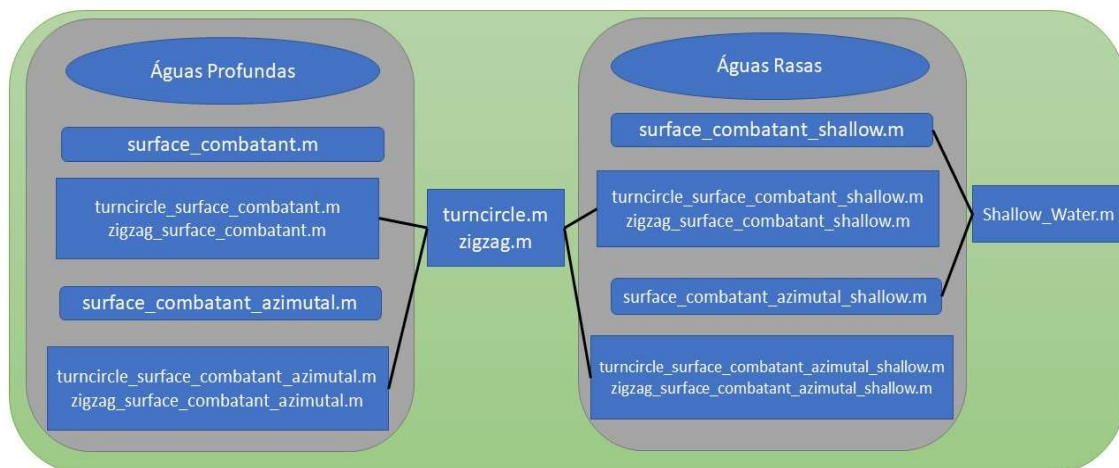


Figura 9: Diagrama Simulador Desenvolvido.

4 Sistema Propulsivo Convencional

Para configuração original do casco DTMB 5415, foi considerado um sistema propulsivo e de governo convencional, ou seja, duas linhas de eixo com dois propulsores e dois lemes, Figura 10.

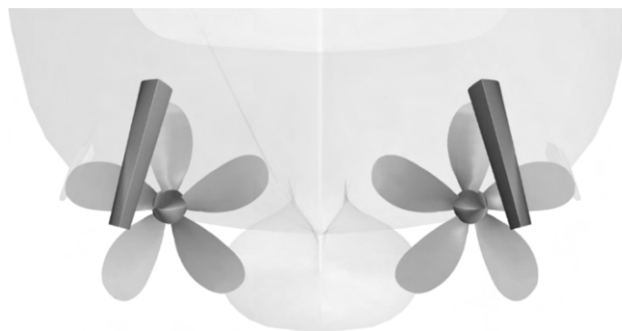


Figura 10: Sistema Propulsivo Convencional (SUKAS et al., 2019).

As características principais dos propulsores e lemes utilizados nas simulações referentes ao sistema propulsivo convencional, são apresentadas na Tabela 2 abaixo.

Tabela 2: Características Propulsores e Lemes (Convencional) (SUKAS et al., 2019).

SÍMBOLO	MODELO	PROTÓTIPO
Diâmetro do Propulsor (D_p)	0,132 m	6,15 m
LCG do Propulsor (x_p/L_{pp})	-0,462	--
TCG do Propulsor ($ y_p/B $)	0,244	--
Rotação do Propulsor (n_p)	684 rpm	100 rpm
Altura do Leme (H_R)	0,094 m	4,38 m
Área Lateral do Leme (A_R)	0,007 m ²	15,2 m ²
Razão de Aspecto do Leme (Λ)	1,26	1,26
LCG do Leme (x_R/L_{pp})	-0,472	---
TCG do Leme ($ y_R/B $)	0,249	---

4.1 Forças e Momentos do Casco

Para essa configuração inicial, assumiu-se como premissa que a velocidade de avanço do navio é suficientemente pequena e com isso a resistência de formação de ondas não é dominante. Com isso as forças e momentos hidrodinâmicos gerados pelo escoamento em torno do casco, X_H, Y_H, N_H nas equações [28], [29] e [30], podem ser descritas em termos das velocidades adimensionais de sway (v') e angular de yaw (r') da seguinte forma:

$$X'_H = X'_0(u) + X'_{vv}v'^2 + (X'_{vr} + m' + m'_y)v'r' + (X'_{rr} + m'x'_G)r'^2 \quad [45]$$

$$Y'_H = Y'_v v' + (Y'_r - m' - m'_x)r' + Y'_{vvv}v'^3 + Y'_{vvr}v'^2r' + Y'_{vrr}v'r'^2 + Y'_{rrr}r'^3 \quad [46]$$

$$N'_H = N'_v v' + (N'_r - m'x'_G)r' + N'_{vvv}v'^3 + N'_{vvr}v'^2r' + N'_{vrr}v'r'^2 + N'_{rrr}r'^3 \quad [47]$$

- $X'_{vv}, Y'_{vvv}, N'_{vvv}, etc$, são as derivadas hidrodinâmicas do casco;
- $X'_0(u)$ representa a resistência total ao avanço;

As forças e momentos hidrodinâmicos, as propriedades hidrostáticas e os parâmetros cinemáticos foram adimensionalizados, utilizando como variáveis fundamentais, o comprimento (L), o calado (T) e o módulo da velocidade (U) para cada passo de tempo, conforme apresentado abaixo para as forças e momentos externos. Um maior detalhamento da técnica utilizada para adimensionalizar esses parâmetros, é apresentado no Apêndice B.

$$X' = X/0.5\rho U^2 L T, \quad Y' = Y/0.5\rho U^2 L T, \quad N' = N/0.5\rho U^2 L^2 T \quad [48]$$

As características hidrodinâmicas do casco DTMB 5415, (derivadas hidrodinâmicas, massa adicional e coeficiente de resistência ao avanço), que foram utilizadas nas simulações numéricas deste trabalho, foram obtidas a partir de ensaios realizados com modelo em CFD, extraídos de Sukas et al. (2019). Seus valores são apresentados na Tabela 3 abaixo. Um maior detalhamento do funcionamento prático desses testes utilizados para obtenção das derivas hidrodinâmicas de casco é apresentado no Apêndice C.

Tabela 3: Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (SUKAS et al., 2019).

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
X'_0	-0,0161	Y'_{rrr}	-0,0519
X'_{vv}	-0,1823	$N'_r - m'x'_G$	-0,0439
Y'_v	-0,4937	N'_{rrr}	-0,0479
Y'_{vvv}	-1,1735	$X'_{vr} + m'$	0,0152
N'_v	-0,1622	Y'_{vrr}	-0,7844
N'_{vvv}	-0,2252	Y'_{vvr}	-1,5063
$X'_{rr} + m'x'_G$	-0,0280	N'_{vrr}	-0,2177
$Y'_r - m' - m'_x$	-0,0536	N'_{vvr}	-0,7997
m'_x	-0,0069	m'_y	0,1082
J'_z	0,0078	---	---

Essas derivadas hidrodinâmicas dependem das características do movimento da embarcação e da forma do casco. O modelo matemático utilizado é responsável por determinar quais as derivadas serão utilizadas na análise da manobra do navio.

4.2 Forças e Momentos dos Propulsores

As forças hidrodinâmicas geradas pelos propulsores para o caso de embarcações com dois propulsores, pode ser descrita pela expressão [49], onde “P” e “S” representam portside e starboard, ou seja, bombordo e boreste respectivamente.

$$X_P^{P,S} = (1 - t_p^{P,S}) \rho n_p^2 D_P^4 K_T^{P,S} \quad [49]$$

Como os propulsores são idênticos e giram com a mesma rotação (rpm), o diâmetro (D_P) e rotação (n_P) são iguais para os dois propulsores sendo que ambos os propulsores giram para dentro a uma rotação constante.

Adicionalmente, considera-se como forma de simplificação que, o coeficiente de perda propulsiva em avanço em linha reta ($t_{p0}^{P,S}$) e em movimento de manobra ($t_p^{P,S}$) são iguais. O Coeficiente de Empuxo ($K_T^{P,S}$) pode ser expresso por um ajuste polinomial quadrático, obtidos mediante ensaios em águas abertas, podendo ser representado por:

$$K_T^{P,S} = k_0 + k_1 J_P^{P,S} + k_2 (J_P^{P,S})^2 \quad [50]$$

- k_0, k_1, k_2 , são os coeficientes da equação polinomial, função do coeficiente de avanço ($J_P^{P,S}$), que por sua vez é definido como:

$$J_P^{P,S} = \frac{(1 - w_p^{P,S})(u + y_p^{P,S} r)}{n_P D_P} \quad [51]$$

- w_p é o coeficiente de esteira durante o movimento de manobra;
- y_p , ($y_p^S = -y_p^P$) é a distância dos propulsores em relação à linha de centro do navio;

Como w_p varia ao longo do movimento de manobra, é comum estimar o coeficiente de esteira em manobras ($w_p^{P,S}$) a partir do coeficiente de esteira do navio em avanço em linha reta ($w_{p0}^{P,S}$). A relação entre a hidrodinâmica e o movimento do corpo rígido é ajustada pela exponencial proposta por Inoue et al. (1981).

$$w_p^{P,S} = w_{p0}^{P,S} \exp(-4\beta_p^2) \quad [52]$$

A expressão acima é originalmente aplicada para o caso de navios com um propulsor e um leme, no entanto foi adotado para o caso com dois propulsores e dois lemes como forma de simplificação, como podemos observar em Liu et al. (2018).

O coeficiente β_p é o ângulo geométrico de incidência do fluxo nos propulsores em manobrabilidade, e pode ser expresso por:

$$\beta_p = \beta - x'_p r' \quad [53]$$

Onde β é ângulo de deriva e $x'_p = \frac{x_p}{L}$ é distância longitudinal do propulsor até o sistema de referência localizado à meio navio. Como ambos os propulsores estão localizados a mesma distância longitudinal em relação ao sistema de referência, β_p pode ser assumido igual para os dois propulsores.

Os coeficientes hidrodinâmicos referentes ao módulo dos propulsores utilizados nas simulações, foram extraídos de Sukas et al. (2019). Seus valores são apresentados na Tabela 4 abaixo.

Tabela 4: Coeficientes Hidrodinâmicos do Propulsor (SUKAS et al., 2019).

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
t_p	0,21	k_1	-0,2997
w_{p0}	0,0726	k_2	-0,1405
k_0	0,3984	---	---

4.3 Forças e Momentos dos Lemes

As forças e momentos no casco gerados pelos lemes podem ser expressos com base na força normal exercida pelo sistema de governo ($F_N^{P,S}$), conforme a seguir, (KHANFIR et al., 2011).

$$X_R = -(1 - t_R)(F_N^P \sin \delta^P + F_N^S \sin \delta^S) \quad [54]$$

$$Y_R = -(1 + a_H)(F_N^P \cos \delta^P + F_N^S \cos \delta^S) \quad [55]$$

$$N_R = -(x_{R+} a_H x_H)(F_N^P \cos \delta^P + F_N^S \cos \delta^S) + (1 - t_R)(y_R^P F_N^P \sin \delta^P + y_R^S F_N^S \sin \delta^S) \quad [56]$$

- t_R é o fator de dedução de resistência; e
- a_H é o fator de aumento de força do leme.

Admitindo-se o meio do navio como origem do sistema de coordenadas fixo à embarcação, x_H é a coordenada longitudinal adimensional do ponto de atuação da força lateral adicional. Esses coeficientes representam a interação entre casco e leme.

Assume-se que os lemes não interagem entre si, pois estão localizados suficientemente longe da linha de centro do navio.

Os coeficientes x_R e y_R ($y_R^S = -y_R^P$) denotam as coordenadas longitudinais e laterais dos lemes, respectivamente.

A Força Normal para configuração com dois lemes é dada pela seguinte expressão (LEE et al., 2003):

$$F_N^{P,S} = 0.5\rho A_R [(u_R^{P,S})^2 + (v_R^{P,S})^2] \frac{6.13\Lambda}{\Lambda+2.25} \sin\alpha_R^{P,S} \quad [57]$$

- ρ é a massa específica da água;
- A_R é a área das partes móveis do leme, sendo $A_R = A_R^P = A_R^S$;
- Λ é a razão de aspecto do leme, sendo a mesma para os dois lemes;

Além disso, o ângulo efetivo de incidência dos lemes ($\alpha_R^{P,S}$), para navios configurados com dois lemes é definido pela seguinte expressão, (KHANFIR et al., 2011):

$$\alpha_R^{P,S} = \delta_R^{P,S} - \delta_R^{P,S} \quad [58]$$

Sendo que δ_R é o ângulo efetivo do leme, onde a força normal do leme é igual a zero. Esse ângulo é dado pela seguinte expressão:

$$\delta_R^{P,S} = \gamma_R^{P,S} \beta_R^{P,S} - \tan^{-1}\left(\frac{y_R^{P,S}}{x_R^{P,S}}\right) \quad [59]$$

$$\beta_R^{P,S} = \beta - l_R^{P,S} r' \quad [60]$$

Os coeficientes γ_R e $l'_R \left(\frac{l_R}{L}\right)$ são chamados de fatores de endireitamento de fluxo devido à velocidade lateral e angular do navio, respectivamente.

Conforme relatado em Kang et al. (2008), γ_R mostra uma variação durante as manobras de bombordo e boreste.

O coeficiente l'_R é considerado constante neste estudo, sendo $l'_R = 2x_R$, conforme apresentado em Kim et al. (2007).

As equações para as velocidades de fluxo longitudinal (u_R) e lateral (v_R) do leme, para navios com dois lemes e dois propulsores, são as seguintes:

$$u_R^{P,S} = \varepsilon^{P,S} u_p^{P,S} \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa^{P,S} \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T^{P,S}}{\pi(J_P^{P,S})^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta)} \quad [61]$$

$$v_R^{P,S} = u_R^{P,S} \tan \delta_R^{P,S} \quad [62]$$

Onde u_p é a velocidade longitudinal de ataque do propulsor, sendo igual a:

$$u_p = (1 - w_p^{P,S})(u + y_p^{P,S}r) \quad [63]$$

Além disso o coeficiente ε indica a razão de esteira na posição do leme dada por $(1 - w_R)$ até a posição do propulsor dada por $(1 - w_p)$. O coeficiente κ é uma constante para expressar u_R e η refere-se à razão entre o diâmetro do hélice e a altura do leme.

Os coeficientes hidrodinâmicos referentes ao módulo dos lemes, utilizados nas simulações, foram extraídos de Sukas et al. (2019) (Tabela 5).

Tabela 5: Coeficientes Hidrodinâmicos do Leme (SUKAS et al., 2019).

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
t_R	0,4404	$\gamma_R (\beta_R > 0)$	0,3713/ 0,5317
a_H	0,0858	$\gamma_R (\beta_R < 0)$	0,5317/ 0,3713
x'_H	-0,4357	l_R	-0,9636
ε	0,93/ 1,00	η	1,3457
κ	0,70/ 0,60	δ	9°/s

No Apêndice D, é apresentada uma explicação teórica adicional detalhando as forças e momentos hidrodinâmicos que surgem como resultado das interações do casco, lemes e propulsores de um navio. Esse material complementar amplia a compreensão sobre como esses componentes específicos influenciam o comportamento hidrodinâmico durante manobras.

5 Sistema Propulsivo Azimutal

Para configuração de sistema propulsivo alternativo para o casco DTMB 5415, foi considerado um sistema com dois propulsores do tipo azipod, englobando tanto o sistema propulsivo como sistema de governo, Figura 11. Para as forças e momentos hidrodinâmicos do casco foram considerados os mesmos dados do tópico 4.1.



Figura 11: Sistema Propulsivo Azimutal (REICHEL, 2017).

As características dos propulsores azimutais, utilizados nas simulações, são apresentadas na Tabela 6 abaixo. O posicionamento, a rotação e o diâmetro dos propulsores azimutais foram considerados os mesmos dos propulsores convencionais.

Tabela 6: Características dos Propulsores Azimutais.

SÍMBOLO	MODELO	PROTÓTIPO
Diâmetro do Propulsor (D_{pod})	0,132 m	6,15 m
LCG do Propulsor (x_{pod}/L_{pp})	-0,462	--
TCG do Propulsor ($ y_{pod}/B $)	0,244	--
Rotação do Propulsor (n_{pod})	684 rpm	100 rpm

5.1 Características Hidrodinâmicas do Sistema Azimutal

Embora seja conhecida a boa capacidade de manobra de sistemas propulsivos azimutais, as características hidrodinâmicas relacionadas à representação das forças e momentos gerados por esse sistema ainda não são totalmente reconhecidas. Experimentos padrões com teste de propulsores em águas abertas não são suficientes pois não conseguem prever os efeitos de interação existentes entre os propulsores e suas estruturas de proteção.

Sendo assim é necessário que haja uma ampla gama de testes com diferentes dispositivos de propulsores azimutais com diferentes configurações, para se gerar um banco de dados capazes de prever o comportamento das forças e momentos atuantes sobre os azimutais e suas estruturas em diferentes deflexões, para que com isso seja possível inserir em simuladores de manobra módulos referentes a esses dispositivos. A Figura 12 apresenta um esquema das forças atuantes em um propulsor azimutal, após ser dada uma deflexão (δ) qualquer.

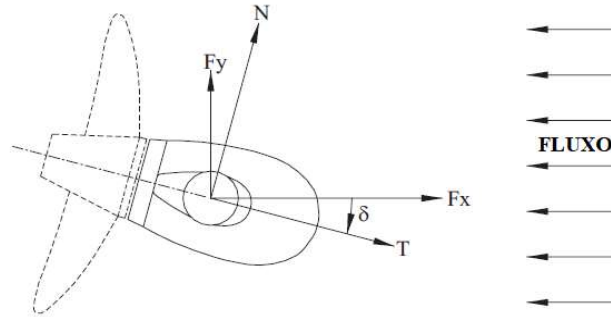


Figura 12: Forças atuantes em propulsores azimutais (adaptado de REICHEL, 2007)

Conforme podemos observar na Figura 12, diferentemente dos propulsores convencionais onde existe apenas a força de empuxo na direção longitudinal, nos propulsores azimutais há o surgimento de uma força normal devido às deflexões angulares impostas a esses dispositivos. Com isso os azimutais executam tanto a função de sistema propulsivo como de governo simultaneamente.

As forças, de empuxo e normal, são calculadas pela transformação do sistema de coordenadas do tanque de prova onde são ensaiados os hélices, para o sistema de coordenadas solidário aos propulsores através das relações apresentadas em [64].

$$\begin{bmatrix} T \\ N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\delta & -\sin\delta \\ \sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} \quad [64]$$

Sendo que as forças podem ser representadas por seus adimensionais característicos dados pelas expressões a seguir.

$$\text{Coeficiente de Força Longitudinal: } K_{FX} = \frac{F_x}{\rho N^2 D^4} \quad [65]$$

$$\text{Coeficiente de Força Transversal: } K_{FY} = \frac{F_y}{\rho N^2 D^4} \quad [66]$$

$$\text{Coeficiente de Empuxo: } K_T = \frac{T}{\rho N^2 D^4} \quad [67]$$

Coeficiente de Força Normal: $K_N = \frac{N}{\rho N^2 D^4}$ [68]

Todo propulsor possui suas características atreladas às conhecidas curvas $K_T \times K_Q \times J$. As curvas $K_T \times K_Q \times J$ são curvas de desempenho de propulsores marítimos que mostram a relação entre o empuxo (K_T) e o torque (K_Q) gerado pelo propulsor em função da velocidade de avanço do navio (J). Essas curvas são usadas para determinar o desempenho de um propulsor em diferentes condições de operação, permitindo que os engenheiros projetem e otimizem sistemas de propulsão para atender a requisitos específicos de desempenho e eficiência.

Essas curvas são obtidas através de testes em tanques de prova de propulsão, onde o propulsor é colocado em uma posição fixa no tanque e é alimentado com água para girar as suas pás. Um dispositivo de medição de torque é instalado no eixo do propulsor para medir o torque gerado por ele em diferentes velocidades de avanço. Ao mesmo tempo, o arrasto hidrodinâmico gerado é medido usando um dispositivo de medição de força. As medições são realizadas em várias velocidades e ângulos de avanço para obter dados suficientes para gerar as curvas $K_T \times K_Q \times J$, que são expressos para diferentes relações de passo e diâmetro e razões de área expandida.

Essas curvas são muito importantes para a seleção e projeto de propulsores marítimos, pois permitem que os engenheiros compreendam o desempenho do propulsor em diferentes condições de operação. A partir dessas curvas, é possível determinar a velocidade máxima do navio, o melhor ângulo de inclinação do propulsor, o consumo de combustível e outras informações relevantes para o projeto de sistemas eficientes de propulsão (Figura 13).

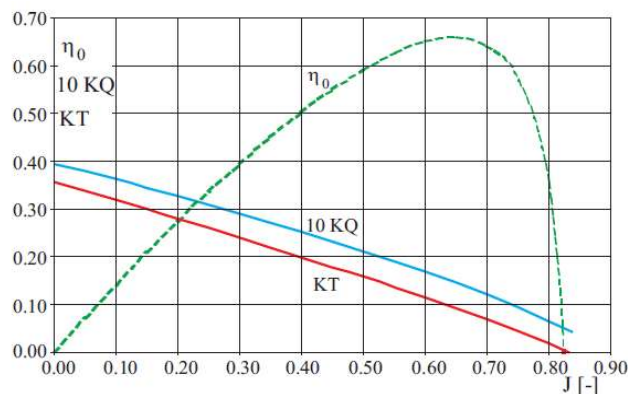


Figura 13: Gráfico $K_T \times K_Q \times J$ para um propulsor azimutal (REICHEL, 2007).

Porém para o caso de propulsores azimutais, além das curvas padrões de qualquer hélice, existe o surgimento de novas curvas proporcionais às deflexões impostas aos propulsores, além de proporcionais às velocidades de avanços (J).

Se observamos os exemplos extraídos de Reichel (2007), podemos obter diversas informações quanto ao comportamento de propulsores azimutais em relação às forças normais e de empuxo produzidas em função das deflexões angulares impostas aos propulsores. Primeiramente analisando a Figura 14 onde é apresentado um exemplo das curvas de empuxo (K_T) variando em função do ângulo de deflexão do azimutal, podemos verificar que o coeficiente de empuxo é fortemente dependente da deflexão imposta ao azimutal e da carga no propulsor proporcionada pelo aumento da velocidade de avanço da embarcação. Para ambos os bordos de deflexão do hélice, bombordo ou boreste, o empuxo aumenta significativamente.

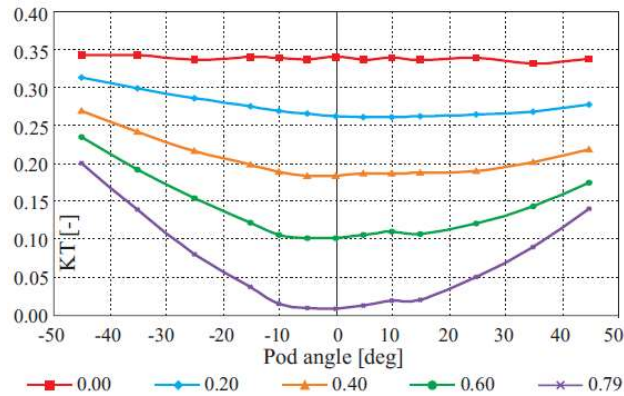


Figura 14: Coeficiente de Empuxo x Ângulo de deflexão ($K_T \times \delta$) (REICHEL, 2007).

Agora analisando o coeficiente de empuxo (K_T) em função do coeficiente de avanço (J), o empuxo diminui conforme aumentamos o coeficiente de avanço, porém verificamos uma dependência das curvas em função do ângulo do propulsor (Figura 15).

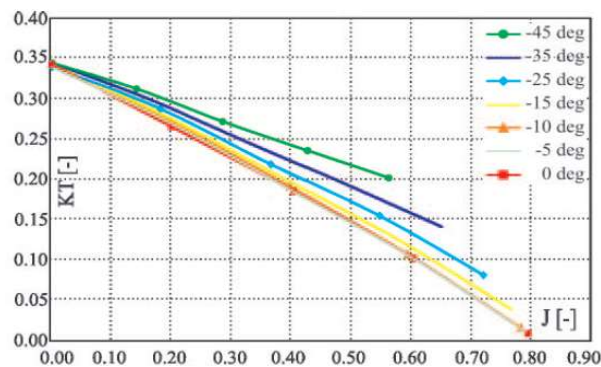


Figura 15: Coeficiente de Empuxo x Coeficiente de Avanço ($K_T \times J$) (REICHEL, 2007).

Analisando a Figura 16, são apresentadas as curvas do coeficiente de força normal (K_N) variando em função do ângulo de deflexão do azimuthal, podemos verificar que o comportamento da força normal é aproximadamente linear em função do ângulo de deflexão do propulsor tendo um aumento mais rápido com o aumento do coeficiente de avanço (J).

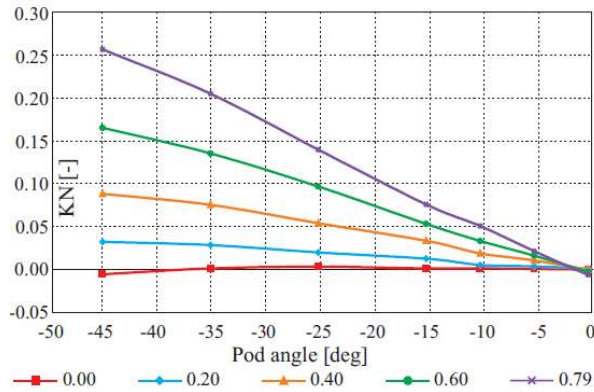


Figura 16: Coeficiente de Força Normal x Ângulo de deflexão (KN x δ) (REICHEL, 2007).

Agora analisando o coeficiente de força normal (K_N) em função do coeficiente de avanço (J), o coeficiente de força normal apresenta tendência de mudança de sua característica linear para uma tendência parabólica conforme aumentamos a deflexão angular imposta aos propulsores azimuthais (Figura 17).

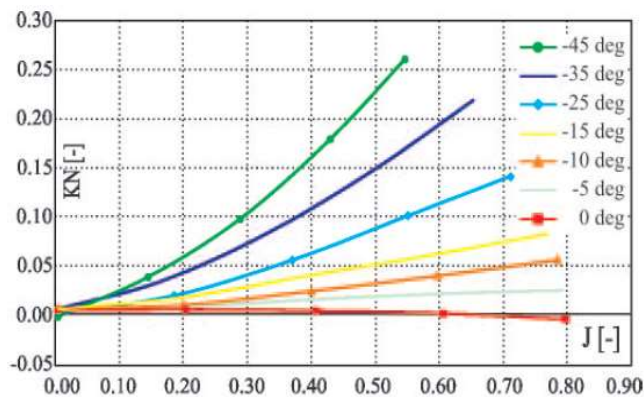


Figura 17: Coeficiente de Força Normal x Coeficiente de Avanço (KN x J) (REICHEL, 2007).

Sendo assim os resultados apresentados claramente demonstram as características hidrodinâmicas típicas de sistemas propulsivos azimuthais, demonstrando a especificidade desse sistema quanto a sua representação em simuladores de manobras.

Além disso, desses resultados podemos extrair que, quando impomos uma deflexão positiva aos propulsores, uma força normal negativa é gerada e vice-versa e essa

força gera um momento de desestabilização, tendendo a aumentar a taxa de giro. Já o aumento do coeficiente de empuxo, para altos ângulos de deflexão, são induzidos pela redução da velocidade axial incidente devido à redução do coeficiente de avanço.

5.2 Forças e Momentos dos Azimutais

Para o caso do simulador desenvolvido, as formulações baseadas nas características hidrodinâmicas apresentadas anteriormente foram utilizadas. As forças geradas em propulsores normalmente são assimétricas em relação aos ângulos de deflexão e extremamente dependentes do coeficiente de avanço. No entanto, quando analisamos manobrabilidade de uma embarcação equipada com sistemas propulsivos azimutais, é crucial reconhecer não apenas a força de empuxo gerada pelos propulsores, mas também a força lateral gerada pelo sistema. Nesse sentido as forças e momentos gerados por propulsores azimutais podem ser expressos pelas seguintes expressões:

$$X_{pod} = (1 - t_{pod})X_{BHP} \quad [69]$$

$$Y_{pod} = (1 + a_H)Y_{BHP} \quad [70]$$

$$N_{pod} = (x_{pod} + a_H x_H)Y_{BHP} - y_{pod}X_{BHP} \quad [71]$$

- X_{BHP} e Y_{BHP} são as forças longitudinal e lateral dos propulsores azimutais para condição atual hidrodinâmica (Behind Hull Propulsor);
- t_{pod} é coeficiente de perda propulsiva do azimutal;
- a_H é o coeficiente de interação casco e azimutais;
- x_H é a localização da força adicional lateral induzida no casco pelos azimutais; e
- x_{pod} e y_{pod} são os posicionamentos, longitudinal e transversal, dos azimutais, sendo que para as simulações realizadas o posicionamento dos azimutais foi considerado o mesmo que o dos propulsores convencionais.

As forças X_{BHP} e Y_{BHP} podem ser obtidas a partir do ângulo imposto aos propulsores, de acordo com a seguinte relação, equação [72]:

$$\begin{bmatrix} X_{BHP} \\ Y_{BHP} \\ N_{BHP} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta & 0 \\ -\sin\delta & \cos\delta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{BHP} \\ S_{BHP} \\ N_{BHP} \end{bmatrix} \quad [72]$$

- T_{BHP} é a força de empuxo;
- S_{BHP} é a força lateral (normal) gerada pelos azimutais; e

- N_{BHP} é o momento gerado pelos azimutais.

Sendo que as forças de empuxo e lateral podem ser obtidas através das seguintes expressões:

$$T_{BHP} = \rho n^2 D^4 K_T(\alpha_{pod}, J_{pod}) \quad [73]$$

$$S_{BHP} = \rho n^2 D^4 K_N(\alpha_{pod}, J_{pod}) \quad [74]$$

- K_T é o coeficiente de empuxo;
- K_N é o coeficiente de força normal;
- α_{pod} é o ângulo de incidência do fluxo nos propulsores; e
- J_{pod} é o coeficiente de avanço do propulsor.

O ângulo de incidência do escoamento nos propulsores (α_{pod}), leva em consideração a presença do casco e pode ser obtido pela expressão [75].

$$\alpha_{pod} = \delta_{pod} - (\delta_0 + \gamma_{pod}\beta) \quad [75]$$

- δ_{pod} é o ângulo imposto ao azimutal;
- δ_0 é o ângulo neutro hidrodinâmico do propulsor;
- γ_{pod} é o coeficiente de endireitamento do fluxo; e
- β é o ângulo de deriva do navio.

O coeficiente de avanço dos propulsores azimutais é dado pela seguinte relação:

$$J_{pod} = \frac{(1-w_{pod})u}{n_{pod}D_{pod}} \quad [76]$$

- w_{pod} é o coeficiente de esteira dos propulsores;
- n_{pod} é a rotação dos azimutais; e
- D_{pod} é o diâmetro dos azimutais.

Assim como apresentado no tópico 5.1, os coeficientes de empuxo (K_T) e força lateral normal (K_N) são obtidos a partir de ensaios em águas abertas com modelos reduzidos dos propulsores azimutais. Para estimativa das características hidrodinâmicas dos azimutais o método de regressão multivariável foi utilizado em Reichel (2017). Esses polinômios (Figura 18), possibilitam expressar o empuxo gerado pelo propulsor e a força lateral normal, como funções da velocidade de avanço (J_{pod}) e do ângulo de incidência do fluxo de água (α_{pod}).

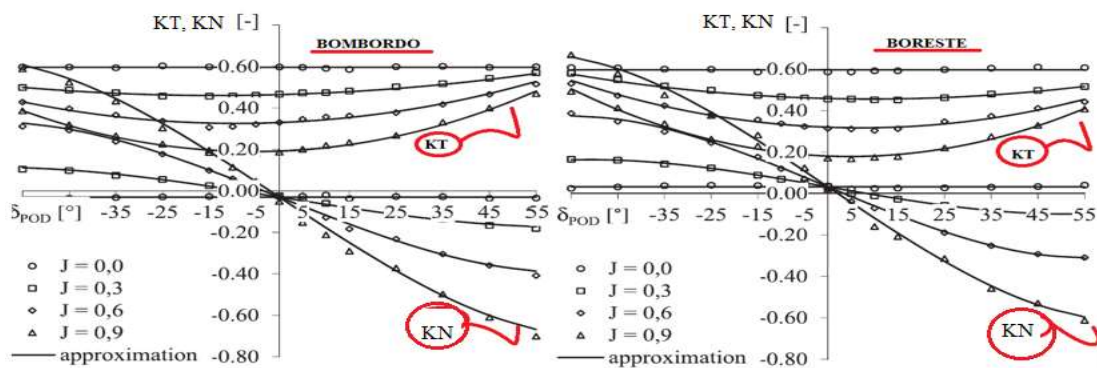


Figura 18: Coeficientes de Empuxo e Normal Azimutais (adaptado de REICHEL, 2017).

$$K_T = K_{T0} + (t_{\delta\delta J}\alpha_{pod}^2 + t_{\delta J}\alpha_{pod} + t_J)J + (t_{\delta\delta JJ}\alpha_{pod}^2 + t_{\delta JJ}\alpha_{pod} + t_{JJ})J^2 \quad [77]$$

$$K_N = K_{S0} + (s_{JJJ}J^3 + s_{JJ}J^2 + s_{J\delta}J)\alpha_{pod} + (s_{JJ\delta\delta\delta}J^3 + s_{JJ\delta\delta}J^2 + s_{J\delta\delta\delta}J)\alpha_{pod}^3 \quad [78]$$

Para os coeficientes hidrodinâmicos de interação casco e azimutais, optou-se por utilizar os mesmos valores utilizados para o sistema convencional, a fim de representar a interação entre os propulsores e o modelo DTMB5415. Seus valores são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7: Coeficientes Hidrodinâmicos de Interação Casco e Azimutais.

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
t_{pod}	0,21	$\gamma_{pod}(\beta > 0)$	0,3713/ 0,5317
w_{pod}	0,0726	$\gamma_{pod}(\beta, < 0)$	0,5317/ 0,3713
a_H	0,0858	δ_0	8°
x'_H	-0,4357	---	---

Os coeficientes hidrodinâmicos referentes às forças geradas pelos azimutais, são obtidos através de ensaio em águas abertas, nos quais não há interação com casco, sendo, portanto, características intrínsecas dos propulsores azimutais. Os valores utilizados nas simulações foram extraídos de Reichel (2017) e são apresentados na Tabela 8.

Tabela 8: Coeficientes Hidrodinâmicos Azimutais (REICHEL, 2017).

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
K_{T0}	0,5960/ 0,5970	K_{S0}	-0,0301/ 0,0321
$t_{\delta\delta J}$	0,2241/ 0,3111	$s_{JJJ\delta}$	0,3592/ 0,4010
$t_{\delta J}$	0,1470/ -0,1267	$s_{JJ\delta}$	-0,8759/ -0,8550
t_J	-0,4347/ -0,4620	$s_{J\delta}$	-0,4015/ -0,5211
$t_{\delta\delta JJ}$	0,0747/ 0,0242	$s_{JJ\delta\delta\delta}$	-0,3453/ -0,3768
$t_{\delta JJ}$	-0,1026/ 0,0793	$s_{JJ\delta\delta\delta}$	0,4542/ 0,3626
t_{JJ}	-0,0162/ -0,0005	$s_{J\delta\delta\delta}$	0,0969/ 0,2376

5.3 Características de Manobras com Sistema Azimutal

As características da manobrabilidade de navios equipados com sistema propulsivo azimutal são diferentes das observadas em navios com sistema propulsivo convencional. Essas características são normalmente mensuradas através das capacidades de giro, de manutenção de rumo e de parada que a embarcação possui.

A capacidade de giro da embarcação é medida através do teste de curva de giro. Diversos estudos realizados, demonstram que embarcações com sistema propulsivo azimutal possuem performance muito melhor que as equipadas com sistemas convencionais, com lemes. Esta característica pode ser atrelada ao resultado das altas forças direcionais geradas pela deflexão dos azipods para um determinado ângulo e pela capacidade de giro em 360° que esses equipamentos possuem.

Toxopeus et al. (2002) apresentou em seu trabalho, uma comparação entre dois parâmetros da Curva de Giro, diâmetro da curva de giro e diâmetro táctico para os mesmos navios com azimutais e com propulsores e lemes convencionais (Figura 19). Na representação esquemática abaixo, a linha média é a situação em que as respostas para os dois tipos de sistema são iguais, sendo que o ângulo para o azipod e para o leme foi limitado em 35°, limitação padrão para deflexão de lemes.

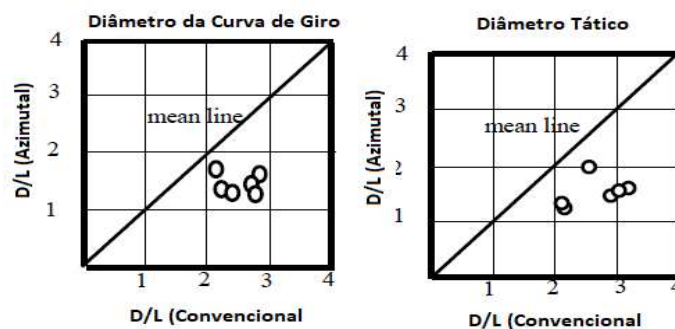


Figura 19: Parâmetros Curva de Giro Azimutais x Convencionais (adaptado de TOXOPEUS et al., 2002)

Analisando a comparação apresentada, é claramente observado que a performance em curvas de giro para embarcações com azimutais é muito melhor que a observada em navios com sistema propulsivo convencional. Como mencionado anteriormente, uma explicação para esse comportamento pode ser atribuída à capacidade de geração de forças em todas as direções que esses equipamentos possuem, além da capacidade de rotacionar

em ângulos ainda maiores fazendo que o navio possa girar até mesmo em torno do seu centro de gravidade.

Por sua vez, a capacidade de manutenção de rumo de uma embarcação é obtida através do teste de curva de zig zag e dos ângulos de overshoot obtidos. Diversos estudos demonstram que o sistema propulsivo com azimutais possui uma performance inferior quando comparado com embarcações equipadas com lemes. Uma explicação para essa condição pode ser atribuída à forma que a popa dessas embarcações possui para instalação dos propulsores azimutais. Comumente embarcações equipadas com azimutais, necessitam da instalação em suas popas, de estruturas conhecidas como skegs, dispostos na linha de centro do navio ou na frente a cada azipod, para assim possuírem uma estabilidade direcional mínima.

Toxopeus et al. (2002) demonstrou em seu estudo, que os ângulos de overshoot obtidos são na média maiores para sistemas propulsivos azimutais em comparação à sistemas convencionais (Figura 20).

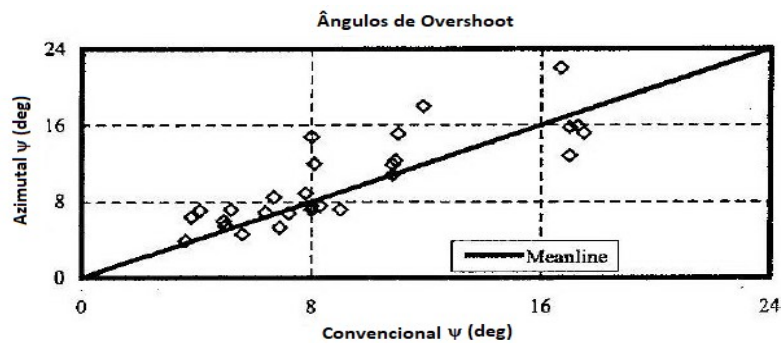


Figura 20: Parâmetros da Curva de Zig Zag Azimutais x Convencionais (adaptado de TOXOPEUS et al., 2002)

Essa manutenção de rumo para navios equipados com sistema azimutal, foi tema de diversas investigações. Os resultados demonstraram que modelos com um azipod eram dinamicamente instáveis para grandes ângulos e muito difíceis de controlar, modelos com dois azipods sem ou com pequenos skegs eram da mesma forma instáveis, porém para condições de ângulos de deflexão menores, já modelos com skegs maiores, as embarcações se comportavam de forma menos instáveis e apresentavam uma característica de manutenção de rumo considerada satisfatória.

6 Simulações e Resultados

6.1 Verificação das Potências dos Sistemas Propulsivos

O processo de substituição de um sistema propulsivo de um navio por outro é conhecido como repowering (remotorização), que é um processo de atualização ou modernização de um sistema propulsivo, que envolve a substituição dos motores, hélices, geradores e outros componentes do sistema. Essa mudança para um novo sistema de propulsão pode melhorar o desempenho do navio, aumentar a eficiência energética, reduzir os custos operacionais e melhorar a sustentabilidade ambiental. O processo de repowering é comumente utilizado em navios comerciais, mas também pode ser aplicado em navios militares e outras embarcações.

A fim de verificar a compatibilidade dos sistemas propulsivos, de forma que possa ser realizada posteriormente uma comparação da performance em movimentos de manobra, primeiramente foram checados os empuxos entregues pelos propulsores, convencionais e azimutais, na condição da embarcação se deslocando em linha reta com lemes e azimutais sem deflexão, ou seja $\delta=0$. Foram então calculados os empuxos disponíveis em cada sistema e posteriormente a potência entregue pelos pares de propulsores.

Em sistemas propulsivos convencionais, por exemplo, a energia gerada pelo motor, é transmitida pelo eixo ao hélice, e em seguida é convertida no empuxo necessário para propelar a embarcação. A Figura 21 mostra um esquema simplificado desse sistema de transmissão de potência.

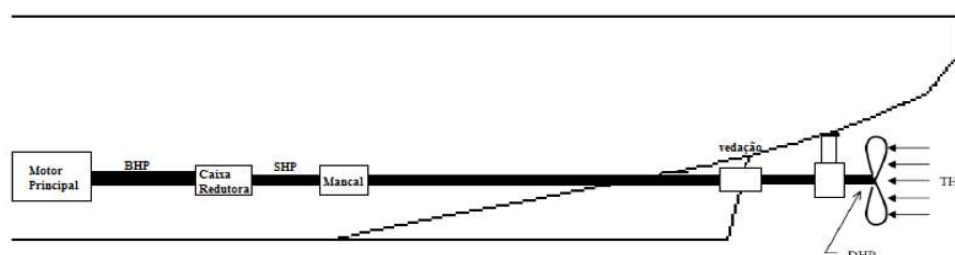


Figura 21: Sistema de transmissão de potências para Linha de Eixo.

O THP (Thrust Horse Power) representa a potência produzida pelo empuxo gerado no hélice. Essa potência é menor que a potência realmente entregue ao eixo (DHP), devido às ineficiências do processo de conversão do movimento rotacional do hélice em um empuxo axial. O hélice é o elemento menos eficiente no sistema de transmissão de potência.

A potência dos propulsores (THP) pode ser expressa pela relação entre o avanço do propulsor, através da velocidade de avanço da embarcação (V_a) e pelo empuxo entregue pelos propulsores (T_{disp}):

$$THP = T_{disp} \cdot V_a \quad [82]$$

- THP é a potência produzida pelo propulsor (kW); e
- T_{disp} é a empuxo disponível, desenvolvido pelo hélice (kN).
- V_a é a velocidade de avanço do propulsor em relação à água (m/s).

O empuxo disponível por sua vez pode ser obtido pela expressão [83]:

$$T_{disp} = K_T \rho N^2 D^4 \quad [83]$$

- K_T é o coeficiente de empuxo, obtido dos diagramas $K_T \times K_Q \times J$ do hélice;
- N é a rotação do propulsor (rps);
- D é o diâmetro do propulsor (m); e
- ρ é a massa específica da água (Kg/m³).

Por sua vez a presença do casco altera o fluxo de água que chega ao hélice. Esta água ao redor do propulsor terá uma velocidade relativa à do navio, denominada esteira, fazendo com que o hélice avance em relação à água a uma velocidade (V_a), geralmente menor do que a velocidade de serviço (V_{serv}) do navio, sendo dada pela expressão [84].

$$V_a = V_{serv} * (1 - w) \text{ e } J = \frac{V_a}{N D} \quad [84]$$

- w é o coeficiente de esteira; e
- J é o coeficiente de avanço.

Tendo em vista a diferença no sistema de transmissão de potência existentes entre os dois sistemas, serão calculadas apenas as potências geradas pelos hélices (THP), para a verificação da compatibilidade dos propulsores convencionais e azimutais.

Através das formulações apresentadas, foram calculadas as velocidades de avanço (V_a) e os seus respectivos coeficientes (J) [84], para cada sistema propulsivo. Como os propulsores dos dois sistemas possuem as mesmas condições de diâmetro e rotação e a velocidade de serviço da embarcação em avanço em linha reta é a mesma, os valores encontrados foram os mesmos para as duas condições de estudo.

Com os valores de coeficiente de avanço (J), foi possível obter os coeficientes de empuxo (K_T) de cada sistema para embarcação navegando em linha reta, através das regressões polinomiais representativas de cada propulsor, [85] e [86].

$$K_{T(Sistema\ Convencional)} = (k_0) + (k_1)J + (k_2)J^2 \quad [85]$$

$$K_{T(Sistema\ Azimutal)} = (K_{T0}) + (t_J)J + (t_{JJ})J^2 \quad [86]$$

Através da expressão [83] foi possível calcular os empuxos disponíveis em cada sistema propulsivo e através da expressão [82] as potências entregues pelos pares de propulsores (THP).

A Tabela 9 apresenta os valores de empuxo e potência calculados para cada sistema propulsivo bem como a diferença percentual observada entre os resultados encontrados, tanto para o sistema convencional com hélices acoplados em linhas de eixo, quanto para o sistema azimutal com hélices do tipo azipod.

Tabela 9: Comparações das Potências dos Sistemas Propulsivos.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL
Velocidade de Avanço (V_a -m/s)	9,7 m/s	9,7 m/s
Coeficiente de Avanço (J)	0,14	0,14
Coeficiente de Empuxo (K_T)	0,35	0,39
Empuxo Propulsores (T-kN)	13.503 kN	14.849 kN
Potência Propulsores (THP-kW)	130.859 kW	143.904 kW
Diferença entre as Potências dos Sistemas (THP): 10%		

Analisando os resultados encontrados e apresentados na Tabela 9 observamos que a diferença das potências entregues por cada conjunto de propulsores em cada sistema propulsivo encontra-se abaixo de 10%. Não há um valor aceitável fixo para o aumento de potência nominal em um processo de repowering, já que o valor aceitável dependerá das características do navio, do novo sistema de propulsão e dos requisitos de desempenho e segurança do proprietário ou operador da embarcação. Em geral, é importante que a potência do novo sistema de propulsão seja compatível com as dimensões, peso e outros sistemas do navio, e que o novo sistema atenda aos requisitos operacionais e regulatórios aplicáveis.

Além disso seria possível limitar a potência de um motor instalado em um navio através do uso de um controlador de potência. Esses controladores permitem que o operador do navio limite a potência do motor a um valor específico, geralmente expresso em porcentagem da potência máxima (BHP). Esses controladores de potência são comuns

em navios que operam em áreas sensíveis, como portos ou reservas naturais, onde é necessário limitar o ruído e as emissões do navio. Eles também podem ser usados para garantir que o motor esteja operando em uma faixa de desempenho ideal para reduzir o desgaste e prolongar a vida útil do motor.

Como serão adotados como premissas nesse estudo, que a alteração no sistema propulsivo não acarreta exigência de alterações de outros sistemas de bordo, não gera aumento do peso da embarcação e nem mudanças no centro de gravidade, o que poderia afetar a estabilidade e a capacidade de carga do navio, a substituição dos sistemas propulsivos com a alteração apresentada na potência entregue pelos propulsores, se torna exequível por não gerarem aumentos significativos do ponto de vista de desempenho em termos de velocidade e manobrabilidade.

6.2 Manobras Simuladas

A International Maritime Organization (IMO), estabelece limites para algumas manobras padrões adotados para avaliar diversos tipos de embarcações. Serão, portanto, descritas, as manobras básicas que foram adotadas neste trabalho tanto para verificação do simulador desenvolvido quanto para aferição do navio estudado, com os sistemas propulsivos propostos.

6.2.1 Curva de Giro

Esta manobra serve para testar a capacidade de giro do navio (Figura 22). Com o navio em determinada velocidade, o leme é acionado totalmente para um dos bordos e não é mais modificado. Desta forma, o navio executa uma curva de giro. O teste é feito tanto para bombordo quanto para boreste, percorrendo-se um ângulo mínimo igual a 540°. Quando a corrente é muito forte, o navio pode alcançar um ângulo bem maior, como 720°, para que possa ser aparente o efeito de corrente sobre a manobra.

A manobra apresenta três fases. Na primeira fase, o navio está apenas com velocidade longitudinal de avanço e a partir do momento que o leme é acionado, o navio começa a apresentar aceleração e velocidade de giro, e aceleração e velocidade lateral. Na segunda fase, ocorre a evolução das velocidades e acelerações, ou seja, é uma fase transiente. Na terceira fase, o navio já não possui mais as acelerações e todas as velocidades (longitudinal, lateral e angular) assim como o ângulo de deriva, estão constantes. Desta forma, pode-se dizer que o navio entrou em regime permanente. Alguns

dados que podemos extrair dessa manobra, sendo o aproamento do navio medido em relação ao aproamento inicial da manobra:

- O avanço do navio, que é a distância percorrida na direção do aproamento inicial, até uma mudança de aproamento de 90°;
- A transferência do navio, que é a distância percorrida perpendicularmente à direção do aproamento inicial, até uma mudança de aproamento de 90°;
- O diâmetro tático da curva que é a distância percorrida perpendicularmente à direção do aproamento inicial, até uma mudança de aproamento de 180°;
- O raio de giro da curva quando em regime constante; e
- A perda de velocidade e o ângulo de deriva da embarcação.

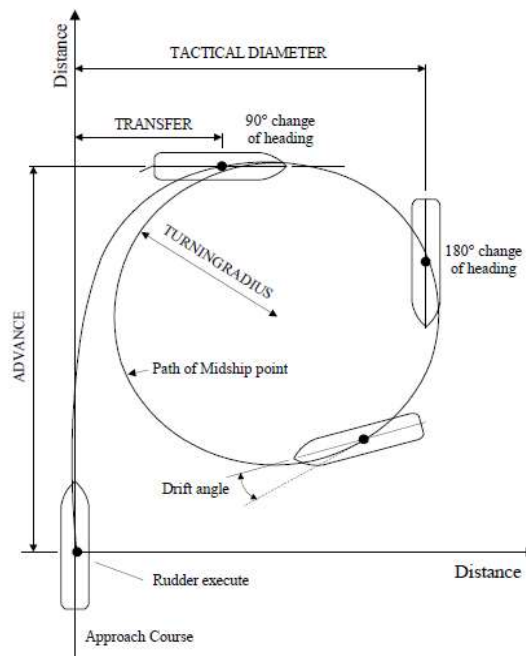


Figura 22: Curva de Giro (ABS, 2017).

6.2.2 Curva de Zig Zag

O teste de zig-zag é realizado para avaliar as habilidades de giro inicial e de guinada do navio (Figura 23). Com o navio em determinada velocidade, o leme é acionado por exemplo em 20° para bombordo (BB). A partir deste momento o navio começa a mudar seu aproamento para bombordo. Quando aproamento do navio atinge o valor de 20° BB, o leme então acionado e passa para 20° para boreste (BE). Por inércia o aproamento do navio continua a aumentar até atingir um aproamento máximo para bombordo, para então começar a retornar. Neste momento é anotada a diferença entre os

20° de leme e o aproamento máximo para BB e chamamos esse valor de primeiro ângulo de sobressinal (1° ângulo de overshoot).

O aproamento começa a reduzir, passa pelo valor zero e começa a aumentar para boreste. Assim, quando o aproamento do navio atinge 20° para BE, o leme é modificado novamente, e passa para 20° para BB. Por inércia o navio continua seu movimento até atingir um aproamento máximo para boreste. Neste momento anotamos a diferença entre os 20° de leme e o aproamento máximo de BE e chamamos de segundo ângulo de sobressinal (2° ângulo de overshoot). Normalmente a manobra se completa quando temos o primeiro e o segundo ângulos de overshoot. Porém este procedimento pode continuar para quantos ângulos forem desejados.

Além de medir os ângulos de overshoot, são anotados os tempos em que ocorre cada ângulo, e chamamos de 1° tempo de overshoot e 2° tempo de overshoot. O início desta manobra é utilizado para avaliar a Initial Turning Ability. O navio não deve percorrer uma distância maior que duas vezes e meia que o seu comprimento antes que o navio mude em 10° seu aproamento. Alguns dados que podem ser extraídos dessa manobra são:

- 1° e 2° ângulos de overshoot;
- 1° e 2° tempos de overshoot; e
- Distância percorrida até a mudança de aproamento de 10°.

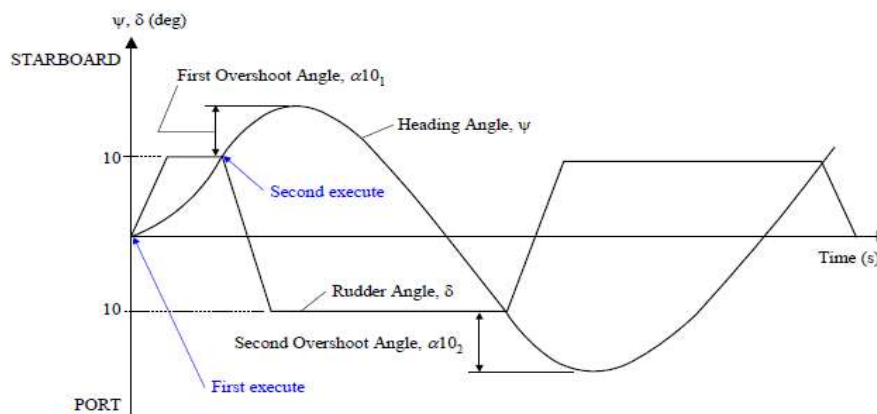


Figura 23: Curva de Zig Zag (ABS, 2017).

6.2.3 Curva Espiral

A manobra de espiral (Figura 24) tem como objetivo avaliar a estabilidade direcional da embarcação e sua capacidade de manutenção de curso. Nesse teste a rotação

dos propulsores é mantida fixa de forma que o navio navegue em linha reta com velocidade constante, sendo essa a rotação de toda a manobra.

Na espiral direta (Dieudonné), o leme é acionado em um determinado ângulo para um dos bordos e mantido até que a razão de giro se estabilize e mantenha-se constante durante pelo menos um minuto. Essa velocidade de yaw é então plotada em função do ângulo de leme estipulado. Em seguida o ângulo do leme é decrescido em 5° e mantido até que o navio alcance uma nova razão de giro constante. Este procedimento é repetido até que o leme tenha chegado até a mesma angulação inicial, porém no bordo oposto.

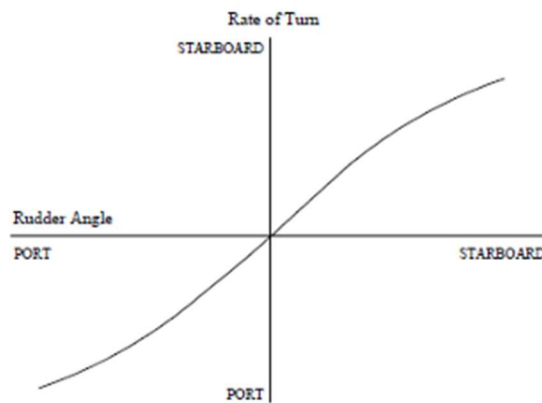


Figura 24: Teste Espiral (Ângulo Leme x Razão de Giro).

6.3 Verificação do Simulador

A verificação do simulador desenvolvido baseou-se na comparação entre os resultados apresentados em Sukas et al. (2019) e os obtidos nas simulações realizadas. Para tanto, foram realizados os testes de Curva de Giro e Zig Zag com a configuração original do modelo DTMB 5415 com dois lemes e dois propulsores, sistema convencional.

Os coeficientes hidrodinâmicos utilizados nas simulações, referentes aos módulos de casco, propulsores e lemes, foram os apresentados nas seções 4.1, 4.2 e 4.3 respectivamente. Para todas as simulações, foi utilizado o método Runge Kutta 4ª Ordem para integração no tempo, com o passo de 0,1 segundo.

Para todas as verificações realizadas, as diferenças entre os valores dos parâmetros encontrados no simulador desenvolvido e os apresentados na referência, foram calculados da seguinte forma:

$$\left(\frac{P_S - P}{P}\right) \cdot 100 \quad [87]$$

Sendo P_S o valor do parâmetro obtido no simulador desenvolvido e P o valor do mesmo parâmetro para o mesmo teste realizado em Sukas et al (2019).

6.3.1 Verificação Curva de Giro

Nesta simulação, o navio inicia o movimento de manobra na origem do sistema de coordenadas fixo no referencial inercial, com ângulo de aproamento nulo ($\psi=0$), com velocidade de avanço $U_0 = 10,45 \text{ m/s}$, e rotação constante do propulsor ($n_p = 11,4 \text{ rps}$). A deflexão do leme para curva de giro simulada foi de $\delta = -35^\circ$, assim como o realizado na referência (SUKAS et al., 2019). Dessa forma foi plotada a trajetória da Curva de Giro da embarcação ao longo do tempo assim como as comparações com o resultado obtido na referência, Figura 25.

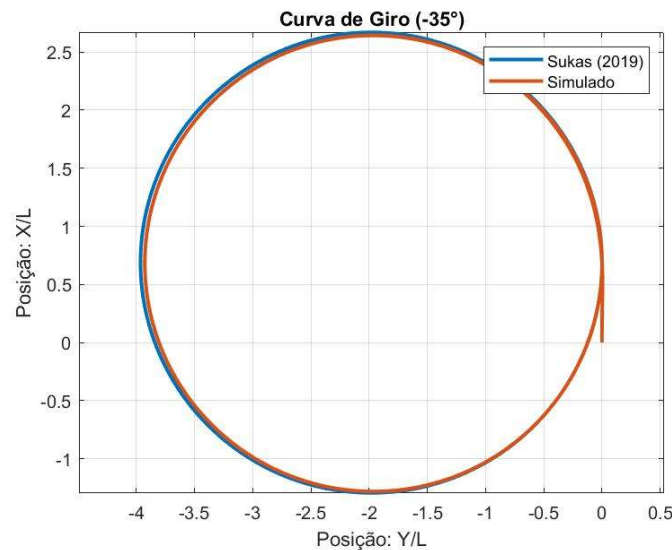


Figura 25: Verificação Curva de Giro (-35°).

Da Curva de Giro foram extraídos os principais parâmetros, diâmetro tático, avanço e transferência, e foi realizada a comparação com os valores obtidos em Sukas et al. (2019), conforme apresentado na Tabela 10.

Tabela 10: Verificação Curva de Giro (-35°).

PARÂMETROS	REFERÊNCIA	SIMULADO	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Tático	3,91 L	3,87 L	-0,9%
Avanço	2,67 L	2,63 L	-1,6 %
Transferência	1,78 L	1,74 L	-2,3 %

A simulação da curva de giro apresentou resultados na mesma ordem de grandeza que os obtidos em Sukas et al. (2019), demonstrando que a curva obtida representa bem a trajetória da embarcação estudada, possuindo uma diferença média de 1,6% nos

parâmetros principais, valor considerado aceitável em simulações numéricas deste tipo de fenômeno.

Foram ainda analisadas as velocidades de yaw (r) e de avanço (U) da embarcação ao longo do tempo durante a execução da curva de giro, a fim de compará-las com as apresentadas em Sukas et al (2019), conforme expostas nas Figura 26 e Figura 27.

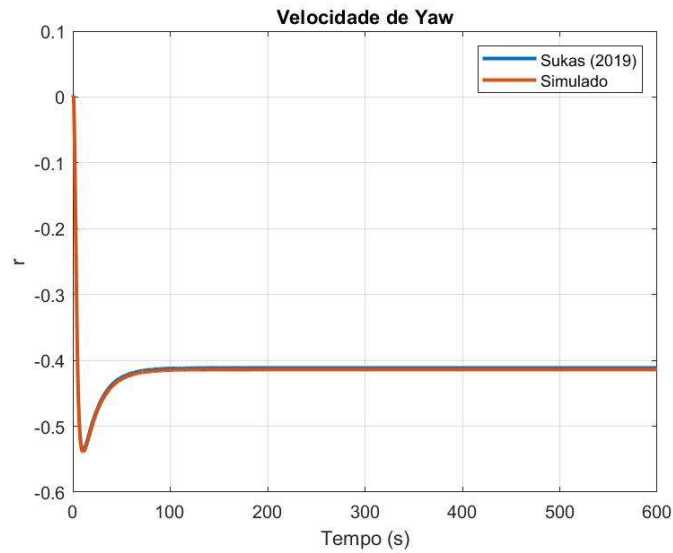


Figura 26: Verificação Velocidade de Yaw (r) - Curva de Giro (-35°).

Observa-se da Figura 26 que a velocidade de yaw obtida no simulador desenvolvido, se estabiliza no regime estacionário em $r' = 0.413$ enquanto em Sukas et al (2019) a estabilização acontece em $r' = 0.41$, tendo, uma diferença de apenas 0,7%.

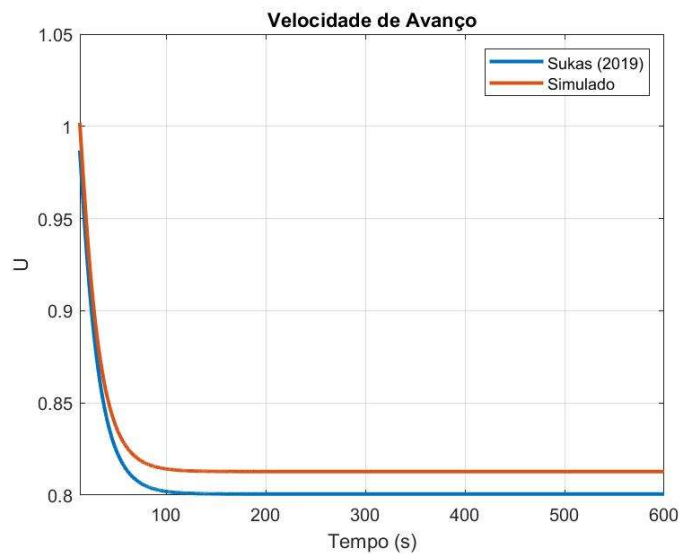


Figura 27: Verificação Velocidade de Avanço (U) – Curva de Giro (-35°).

Já analisando a Figura 27, verificamos que o módulo da velocidade de avanço parte da velocidade inicial de aproximação U'_0 , passando pelo regime transiente, estabilizando em $U' = 0,81$ no regime estacionário, enquanto em Sukas et al (2019) a velocidade se estabilize em $U' = 0,8$, tendo, portanto, uma diferença de apenas 1,6%.

A diminuição da velocidade durante a execução da manobra está condizente tendo em vista o aumento da força de arrasto gerado pelo ângulo de deriva (BERTRAM, 2012).

Além disso, a fim de analisar o comportamento da trajetória da curva de giro da embarcação, foi realizada uma análise de sensibilidade pelo método indireto, alterando o ângulo do leme (δ), simulando o modelo e verificando a variação do resultado. O objetivo desta análise é verificar se o simulador está representando adequadamente o comportamento da variação da trajetória de curva de giro para diminuição ou aumento da deflexão do leme. Foram variados os ângulos de leme (δ) de -10° até -35° com um intervalo de 5° entre eles, mantendo a velocidade inicial $U_0 = 10.45 \text{ m/s}$, Figura 28.

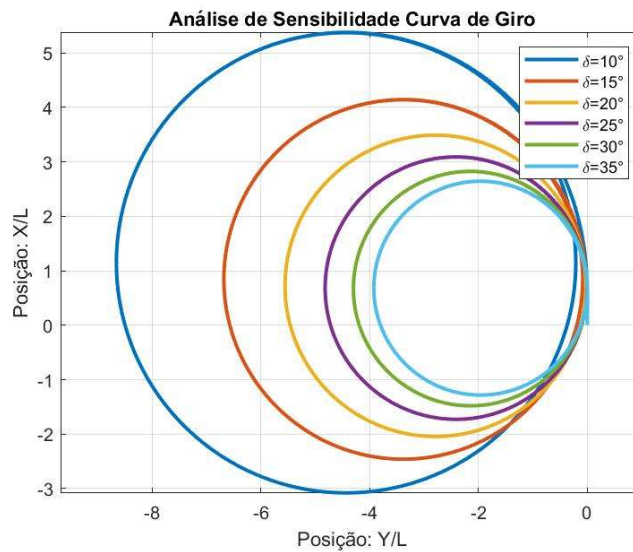


Figura 28: Sensibilidade da Curva de Giro – Variação do ângulo do leme (δ).

Analisando as trajetórias obtidas nas curvas de giro, diante da mudança dos ângulos impostos ao leme, verificamos que o simulador elaborado representa de forma adequada a diminuição dos parâmetros e consequentemente da trajetória da curva conforme aumentamos o ângulo de deflexão do leme.

6.3.2 Verificação Curva de Zig Zag

Para simulação da curva de Zig Zag, foram utilizados os dados do sistema propulsivo convencional, dois lemes e dois propulsores, e ângulos de leme e aproamento

de $-20^{\circ}/-20^{\circ}$, seguindo o mesmo que o realizado em Sukas et al. (2019). Na Figura 29 são plotados os resultados de ângulos de leme e aproamento em função do tempo.

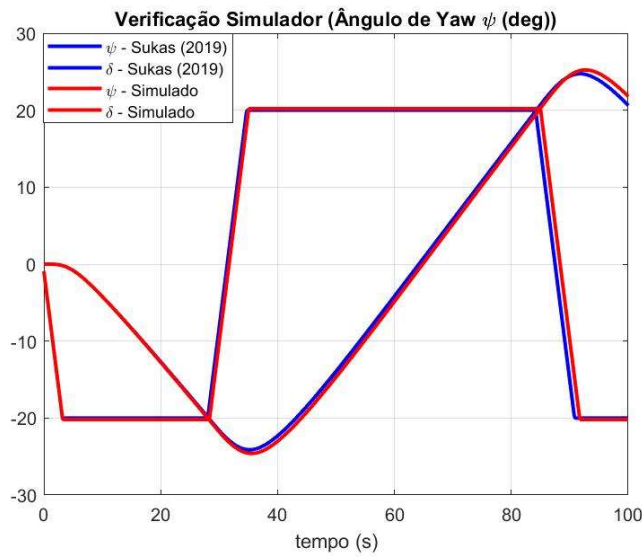


Figura 29: Verificação Curva de Zig Zag ($-20^{\circ}/-20^{\circ}$).

Da Curva de Zig Zag foram extraídos os principais parâmetros, ângulos de overshoot, e foi realizada a comparação com os valores obtidos em Sukas et al. (2019), conforme apresentado na Tabela 11.

Tabela 11: Verificação Curva de Zig Zag ($-20^{\circ}/-20^{\circ}$).

PARÂMETROS	REFERÊNCIA	SIMULADO	DIFERENÇA (%)
1° Ângulo de Overshoot	4,15°	4,11°	-1,0%
2° Ângulo de Overshoot	4,69°	4,73°	0,9 %

Do mesmo modo que a curva de giro, a simulação da curva de zig zag apresentou resultados na mesma ordem de grandeza que os expostos em Sukas et al. (2019). Observa-se que tanto o primeiro quanto o segundo ângulo de overshoot simulados possuem valores próximos dos obtidos na referência, evidenciando que a curva obtida representa bem a trajetória da embarcação estudada. Os valores encontrados possuem uma diferença média de menos de 1%, valor considerado aceitável em simulações numéricas deste tipo de fenômeno.

Foi plotada ainda a trajetória da embarcação durante o teste de zig zag a fim de comparar com a trajetória obtida em Sukas et al. (2019), Figura 30.

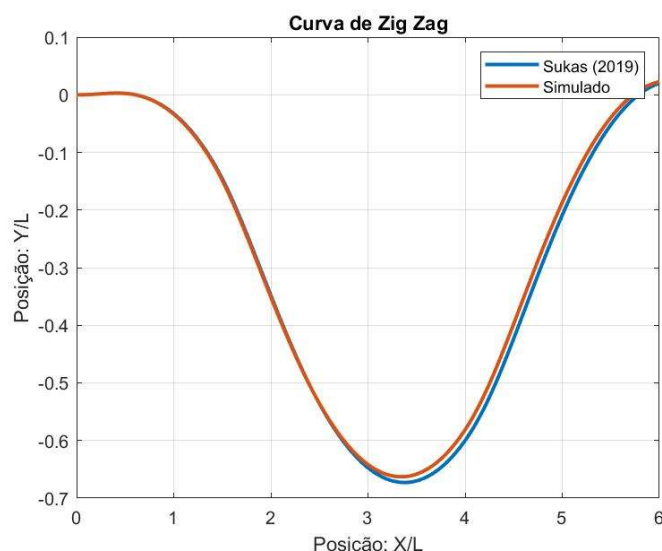


Figura 30: Verificação Trajetória– Curva de Zig Zag (-20°/-20°).

Analisando a Figura 30 da trajetória do navio ao longo do teste de zig zag, verifica-se uma pequena defasagem após a primeira mudança de aproamento em função do primeiro ângulo de overshoot obtido no simulador ter sido um pouco menor que o obtido em Sukas et al. (2019), fazendo com que o aproamento máximo ocorra um pouco antes. Os valores das componentes x e y da trajetória de zig zag estão defasadas menos de 1%, valor considerado aceitável para esse tipo de simulação numérica.

Do mesmo modo que o realizado na Curva de Giro, foi realizada a análise de sensibilidade da Curva de Zig Zag, mediante a alteração do ângulo do leme (δ), com o objetivo de verificar se o simulador está representando adequadamente o comportamento da variação da trajetória de curva para diminuição ou aumento da deflexão do leme. Foram variados os ângulos de leme (δ) de -10° até -30° com um intervalo de 10° entre eles, mantendo a velocidade inicial $U_0 = 10.45 \text{ m/s}$, Figura 31.

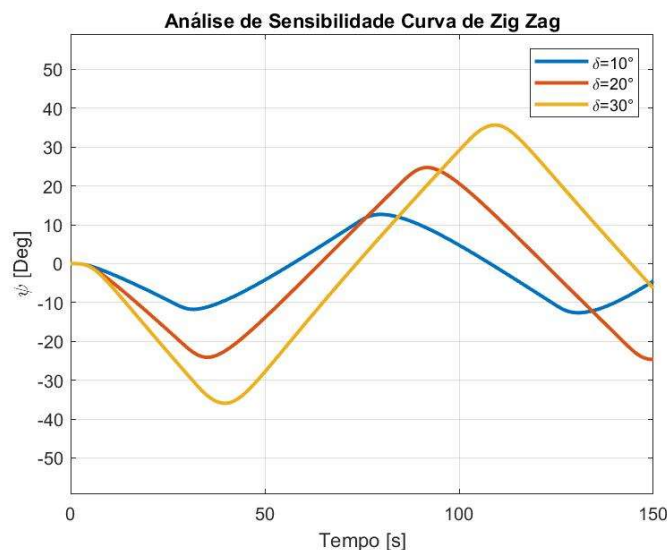


Figura 31: Sensibilidade da Curva de Zig Zag –Variação do ângulo do leme (δ).

Analisando as trajetórias obtidas nas curvas de zig zag, diante da mudança dos ângulos impostos ao leme, verificamos que o simulador elaborado representa de forma adequada a mudança de aproamento da embarcação ao longo do tempo, com aumento dos ângulos de overshoot conforme aumentamos os ângulos de deflexão do leme.

6.4 Simulações em Águas Profundas

Realizada a verificação do simulador desenvolvido e constatada sua boa representação do casco em estudo nas manobras estudadas, pode-se então partir para a apresentação dos resultados e das comparações relativas às simulações realizadas com os dois sistemas propulsivos propostos neste trabalho, sistema convencional com dois lemes e dois propulsores e sistema azimuthal com dois azimuthais.

As simulações foram realizadas utilizando os dados e os coeficientes hidrodinâmicos de casco, propulsores, lemes e azimuthais apresentados nas seções 4.1, 4.2, 4.3 e 5.1 respectivamente.

Para as duas configurações de sistema propulsivo, os dados e as derivadas hidrodinâmicas referentes ao casco foram mantidos iguais, navio DTMB 5415, Sukas et al. (2019). A alteração realizada foi na substituição dos módulos referentes aos propulsores e lemes utilizados no sistema convencional pelo módulo referente aos azimuthais, para o sistema azimuthal.

Para a configuração com sistema propulsivo azimuthal foi considerado como modo operacional o de manobrabilidade em cruzeiro, onde os dois azipods são defletidos com

o mesmo ângulo, com uma limitação de angulação de até 35° , para ser possível realizar a comparação com navios equipados com dois lemes em sistemas propulsivos convencionais. Por esta razão, não foram consideradas perdas de eficiência nos propulsores devido à interação entre os azimutais, fato que ocorre quando as deflexões dos azimutais está na faixa entre 60° e 120° (AZIPILOT, 2011). Os modos operacionais do sistema azimutal são apresentados no Apêndice E.

A deflexão do leme é geralmente limitada a 35° porque, acima desse ângulo, o leme pode perder eficiência em sua função de controlar a direção do navio. Quando um leme é girado em um ângulo maior do que 35° , ele cria uma resistência significativa à água, que pode resultar em uma redução na velocidade e manobrabilidade do navio. Além disso, a deflexão excessiva do leme pode colocar uma tensão adicional no sistema de direção do navio, incluindo o leme em si e seus mecanismos de acionamento. Isso pode levar a falhas no sistema e potencialmente resultar em perda de controle do navio.

6.4.1 Simulação Curva de Giro

Primeiramente, assim como realizado com o sistema convencional, foi analisado o comportamento da trajetória da curva de giro da embarcação com a inserção do sistema propulsivo azimutal no simulador. Para tanto foi feita uma variação nos ângulos impostos aos azipods (δ), simulando o modelo e verificando a variação do resultado. Foram variados os ângulos (δ) de -10° até -35° com um intervalo de 5° entre eles, mantendo a velocidade inicial $U_0 = 10.45 \text{ m/s}$, Figura 32.

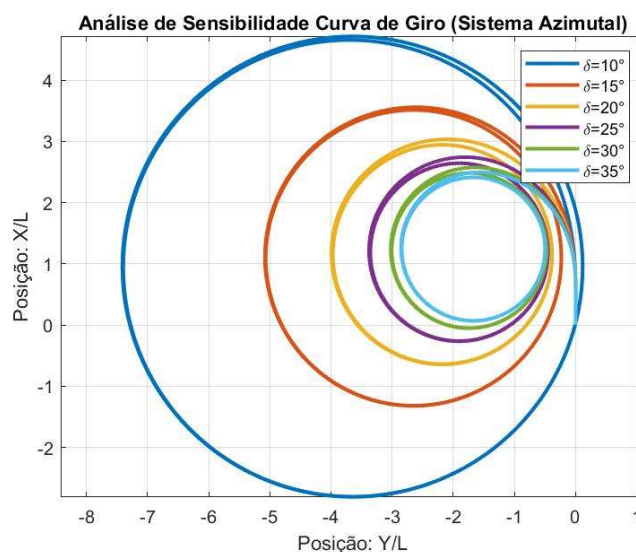


Figura 32: Sensibilidade da Curva de Giro – Variação do ângulo do azimutal (δ).

Assim como observado com o sistema convencional, as trajetórias obtidas da curva de giro para embarcação com sistema azimutal, também possuem a mesma característica de diminuição de seus parâmetros conforme aumentamos os ângulos impostos aos azipods.

Após a verificação do comportamento da curva de giro com a inserção do sistema propulsivo azimutal no simulador, pode-se realizar a simulação da Curva de Giro, a fim de comparar a trajetória da mesma embarcação com os dois sistemas propulsivos diferentes. A Figura 33, apresenta as Curvas de Giro obtidas, em azul para o sistema com dois lemes e dois propulsores e em vermelho para o sistema com dois azimutais.

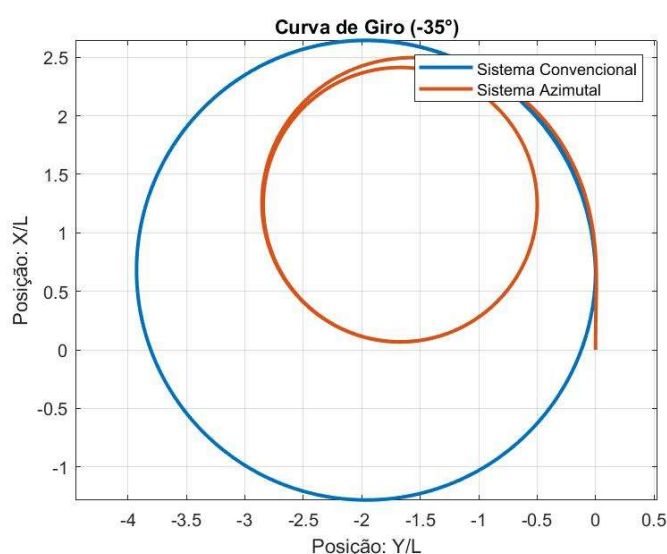


Figura 33: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.

Das Curvas de Giro apresentadas, foram extraídos os principais parâmetros, diâmetro táctico, avanço e transferência, e foram realizadas as comparações entre os valores obtidos em cada sistema, Tabela 12.

Tabela 12: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Táctico	3,87 L	2,61 L	48%
Avanço	2,63 L	2,39 L	10%
Transferência	1,74 L	1,03 L	69%

Analisando a Tabela 12, pode-se observar que há uma diminuição elevada em todos os parâmetros da Curva de Giro quando são utilizados propulsores azimutais, demonstrando a eficiência desse sistema nesse tipo de manobra.

Na trajetória plotada na Figura 33 podemos observar que o sistema azimuthal, curva em vermelho, apresenta um regime transiente perceptível tornando-se constante posteriormente, sendo que a embarcação alcança a distância de transferência e de avanço, ou seja mudança de aproamento em 90°, ainda na fase transiente da trajetória, o que explica os baixos valores desses parâmetros. Para o sistema convencional, curva em azul, verifica-se que em pouco tempo a trajetória já entra em regime constante, com um raio de giro constante.

De modo a analisar mais detalhadamente o comportamento da embarcação em sua trajetória, foram plotados os principais parâmetros ao longo do tempo para as curvas de giro em estudo, com ângulos de leme e azipod iguais a $\delta = -35^\circ$.

Na Figura 34, são apresentados os ângulos de deriva (β) em graus, ao longo do tempo, para as duas configurações de sistema propulsivo, sendo curva azul sistema convencional e curva vermelha sistema azimuthal.

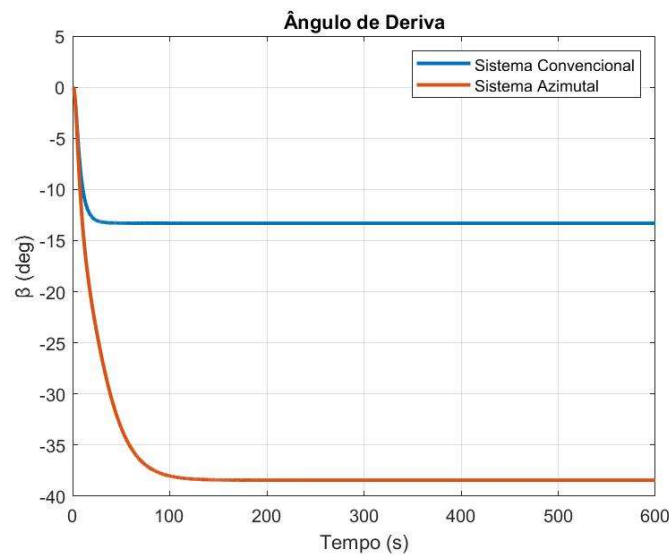


Figura 34: Ângulo de Deriva (β) – Convencional x Azimutal.

O ângulo de deriva é similar ao ângulo de ataque em teoria de asas, e é ele o responsável por fazer o navio realizar a Curva de Giro. De acordo com o ITTC, o ângulo de deriva é o ângulo horizontal entre a direção instantânea do movimento do centro de gravidade de um navio e seu eixo longitudinal. O Apêndice F apresenta uma explicação mais detalhada sobre a teoria relacionada ao ângulo de deriva.

Como observamos na Figura 34, o ângulo de deriva do sistema propulsivo convencional, passado o período transiente, se estabiliza em -13° enquanto no sistema

azimutal a estabilização ocorre em -38° . Esse aumento no módulo do ângulo de deriva gera um aumento na força de sustentação, fazendo com que o navio execute a curva de giro mais rapidamente, diminuindo significativamente os parâmetros relativos a essa curva.

Além disso o regime estacionário do ângulo de deriva, seção constante dos gráficos, que representa a mudança de aproamento com a embarcação descrevendo um movimento circular de raio constante, corrobora com a trajetória obtida na Figura 33 onde o sistema convencional entra em regime constante de forma mais rápida que o sistema azimutal.

Esse alto valor no ângulo de deriva para o caso do navio com sistema propulsivo azimutal poderia suscitar a dúvida quanto ao surgimento do efeito de “stall”, que ocorre quando a asa atinge um ângulo de ataque muito alto, além de um limite crítico, reduzindo a sustentação e aumentando o arrasto, o que poderia levar a uma perda de controle durante a manobra.

No entanto em embarcações com propulsão azimutal o limite do ângulo de deriva em que esses navios podem operar sem sofrer uma perda significativa de estabilidade é determinado por vários fatores, incluindo a velocidade do navio, o tamanho e o tipo da embarcação, as condições ambientais e a habilidade do capitão, não existindo um valor padrão de limite de ângulo de deriva para todos os navios com propulsão azimutal. O limite de ângulo de deriva portanto pode variar de acordo com cada tipo de navio, podendo ser influenciado pelo tamanho, peso, tipo de casco, tamanho e número de hélices, entre outros fatores.

Normalmente, os fabricantes de navios estabelecem limites de operação seguros para suas embarcações, incluindo o limite de ângulo de deriva. Esses limites são baseados em testes realizados em condições controladas e são apresentados no manual do proprietário ou no manual de operação da embarcação.

Em geral, os navios com propulsão azimutal são projetados para ter um alto desempenho em manobras de alta agilidade, incluindo curvas fechadas. No entanto, o limite de ângulo de deriva deve ser determinado pelo fabricante e seguido pelo capitão para garantir a segurança da operação. Além disso, a habilidade e a experiência dos comandantes das embarcações também são fatores importantes para determinação dos limites de operação seguros para cada embarcação.

Diante do exposto, não foram consideradas nas análises realizadas nesse estudo, o efeito de perda de sustentação (efeito de stall) devido ao aumento do ângulo de deriva nas simulações da embarcação equipada com sistema propulsivo azimuthal, ficando como um possível tema de estudos futuros.

Na Figura 35 são apresentadas as perdas nos módulos das velocidades de avanço da embarcação (U) em metros por segundos, para cada configuração de sistema propulsivo, sendo a curva azul sistema convencional e curva vermelha sistema azimuthal.

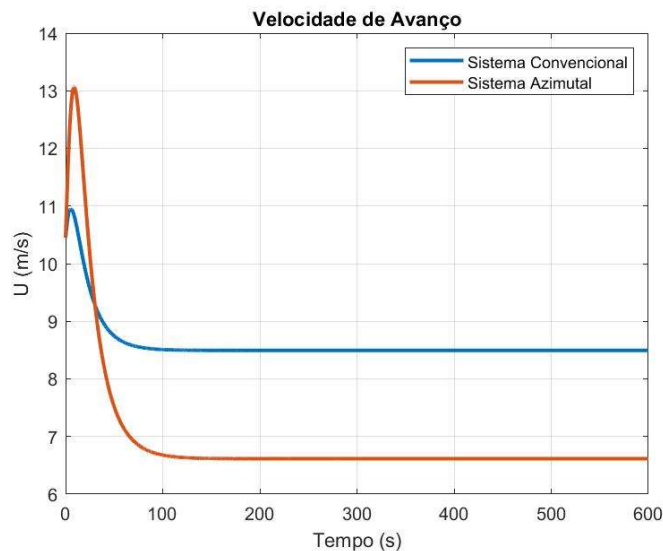


Figura 35: Velocidade de avanço (U) – Convencional x Azimutal.

Analisando a Figura 35, verificamos que o módulo da velocidade de avanço, passado a fase transiente, se estabiliza para o sistema propulsivo convencional em uma velocidade igual a 8,49m/s enquanto o sistema propulsivo azimuthal a velocidade se estabiliza em 6,6m/s. Essa diminuição da velocidade na fase constante da Curva de Giro é consequência do aumento do ângulo de deriva (β) com a utilização do sistema propulsivo azimuthal gerando com isso um aumento na força de arrasto do casco, diminuindo assim a velocidade de avanço (U).

Na Figura 36 são apresentadas as velocidades angulares de Yaw (r) em graus por segundos, para cada configuração de sistema propulsivo, sendo a curva azul o sistema convencional e curva vermelha o sistema azimuthal.

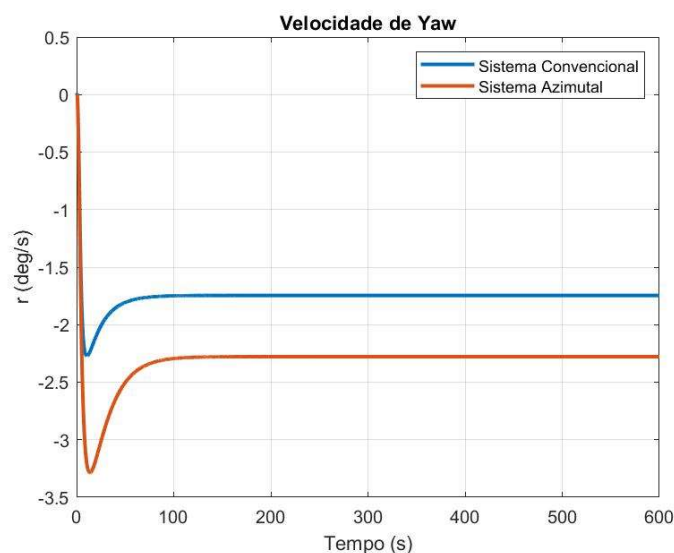


Figura 36: Velocidade de Yaw (r) – Convencional x Azimutal.

Analisando a Figura 36, percebemos que passada a fase transiente da curva, a velocidade angular de yaw (r) se estabiliza no regime estacionário, para o sistema convencional, em $1.74^\circ/\text{s}$ enquanto no sistema azimutal a estabilização ocorre em $2.27^\circ/\text{s}$. Uma vez que a velocidade de yaw é proporcional a variação do aproamento ao longo tempo, esse aumento no módulo da velocidade de yaw (r) no sistema azimutal em comparação com o sistema convencional, se justifica porque com esse sistema a embarcação percorre uma trajetória de curva de giro menor, gerada por uma variação mais rápida de aproamento do navio e por um maior ângulo de deriva.

Dentre algumas explicações para melhora de performance na curva de giro, podemos citar que o sistema propulsivo azimutal tem a capacidade de direcionar o empuxo em qualquer direção, o que pode permitir que a embarcação execute curvas com diâmetros menores com mais facilidade. O sistema convencional direciona o empuxo em uma única direção, o que pode limitar a capacidade da embarcação de executar curvas menores.

O sistema propulsivo azimutal permite um controle mais preciso da embarcação durante as curvas de giro. Isso ocorre porque o sistema propulsivo azimutal permite que o operador ajuste o ângulo de direção dos hélices individualmente para controlar a direção e a velocidade da embarcação já o sistema convencional não oferece esse nível de controle preciso.

Além disso o sistema azimutal possui uma velocidade de resposta mais rápida em relação ao sistema convencional, permitindo que a embarcação tenha uma resposta

melhor em relação as mudanças na direção e velocidade. Isso é importante em curvas de giro, onde a rapidez de resposta é crítica para manter a estabilidade e o controle da embarcação.

6.4.2 Simulação Curva de Zig Zag

Do mesmo modo, foi realizada a análise de sensibilidade da Curva de Zig Zag, para o caso da embarcação com sistema azimutal, mediante a alteração do ângulo do azipod (δ), com o objetivo de verificar se o simulador está representando adequadamente o comportamento da variação da trajetória da curva. Foram variados os ângulos dos azimutais (δ) de -10° até -30° com um intervalo de 10° entre eles, mantendo a velocidade inicial $U_0 = 10.45 \text{ m/s}$, Figura 37.

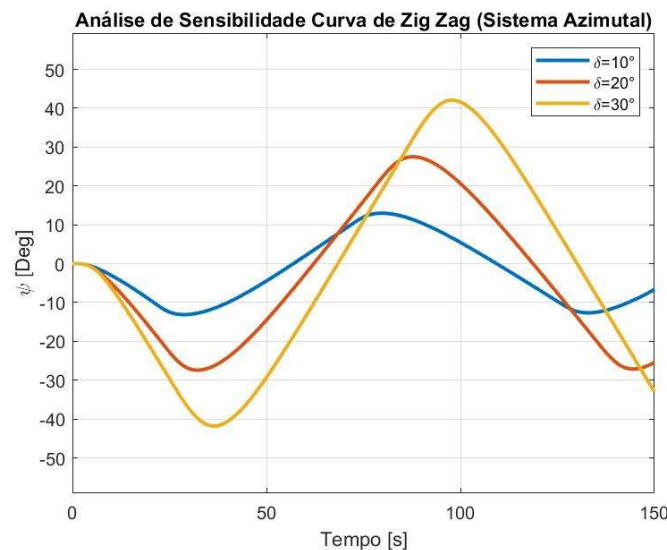


Figura 37: Sensibilidade da Curva de Zig Zag –Variação do ângulo do azimutal (δ).

Assim como observado no sistema convencional, as trajetórias obtidas da curva de zig zag para embarcação com sistema azimutal, também possuem a mesma característica de mudança de aproamento da embarcação ao longo do tempo, com o aumento dos ângulos de overshoot conforme aumentamos os ângulos de deflexão do azimutais.

Em seguida, foram realizadas simulações da mesma embarcação para curva de Zig Zag, a fim de verificar o comportamento dos dois sistemas propulsivos nesse tipo de trajetória. A Figura 38, apresenta as curvas de Zig Zag para cada sistema propulsivo, sendo do lado esquerdo o Sistema Convencional e do lado direito o Sistema Azimutal.

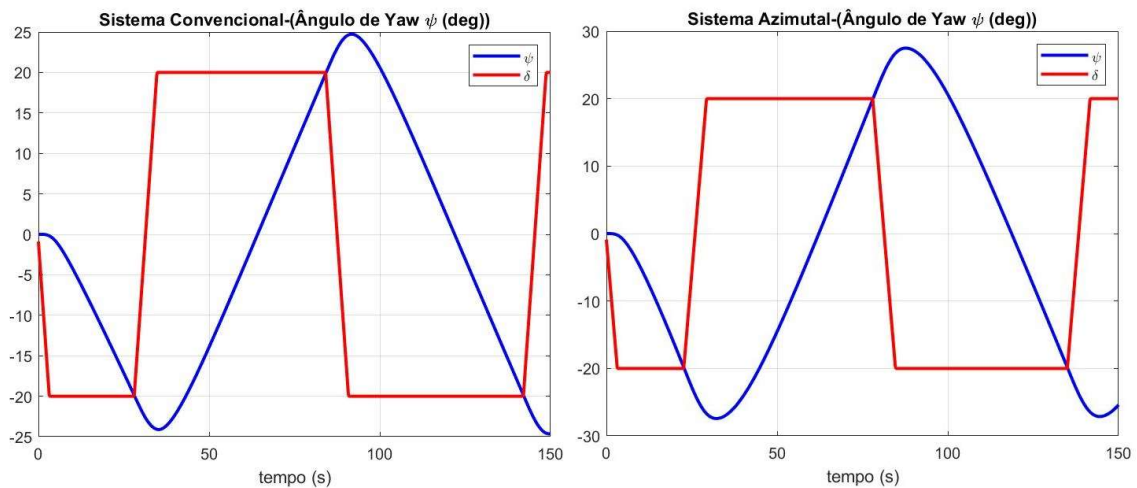


Figura 38: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

Das Curvas de Zig Zag apresentadas, foram extraídos os principais parâmetros, ângulos e tempos de overshoot, e foram realizadas as comparações entre os valores obtidos em cada sistema, Tabela 13 .

Tabela 13: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
1º Ângulo de Overshoot	4,11°	7,40°	-44%
Tempo 1º Overshoot	35,2 s	32,3 s	9%
2º Ângulo de Overshoot	4,73°	7,49°	-37%
Tempo 2º Overshoot	91,8 s	87,7 s	5%

Analisando os dados apresentados na Tabela 13, verificamos que os tempos de inversão de aproamento da embarcação, ocorrem ligeiramente antes no sistema azimuthal, sendo a maior diferença na primeira inversão, onde a mudança ocorre cerca de três segundos antes no sistema azimuthal em comparação com o convencional.

Porém a maior diferença observada foi nos ângulos de overshoot obtidos para os dois sistemas propulsivos. O sistema convencional apresentou desempenho muito melhor, uma vez que os ângulos de aproamentos máximos obtidos pelo navio após inversão do leme, ângulos de overshoot, foram na média cerca de 40% menores que os obtidos com o sistema azimuthal.

Foi plotada ainda a trajetória da embarcação durante a manobra de zig zag, Figura 39, a fim de comparar as curvas obtidas para cada sistema propulsivo. Em azul a trajetória do sistema convencional e em vermelho a trajetória do sistema azimuthal.

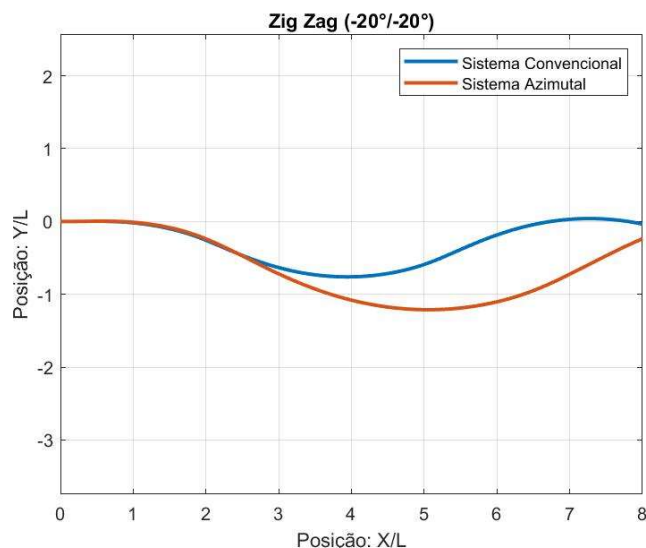


Figura 39: Comparação Trajetória - Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

Analisando a trajetória do navio ao longo do teste de zig zag, verifica-se uma defasagem entre as curvas obtidas, sendo que o sistema propulsivo azimutal apresenta uma trajetória amplificada tanto longitudinalmente quanto transversalmente, gerada pelo fato dos ângulos de aproamento máximo observados na manobra serem maiores que os obtidos no sistema convencional.

6.4.5 Simulação Curva Espiral

Para as simulações realizadas, tanto para o caso com sistema propulsivo convencional, com lemes, quanto para o sistema azimutal, com azipods, o primeiro ângulo estipulado foi de -35° , que corresponde ao leme ou azipod sendo acionado para bombordo em seu ângulo máximo. A rotação foi mantida em 11,4 rps correspondente a velocidade de aproximação de 10,45 m/s. Foi feito então uma varredura de $\delta = -35^\circ$ até $+35^\circ$, plotando todas as velocidades de yaw estabilizadas em cada caso para ambos os sistemas propulsivos. Em azul no lado esquerdo da Figura 40 é apresentada a curva espiral para o sistema convencional enquanto no lado direito em vermelho é apresentada a curva para o caso com sistema azimutal.

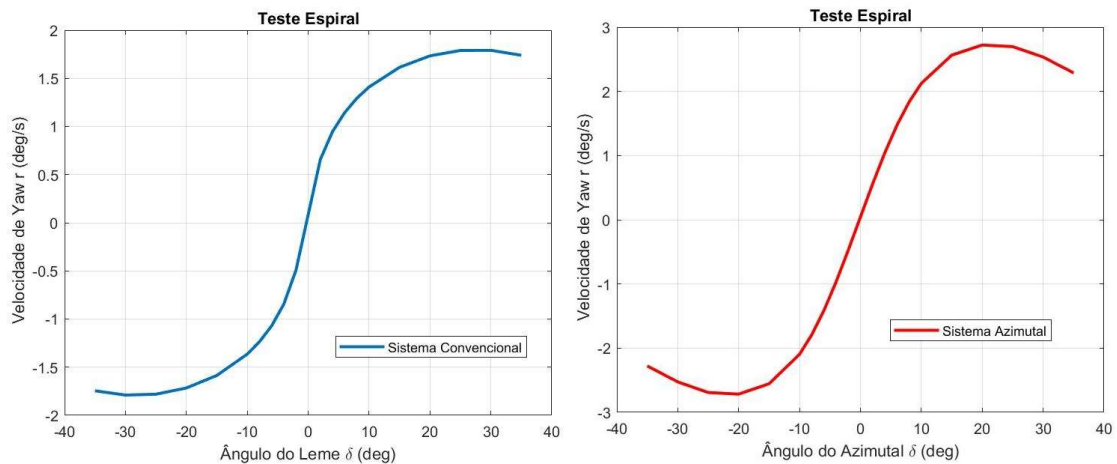


Figura 40: Teste Espiral (-35°/+35°) – Convencional x Azimutal.

Analisando as curvas apresentadas verificamos que o navio é estável direcionalmente tanto com sistema convencional quanto com sistema azimutal, porém para as mesmas angulações, o sistema azimutal possui velocidades angulares de yaw maiores que o sistema convencional, corroborando com a menor curva de giro apresentada por esse sistema.

6.4.6 Critérios da IMO

Os procedimentos para realização dos testes padrões de manobra preconizados na International Maritime Organization (IMO), são baseados na capacidade de manobrabilidade de embarcações equipadas com sistemas propulsivos convencionais com propulsores e lemes, não abrangendo embarcações equipadas com sistemas propulsivos alternativos, como é o caso dos navios com sistema azimutal. A IMO tem ciência desta questão e recomenda que para navios com sistemas propulsivos e de governo não convencionais sejam realizados os mesmos testes com os mesmos parâmetros previstos na norma para embarcações com sistemas convencionais com lemes (REICHEL, 2020).

Conforme apresentado no item 5.2, experimentos com navios similares equipados com sistemas propulsivos diferentes demonstram a significativa mudança de performance entre as embarcações, tendo o navio com azimutais uma performance muito melhor na execução da curva de giro por exemplo. Além disso diversos estudos comprovam que os critérios de manobra de curva de giro preconizados na IMO podem ser satisfeitos com angulações muito menores para propulsores azimutais.

O fato de sistemas propulsivos azimutais atenderem aos critérios com deflexões menores que os previstos na norma para embarcações com lemes, tem como consequência o fato de que com menores angulações haveria uma minimização no risco de altos esforços dentro dos azimutais, especialmente durante a primeira fase da curva de giro em que as forças nos propulsores azimutais podem ser duas vezes maiores que na fase estacionária, o que poderia evitar falhas e avarias nos equipamentos.

Com isso em mente, primeiramente foram realizadas checagens dos critérios de manobra estabelecidos pela IMO, para as curvas de giro e zig zag, tanto para a condição do navio com sistema convencional quanto para a condição com sistema azimutal.

O teste de zig zag avalia a capacidade de mudança de curso da embarcação, e os seguintes critérios são adotados (Tabela 14):

Tabela 14: Critérios da IMO - Curva de Zig Zag

TESTE REALIZADO	PARÂMETRO	CRITÉRIO IMO
20°/20° Zig Zag	1° ângulo de overshoot	$\alpha 20_1 \leq 25^\circ$
10°/10° Zig Zag	1° ângulo de overshoot	$\alpha 10_1 \leq f_{101}(L/V)$
10°/10° Zig Zag	2° ângulo de overshoot	$\alpha 10_2 \leq f_{102}(L/V)$

Sendo que:

$$f_{101}(L/V) = \left\{ \begin{array}{l} 10^\circ, \text{ se } L/V \leq 10 \text{ seg.} \\ 5 + 0.5(L/V), \text{ se } 10 \text{ seg.} < L/V < 30 \text{ seg.} \\ 20^\circ, \text{ se } L/V \geq 30 \text{ seg.} \end{array} \right\} = 11,8^\circ \quad [88]$$

$$f_{102}(L/V) = \left\{ \begin{array}{l} 25^\circ, \text{ se } L/V \leq 10 \text{ seg.} \\ 17.5 + 0.75(L/V), \text{ se } 10 \text{ seg.} < L/V < 30 \text{ seg.} \\ 40^\circ, \text{ se } L/V \geq 30 \text{ seg.} \end{array} \right\} = 27,7^\circ \quad [89]$$

- f_{101} é o limite do primeiro ângulo de overshoot para o teste 10°/10° Zig Zag;
- f_{102} é o limite do segundo ângulo de overshoot para o teste 10°/10° Zig Zag;
- L é o comprimento da embarcação; e
- V é a velocidade.

As Tabela 15 e Tabela 16 abaixo apresentam os resultados do teste de zig zag para primeira guinada para boreste e para primeira guinada para bombordo, respectivamente, tanto para o sistema convencional quanto para o sistema azimutal.

Tabela 15: Avaliação da Curva de Zig Zag (Primeira Guinada Bombordo).

ÂNGULO	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	CRITÉRIO
-20°/ 1°AO	4,1°	7,4°	25°
-10°/ 1° AO	1,7°	3,1°	11,8°
-10°/ 2° AO	2,7°	2,9°	27,7°

Tabela 16: Avaliação da Curva de Zig Zag (Primeira Guinada Boreste).

ÂNGULO	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	CRITÉRIO
+20°/ 1°AO	4,4°	7,6°	25°
+10°/ 1° AO	1,9°	3,2°	11,8°
+10°/ 2° AO	2,4°	2,8°	27,7°

Verificando os valores obtidos, tanto para embarcação com sistema propulsivo convencional quanto para embarcação com sistema propulsivo azimutal todos os critérios da IMO para o teste de zig zag foram atendidos.

No teste de curva de giro, a capacidade de giro da embarcação é avaliada de acordo com os critérios apresentados na Tabela 17:

Tabela 17: Critérios da IMO - Curva de Giro

TESTE REALIZADO	PARÂMETRO	CRITÉRIO IMO
35° Curva de Giro	Diâmetro Tático	$DT \leq 5,0L$
35° Curva de Giro	Avanço	$AV \leq 4,5L$

As Tabela 18 e Tabela 19 apresentam os valores de diâmetro tático e avanço para as curvas de giro com ângulos de $\delta=-35^\circ$ (bombordo), e $\delta=+35^\circ$ (boreste) para os dois sistemas propulsivos.

Tabela 18: Avaliação da Curva de Giro (-35°/ Bombordo).

PARÂMETRO	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	CRITÉRIO
Diâmetro Tático	3,87L	2,61L	5,0L
Avanço	2,63L	2,39L	4,5L

Tabela 19: Avaliação da Curva de Giro (+35°/ Boreste).

PARÂMETRO	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	CRITÉRIO
Diâmetro Tático	3,82L	2,61L	5L
Avanço	2,59L	2,38L	4,5L

Assim como para o teste de zig zag, a curva de giro tanto para o sistema convencional como para o sistema azimutal apresentou seus parâmetros dentro do limite estabelecido pela IMO.

Após a verificação do atendimento dos limites máximos dos critérios estabelecidos pela IMO, para ambos os sistemas, podemos analisar melhor o sistema não convencional em relação aos ângulos que podem ser impostos aos propulsores azimutais de forma que ele ainda atenda aos critérios estabelecidos pela norma. Para tanto serão analisados os critérios para curva de giro.

A Figura 41 e a Tabela 20, mostram o menor valor que pode ser dado de deflexão no propulsor azimutal de forma que o valor crítico de avanço da curva de giro ainda continue satisfazendo o limite preconizado pela IMO (4,5L). Para esses ângulos, os correspondentes valores de diâmetro tático foram também apresentados e marcados nos gráficos.

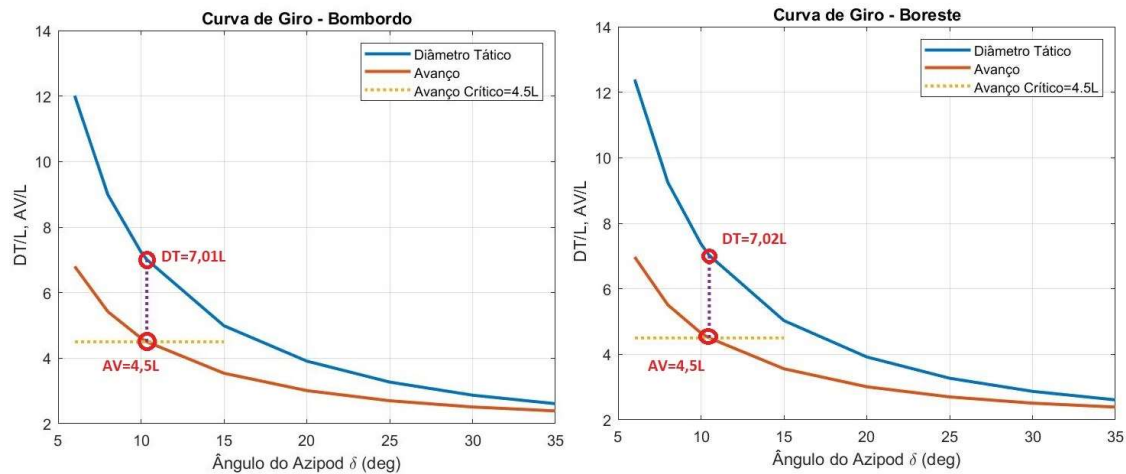


Figura 41: Diâmetro Tático Curva de Giro Azimutais Critério de Avanço da IMO (4,5L).

Tabela 20: Valores Diâmetro Tático Critério de Avanço da IMO (Giro Azimutais).

DIREÇÃO DA CURVA	ÂNGULO AZIPOD	DIÂMETRO TÁTICO [DT/L]	AVANÇO [AV/L]
Bombordo	10°	7,01L	4,5L
Boreste	10°	7,02L	4,5L

Analisando os valores apresentados na Tabela 20, verificamos os menores ângulos de deflexão impostos aos azimutais, cerca de 10° para ambos os bordos, que atendem o valor crítico de avanço (4,5L), apresentam diâmetros táticos, 7,01L (bombordo) e 7,02L (boreste) que não satisfazem mais o critério estabelecido pela IMO do diâmetro tático ser no máximo igual a cinco vezes o comprimento do navio.

Do mesmo modo, foi feita a análise do menor ângulo que pode ser dado aos propulsores azimutais de forma que o valor crítico de diâmetro tático da curva de giro ainda continue satisfazendo o limite estabelecido pela IMO (5,0L). Para esses ângulos, os

correspondentes valores de avanço foram apresentados e marcados nos gráficos (Figura 42 e Tabela 21).

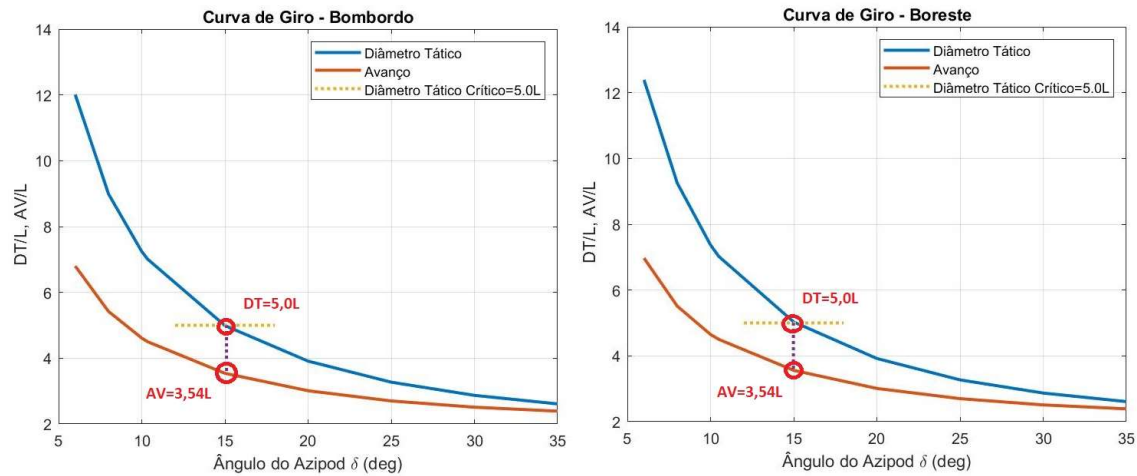


Figura 42: Avanço Curva de Giro Azimutais Critério de Diâmetro Tático da IMO (5,0L).

Tabela 21: Valores Avanço Critério de Diâmetro Tático da IMO (Giro Azimutais).

DIREÇÃO DA CURVA	ÂNGULO AZIPOD	DIÂMETRO TÁTICO [DT/L]	AVANÇO [AV/L]
Bombordo	15°	5,0L	3,54L
Boreste	15°	5,0L	3,54L

Este caso demonstra que com uma deflexão de até 15° imposta aos propulsores azimutais, o atendimento do critério de diâmetro tático vai automaticamente garantir o atendimento do critério de avanço na curva de giro. Nesse caso específico, para a deflexão mínima dos azimutais (15°), para o qual o diâmetro tático ainda continua menor que o estabelecido pela IMO (5,0L), o avanço tem uma margem de quase uma vez o comprimento do navio.

6.4.7 Equivalência de Resposta

Após a obtenção dos resultados de performance dos dois sistemas propulsivos para as curvas de giro e zig zag, podemos checar quais seriam os ângulos necessários de deflexão dos propulsores azimutais para que a embarcação possuísse respostas similares às obtidas com o sistema convencional, (REICHEL, 2019).

Para realizar essa análise foram encontrados os ângulos equivalentes dos propulsores azimutais, para os quais os parâmetros das curvas de giro e zig zag fossem idênticos para os dois sistemas. Os testes foram iniciados com os ângulos dos azipods iguais aos recomendados nos critérios da IMO, tanto para curva de giro quanto zig zag. Depois foi feita uma varredura nos ângulos impostos aos propulsores azimutais até que

se encontrasse o parâmetro da manobra em estudo, similar ao obtido com o sistema convencional.

Assim as figuras abaixo apresentam os ângulos equivalentes que devem ser dados aos propulsores azimutais para que o navio possua as características de curva de giro (velocidade de yaw, velocidade de avanço, diâmetro tático, transferência, avanço) e da curva de zig zag (ângulos de overshoot) iguais aos obtidos com o sistema convencional.

A Figura 43 apresenta o ângulo equivalente do propulsor azimutal para o qual a velocidade de yaw (r) da curva de giro é igual tanto no sistema azimutal quanto no sistema convencional.

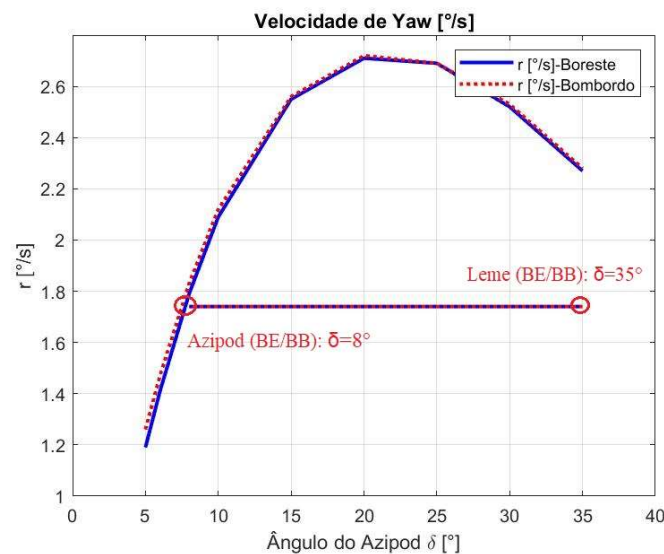


Figura 43: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Velocidade de Yaw (r)).

Dos valores obtidos, podemos observar que a diferença, entre os ângulos impostos aos lemes e aos azimutais para que o navio possua a mesma velocidade de yaw (r), é de 27° tanto para curva para boreste quanto para bombordo, e o valor do ângulo equivalente para os azipods é de 8° .

A Figura 44, apresenta o ângulo equivalente dos propulsores azimutais para a qual a velocidade de avanço no regime estacionário da curva de giro (U) é igual tanto no sistema azimutal quanto no sistema convencional.

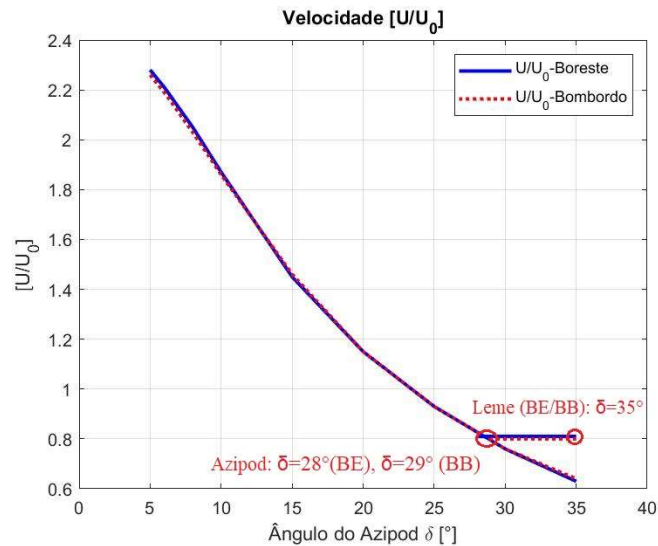


Figura 44: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Velocidade de Avanço (U)).

O ângulo imposto aos azimutais nesse caso difere dos impostos aos lemes em 6° quando a curva é para bombordo e 7° quando é para boreste. A diferença dos valores entre as curvas para boreste e bombordo ocorre devido às variações nos coeficientes hidrodinâmicos relacionados aos propulsores, lemes e azimutais. Nesse caso os valores dos ângulos equivalentes para os azipods são de 28° (BE) e 29° (BB). Esse fato corrobora com o fato do aumento significativo do ângulo de deriva proporcionado pela utilização de propulsores azimutais em comparação com a utilização de lemes.

As Figura 45, Figura 46, e Figura 47 apresentam os ângulos equivalentes que os azimutais devem possuir para que, as características da trajetória da curva de giro, diâmetro tático, transferência e avanço, sejam iguais às obtidas com o convencional.

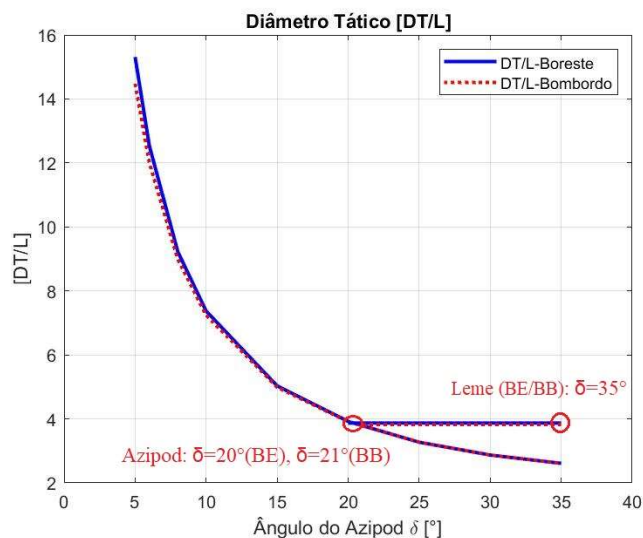


Figura 45: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Diâmetro Tático (DT)).

O ângulo equivalente que deve ser dado ao propulsor azimuthal para que as curvas de giro, azimuthal e convencional, possuam o mesmo diâmetro tático é igual à 20° para curva para boreste e 21° para curva para bombordo, demonstrando uma diferença de 15° e 14° respectivamente, entre os ângulos dos azimuthais e dos lemes.

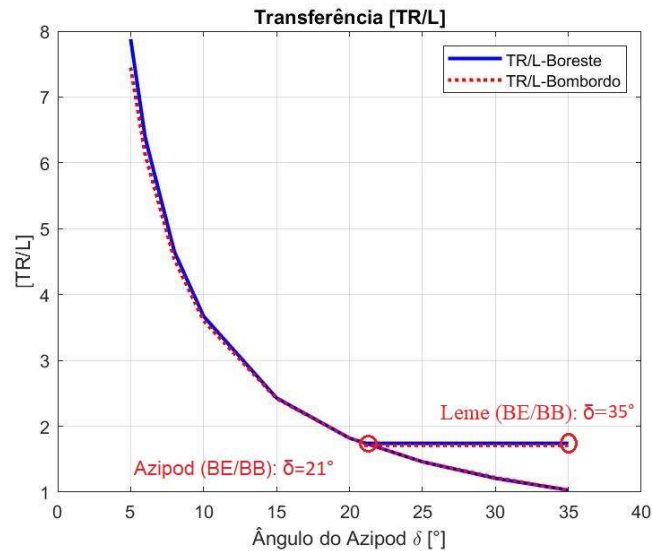


Figura 46: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Transferência (TR)).

Por sua vez, para que a transferência da curva de giro seja igual, o ângulo equivalente dos propulsores azimuthais deve ser de 21°, similar ao diâmetro tático, e 14° menor que o necessário para o leme.

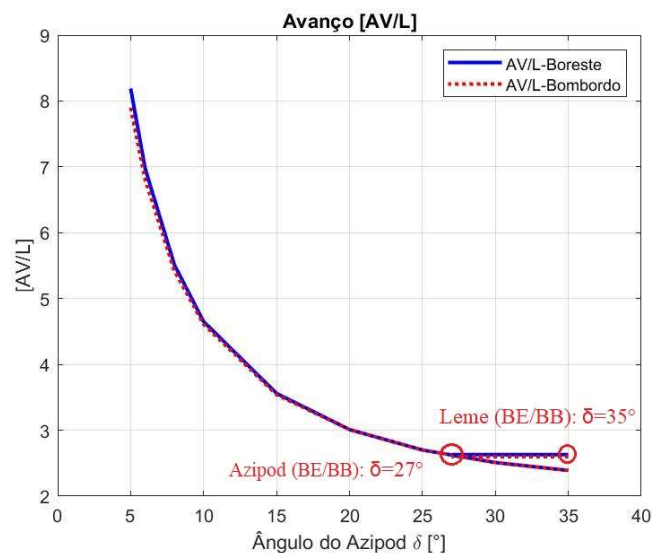


Figura 47: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (Avanço (AV)).

E o último parâmetro analisado para curva de giro foi o avanço. Para que o avanço seja igual para os dois sistemas, o ângulo equivalente dos azipods deve ser de 27° , 8° menor que o necessário para o leme.

Para as curvas de zig zag, foram analisados os testes padrões de manobra preconizados pela IMO, o primeiro e o segundo ângulo de overshoot da curva $10^\circ/10^\circ$ para bombordo e boreste além do primeiro ângulo de overshoot da curva $20^\circ/20^\circ$ para bombordo e boreste, e adicionalmente foram analisados os segundos ângulos de overshoot da curva $20^\circ/20^\circ$ para bombordo e boreste.

A Figura 48 apresenta o ângulo equivalente do propulsor azimutal para o qual o primeiro ângulo de overshoot da curva de zig zag $10^\circ/10^\circ$, é igual tanto no sistema azimutal quanto no sistema convencional.

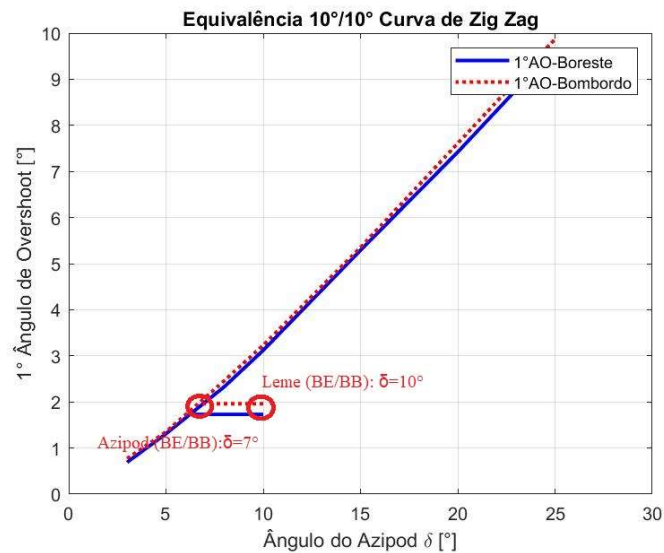


Figura 48: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (1º Ângulo de Overshoot- $10^\circ/10^\circ$).

Dos valores obtidos, podemos observar que a diferença entre os ângulos impostos aos lemes e aos azimutais para que o navio possua o mesmo primeiro ângulo de overshoot na curva de zig zag $10^\circ/10^\circ$ é de 3° tanto para curva com a primeira guinada para boreste quanto para bombordo, e o valor do ângulo equivalente para os azipods é de 7° .

A Figura 49 apresenta o ângulo equivalente do propulsor azimutal para o qual o segundo ângulo de overshoot da curva de zig zag $10^\circ/10^\circ$, é igual tanto no sistema azimutal quanto no sistema convencional.

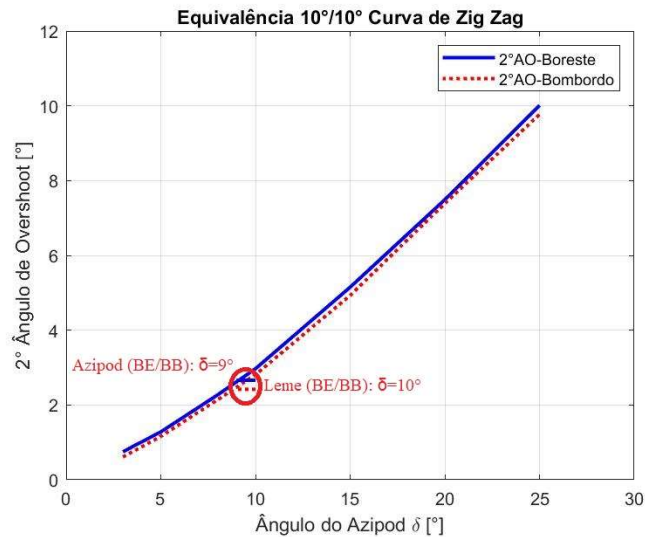


Figura 49: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (2° Ângulo de Overshoot-10°/10°).

O ângulo equivalente que deve ser imposto aos azimutais, para que as curvas de zig zag 10°/10° possuam o mesmo segundo ângulo de overshoot para os dois sistemas, é de 9° tanto para boreste quanto para bombordo possuindo neste caso a menor diferença, cerca de 1°.

Por último foram analisados os ângulos equivalentes, para igualdade no primeiro e segundo ângulos de overshoot da curva de zig zag 20°/20°, Figura 50 e Figura 51.

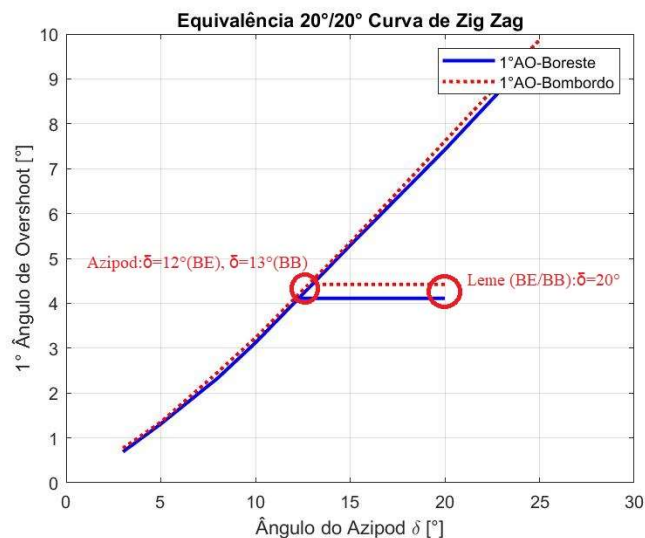


Figura 50: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (1° Ângulo de Overshoot-20°/20°).

Percebemos que o ângulo equivalente que deve ser imposto nos azimutais para que as curvas de zig zag 20°/20° possuam o mesmo primeiro ângulo de overshoot, é na média 7,5° menor que o necessário em embarcações com lemes, sendo 12° para primeira guinada para boreste e 13° para bombordo.

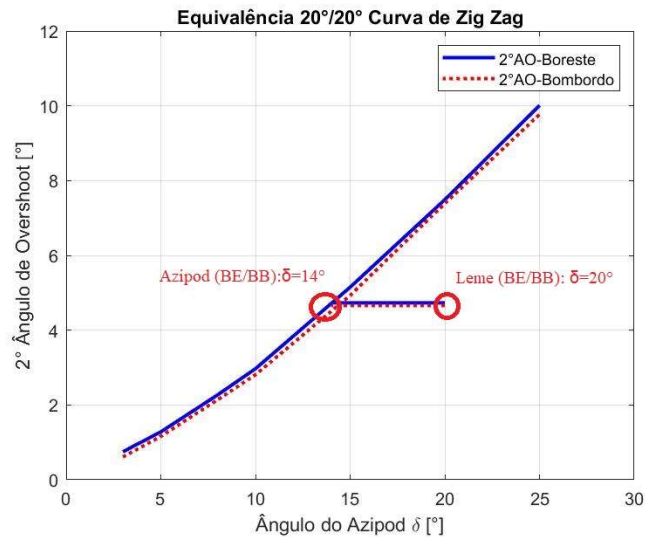


Figura 51: Ângulo de Equivalência dos Azimutais (2° Ângulo de Overshoot-20°/20°).

Neste caso, o ângulo equivalente que deve ser imposto aos azimutais para que as curvas de zig zag 20°/20° possuam o mesmo segundo ângulo de overshoot é de 14° para tanto para primeira guinada para boreste quanto para primeira guinada para bombordo.

A Tabela 22 apresenta um resumo dos ângulos equivalentes que devem ser impostos aos propulsores azimutais para as curvas de giro para boreste e bombordo respectivamente.

Tabela 22: Ângulos de Equivalência dos Azimutais para a Curva de Giro (BE/BB).

PARÂMETRO	ÂNGULO LEME (BE/BB)	ÂNGULO AZIPOD (BE/BB)
Diâmetro Tático [DT/L]	+35°/-35°	+20°/-21°
Avanço [AV/L]	+35°/-35°	+27°/-27°
Transferência [TR/L]	+35°/-35°	+21°/-21°
Velocidade de Yaw [r]	+35°/-35°	+8°/-8°
Velocidade de Avanço [U]	+35°/-35°	+28°/-29°

A Tabela 23, por sua vez, apresenta os ângulos equivalentes dos propulsores azimutais para o teste de zig zag para boreste e bombordo respectivamente.

Tabela 23: Ângulos de Equivalência dos Azimutais para a Curva de Zig Zag (BE/BB).

PARÂMETRO	ÂNGULO LEME (BE/BB)	ÂNGULO AZIPOD (BE/BB)
1° Ângulo de Overshoot (10°/10°)	+10°/-10°	+7°/-7°
2° Ângulo de Overshoot (10°/10°)	+10°/-10°	+9°/-9°
1° Ângulo de Overshoot (20°/20°)	+20°/-20°	+12°/-13°
2° Ângulo de Overshoot (20°/20°)	+20°/-20°	+14°/-14°

Para melhor visualização dos ângulos de equivalência obtidos e apresentados nas Tabela 22, Tabela 23, as Figura 52 e Figura 53 mostram todos os resultados combinados para os parâmetros da curva de giro e curva de zig zag, para movimentos e guinadas para bombordo e boreste, respectivamente. Todos os parâmetros são apresentados na mesma figura a fim de demonstrar a tendência geral dos ângulos de equivalência dos propulsores azimutais.

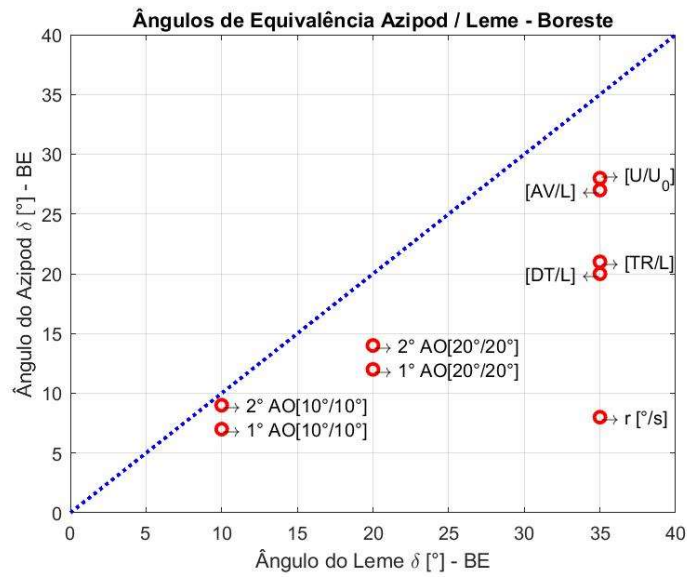


Figura 52: Ângulos de Equivalência entre Azimutais e Lemes (Boreste).

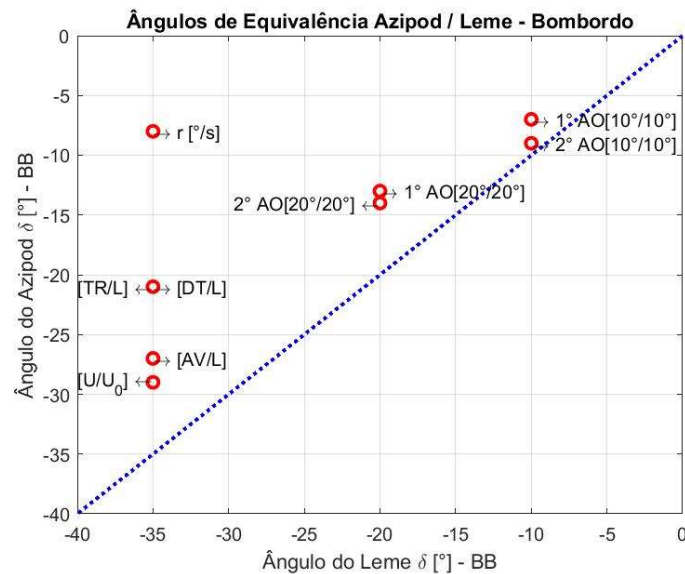


Figura 53: Ângulos de Equivalência entre Azimutais e Lemes (Bombordo).

Pode ser observado nas Figura 52 e Figura 53 que todos os ângulos de deflexão impostos aos azimutais são menores que os correspondentes ângulos impostos aos lemes, para um mesmo parâmetro de análise.

6.5 Simulações em Águas Rasas

Fisicamente águas rasas podem ser definidas como águas em que a razão entre a profundidade e o calado do navio é de 1,5 ou menor ($1,2 < h/T < 1,5$), sendo que a razão abaixo de 1,2 ($h/T < 1,2$) é considerado águas muito rasas (PIANC, 1992), Figura 54. No caso das simulações realizadas neste trabalho, foi considerada a relação profundidade e calado (h/T) igual a 1,2.

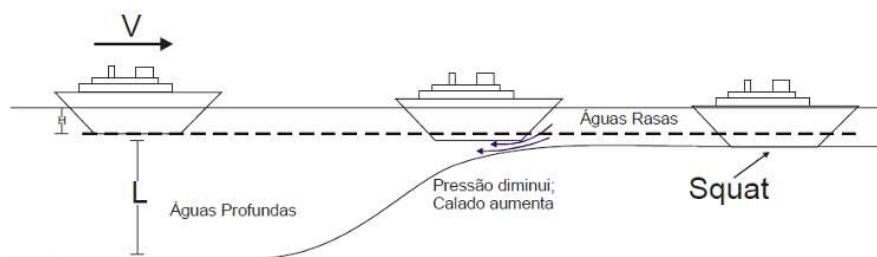


Figura 54: Representação Águas Rasas (OLIVEIRA MAIA, 2013).

Devido ao efeito de águas rasas, vários fenômenos podem ser observados durante as manobras, dentre elas podemos citar a existência de uma resistência maior do que o normal devido à entrada de água para substituir o volume deslocado pelo casco, em segundo lugar, o fluxo de água é restringido sob o navio, fazendo com que a velocidade da água sob o casco aumente, em terceiro lugar há um aumento na velocidade de incidência nos lemes, resultando no aumento das forças normais do leme e finalmente a baixa profundidade faz com que o propulsor e o leme operem em uma região de vácuo parcial.

Além disso a operação em águas rasas pode gerar um fenômeno hidrodinâmico conhecido como squat. Quando um navio se desloca em águas rasas, a água é deslocada para baixo do casco, criando uma depressão na área ao redor do navio. Esse fenômeno é conhecido como efeito de amplificação de onda. Conforme a velocidade do navio aumenta, a depressão criada pelo deslocamento de água para baixo do casco se aprofunda e se estende para a popa. Esse movimento pode fazer com que a parte traseira do navio fique mais baixa na água, o que é conhecido como squat.

O squat pode causar problemas de estabilidade e segurança para a embarcação, pois pode reduzir a folga entre o casco e o fundo, aumentando o risco de encalhe ou colisão com o fundo. Além disso, pode afetar o desempenho do navio, causando um aumento na resistência ao avanço e uma diminuição na velocidade.

Para evitar ou minimizar o efeito do squat, é necessário que os navios sejam projetados com um calado adequado para as condições de navegação em águas rasas e que o comandante da embarcação ajuste a velocidade e a rota em conformidade. Além disso, técnicas como a utilização de propulsores especiais podem ajudar a reduzir o efeito do squat.

Diante de todas as considerações expostas o estudo do efeito de águas rasas em manobras de embarcações é de suma importância, no entanto a obtenção das derivadas hidrodinâmicas nesta condição, em tanques de reboque, não é simples devido à dificuldade prática de se reduzir o nível da água nos tanques, além da limitação de transporte para descer às profundidades específicas de águas rasas. No entanto corrigir as derivadas hidrodinâmicas utilizando as formulações aproximadas existentes, como as propostas por Ankudinov et al. (1990) e Amin et al. (2010), pode ser uma boa forma de estimativa inicial.

6.5.1 Coeficientes Hidrodinâmicos do Casco

Diversas formulações são encontradas na literatura para estimar as correções necessárias nas derivadas hidrodinâmicas a fim de acrescentar o efeito de águas rasas nas simulações numéricas de manobra. Taimuri et al. (2020), através do modelo modular MMG, utiliza as formulações propostas por Ankudinov et al. (1990) para estimar esse efeito nos coeficientes hidrodinâmicos de casco. Essas formulações são baseadas em Sheng (1981), expandidas para uma maior razão de profundidade e calado e para uma maior quantidade de derivadas hidrodinâmicas.

A fim de inserir no simulador os efeitos de águas rasas e poder analisar o comportamento dos diferentes sistemas propulsivos nesta condição, as derivadas hidrodinâmicas do casco foram corrigidas de acordo com essas formulações, conforme expressões a seguir (VANTORRE, 2001).

$$X_{vv}^* = X_{vv} \cdot f_{yv}; \quad X_{rr}^* = X_{rr} \cdot f_{nr}; \quad X_{vr}^* = X_{vr} \cdot f_{yr} \quad (\text{Surge}) \quad [90]$$

$$Y_v^* = Y_v \cdot f_{yv}; \quad Y_r^* = Y_r \cdot f_{yr}; \quad Y_{vvv}^* = Y_{vvv} \cdot f_{yv}; \quad Y_{rrr}^* = Y_{rrr} \cdot g_{nr}; \quad Y_{vrr}^* = Y_{vrr} \cdot f_{yv}; \quad Y_{vvr}^* = Y_{vvr} \cdot f_{yv} \quad (\text{Sway}) \quad [91]$$

$$N_v^* = N_v \cdot f_{nr}; \quad N_r^* = N_r \cdot f_{nr}; \quad N_{vvv}^* = f_{yv}; \quad N_{rrr}^* = N_{rrr} \cdot g_{nr}; \quad N_{vrr}^* = N_{vrr} \cdot g_{nr}; \quad N_{vvr}^* = N_{vvr} \cdot g_{nr} \quad (\text{Yaw}) \quad [92]$$

Sendo que:

$$gv = K_0 + \frac{2}{3}K_1 \left(\frac{B_1}{T}\right) + \frac{8}{15}K_2 \left(\frac{B_1}{T}\right)^2; \quad gnr = K_0 + \frac{8}{15}K_1 \left(\frac{B_1}{T}\right) + \frac{40}{105}K_2 \left(\frac{B_1}{T}\right)^2 \quad [93]$$

$$fyv = \frac{3}{2}fnv - \frac{1}{2}; \quad fyr = K_0 + \frac{2}{5}K_1 \left(\frac{B_1}{T}\right) + \frac{24}{105}K_2 \left(\frac{B_1}{T}\right)^2; \quad [94]$$

$$fnv = K_0 + K_1 \left(\frac{B_1}{T}\right) + K_2 \left(\frac{B_1}{T}\right)^2; \quad fnr = K_0 + \frac{1}{2}K_1 \left(\frac{B_1}{T}\right) + \frac{1}{3}K_2 \left(\frac{B_1}{T}\right)^2 \quad [95]$$

$$K_0 = 1 + \frac{0,0775}{H_T^2} - \frac{0,011}{H_T^3} + \frac{0,000068}{H_T^5}; \quad K_1 = -\frac{0,0643}{H_T} + \frac{0,0724}{H_T^2} - \frac{0,0113}{H_T^3} + \frac{0,0000767}{H_T^5}; \quad [96]$$

$$K_2 = \frac{0,0342}{H_T} \left(se \frac{B}{T} > 4 \right), \text{ senão } K_2 = \frac{0,137}{H_T} \frac{B}{T}; \quad H_T = \frac{H}{T} - 1; \quad B_1 = c_B B \left(1 + \frac{B}{L} \right)^2; \quad [97]$$

- T é o calado da embarcação;
- B é a boca da embarcação;
- L é o comprimento da embarcação;
- c_B é o coeficiente de bloco; e
- H é a profundidade da água do mar.

As novas derivadas hidrodinâmicas de casco, que foram utilizadas nas simulações para a condição de águas rasas, são apresentadas na Tabela 24.

Tabela 24: Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (Águas Rasas).

COEFICIENTE	VALOR	COEFICIENTE	VALOR
X'_{vv}	-0,5446	$N'_r - m'x'_G$	-0,2020
Y'_v	-1,1072	N'_{rrr}	-0,1139
Y'_{vvv}	-3,5061	$X'_{vr} + m'$	0,04498
N'_v	-0,5039	Y'_{vrr}	-2,3436
N'_{vvv}	-0,6728	Y'_{vvr}	-4,5005
$X'_{rr} + m'x'_G$	-0,0651	N'_{vrr}	-0,5180
$Y'_r - m' - m'_x$	-0,1586	N'_{vvr}	-1,9029
Y'_{rrr}	-0,1234	-----	-----

Como podemos observar, o efeito das águas rasas nas derivadas hidrodinâmicas de um navio pode ser bastante complexo e dependente de muitos fatores, como a geometria do casco, a velocidade do navio, a profundidade da água e o tipo de fundo. Porém no geral, a presença de águas rasas pode afetar as derivadas hidrodinâmicas de diferentes maneiras, como:

- Aumento da resistência hidrodinâmica: em águas rasas, a presença do fundo pode criar um efeito de confinamento que pode aumentar significativamente a resistência hidrodinâmica do navio. Isso pode afetar as derivadas de arrasto e de momento de inércia, que descrevem a resistência do navio ao movimento através da água;
- Alteração da força de sustentação: a profundidade da água pode afetar a força de sustentação gerada pelo casco do navio, que é responsável por manter o navio flutuando. Em águas rasas, a força de sustentação pode ser reduzida, o que pode afetar as derivadas de estabilidade transversal e longitudinal, que descrevem a resposta do navio a manobras de curva e mudanças de direção; e
- Mudanças na pressão hidrodinâmica: a presença de ondas de superfície e variações na profundidade do fundo pode causar mudanças na pressão hidrodinâmica na quilha do navio. Isso pode afetar as derivadas de estabilidade lateral, que descrevem a resposta do navio a manobras de inclinação lateral, como curvas em alta velocidade.

Os coeficientes de massa adicional foram corrigidos de acordo com as formulações propostas por Li et al. (1990), apresentadas em Vantorre (2001).

$$m_x^* = X_{\dot{u}}^* = m_x \cdot \left(1 + \frac{3,77+1,14*B/T-0,233L/T-3,43c_B}{\left(\frac{H}{T}-1\right)^{1,3}} \right) = 0,0175 \quad [98]$$

$$m_y^* = X_{\dot{v}}^* = m_y \cdot \left(1 + \frac{0,413+0,032*B/T+0,0129B/T^2}{\left(\frac{H}{T}-1\right)^{0,82}} \right) = 0,3657 \quad [99]$$

$$J_z^* = N_{\dot{r}}^* = J_z \cdot \left(1 + \frac{0,413+0,0192*B/T+0,00554B/T^2}{\left(\frac{H}{T}-1\right)^{0,82}} \right) = 0,0231 \quad [100]$$

Como podemos verificar os coeficientes de massa adicional do navio aumentaram devido ao efeito de águas rasas, isso se deve à presença do fundo raso limitando o fluxo de água em torno do casco do navio, criando um efeito de "canalização" aumentando a pressão hidrodinâmica embaixo do navio. Isso faz com que o navio "afunde" mais na água, o que aumenta o seu deslocamento e, conseqüentemente, aumenta os seus coeficientes de massa adicional.

6.5.2 Coeficientes de Interação

Por sua vez os coeficientes de interação casco e propulsor, puderam ser corrigidos para o efeito de águas rasas a partir das formulações propostas por Amin et al. (2010). O coeficiente de esteira do propulsor (w_{p0}^*), pôde ser corrigido pela expressão [101]:

$$w_{p0}^* = w_{p0} \left(1 + (-4,932 + 0,6425 \left(\frac{c_{BL}}{T} \right) - 0,0165 \left(\frac{c_{BL}}{T} \right)^2) \left(\frac{T}{H} \right)^{1,655} \right) = 0,0778 \quad [101]$$

Já o coeficiente de perda propulsiva (t_p^*), pela expressão [102]:

$$(1 - t_p)^* = (1 - t_p) \left(1 + \left(\left(29,495 - 14,089 \frac{c_{BL}}{B} + 1,6486 \left(\frac{c_{BL}}{B} \right)^2 \right) \left(0,004 - 0,035 \frac{T}{H} - 0,104 \left(\frac{T}{H} \right)^2 \right) \right) \right)$$

$$(t_p)^* = 0,1953 \quad [102]$$

Em águas rasas, os coeficientes de esteira e perda propulsiva mudam, o que pode afetar negativamente o desempenho da embarcação. O coeficiente de esteira é uma medida da energia que é perdida devido à formação de ondas criadas pela embarcação. Em águas rasas, a superfície do fundo interfere nas ondas geradas pela embarcação, o que resulta em uma maior formação de ondas e, portanto, um aumento do coeficiente de esteira.

A perda propulsiva é uma medida da energia que é perdida devido ao atrito e à turbulência gerados pelo movimento da embarcação na água. Em águas rasas, a água é mais próxima do fundo, o que altera a turbulência e, portanto, a perda propulsiva.

Para minimizar esses efeitos, é necessário projetar embarcações que sejam capazes de operar eficientemente em águas rasas, utilizando técnicas como o aumento da área molhada do casco para reduzir o coeficiente de esteira e a utilização de hélices especiais para reduzir a perda propulsiva.

A resistência ao avanço (X_0^*) pode ser corrigida pela seguinte expressão proposta por Taimuri et al. (2020):

$$X_0^* = \frac{X_0}{(1 - t_p)^*} = -0,020 \quad [103]$$

Verificamos que a resistência ao avanço em águas rasas é maior do que em águas profundas, isso se deve à interação do casco da embarcação com o fundo. Em águas rasas, o casco da embarcação cria ondas que se propagam para baixo, e essas ondas refletem-se no fundo, criando uma interferência que gera uma resistência adicional. Além disso, em

águas rasas, o espaço disponível para o escoamento da água sob o casco é limitado, o que aumenta a resistência ao movimento da embarcação. Esses fatores podem afetar a velocidade e o desempenho da embarcação em águas rasas, tornando necessária uma adaptação na sua concepção para obter um melhor desempenho em tais condições.

6.5.3 Simulação Curva de Giro

Similar às simulações em águas profundas, as simulações em águas rasas foram realizadas com os mesmos parâmetros referentes ao modelo DTMB 5415, porém com as derivadas hidrodinâmicas, massas adicionais e coeficientes de perda propulsiva e esteira corrigidos para os valores expostos anteriormente para o efeito de águas rasas. A razão profundidade e calado (H/T) utilizada nas simulações foi de 1.2 (águas muito rasas).

A Figura 55, apresenta a comparação entre as Curvas de Giro com efeito de águas rasas, em azul para o sistema com dois lemes e dois propulsores e em vermelho para o sistema com dois azimutais.

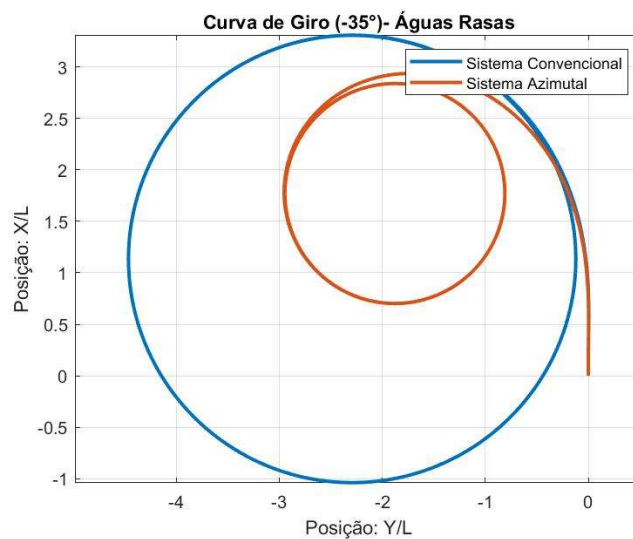


Figura 55: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.

Das curvas de giro em águas rasas foram extraídos os principais parâmetros, diâmetro táctico, avanço e transferência, e foram realizadas as comparações entre os valores obtidos em cada sistema, Tabela 25.

Tabela 25: Comparação Curva de Giro (-35°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Táctico	4,42 L	2,89 L	53%
Avanço	3,30 L	2,92 L	13%
Transferência	2,14 L	1,53 L	40%

Assim como observado nas simulações em águas profundas o sistema propulsivo azimutal, apresentou a mesma tendência de possuir melhor desempenho na trajetória da curva de giro, quando comparado com o sistema convencional.

Foram plotados os principais parâmetros ao longo do tempo para as curvas de giro em estudo. Na Figura 56, são apresentadas as velocidades de yaw (r), as velocidades de avanço (U) e os ângulos de deriva (β) em graus, ao longo do tempo, para as duas configurações de sistema propulsivo, sendo as curvas em azul, sistema convencional e em vermelha, sistema azimutal.

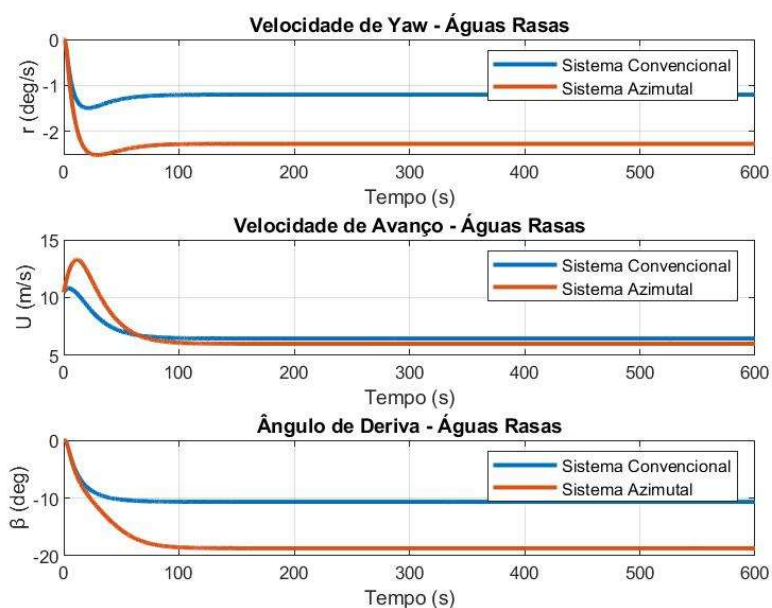


Figura 56: Velocidade de Yaw, Avanço e Ângulo de Deriva – Convencional x Azimutal.

Podemos observar que as mesmas características, apresentadas na comparação das curvas de giro em águas profundas se repetem para o caso de águas rasas. O ângulo de deriva do sistema azimutal, passado o período transiente se estabiliza em -18° enquanto o sistema convencional a estabilização ocorre em -10° , esse aumento do ângulo de deriva gera um aumento na força de sustentação, fazendo com que o navio execute a curva de giro mais rapidamente, diminuindo os parâmetros relativos curva. Conseqüentemente o módulo da velocidade de yaw para o sistema azimutal ($2,27^\circ/s$), na fase constante da curva de giro, é maior que a do sistema convencional ($1,19^\circ/s$).

Por sua vez a velocidade de avanço (U) do sistema azimutal ($6,01m/s$), passada a fase transiente, é menor que a velocidade de avanço atingida no sistema convencional ($6,45m/s$). Essa diminuição da velocidade na fase constante da Curva de Giro é

consequência do aumento do ângulo de deriva (β) com a utilização do sistema propulsivo azimutal gerando com isso um aumento na força de arrasto do casco, diminuindo assim a velocidade de avanço (U).

6.5.4 Simulação Curva de Zig Zag

A Figura 57, apresenta a comparação entre as Curvas de Zig Zag em águas rasas, sendo do lado esquerdo com o Sistema Convencional e do lado direito com o Sistema Azimutal.

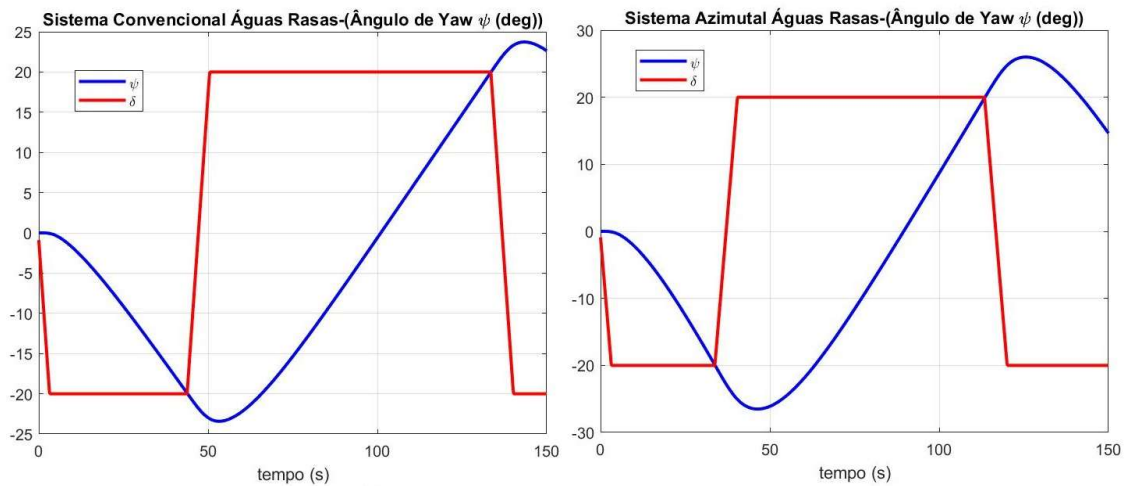


Figura 57: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

A Tabela 26 apresenta os principais parâmetros extraídos das curvas apresentadas, ângulos e tempos de overshoot, além das comparações entre os valores obtidos.

Tabela 26: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
1º Ângulo de Overshoot	3,41°	6,50°	-48%
Tempo 1º Overshoot	53,2 s	46,3 s	15%
2º Ângulo de Overshoot	3,73°	5,9°	-38%
Tempo 2º Overshoot	143,4 s	125,5 s	14%

Analisando os parâmetros da curva de zig zag apresentados na Tabela 26, é possível depreender que em águas rasas o sistema convencional apresenta melhor desempenho quando comparado com o sistema azimutal. Os ângulos de overshoot foram significativamente menores com o sistema convencional.

Foi plotada ainda a trajetória da embarcação durante a manobra de zig zag em águas rasas, Figura 58, a fim de comparar as curvas obtidas para cada sistema propulsivo.

Em azul temos a trajetória do navio com sistema convencional e em vermelho a trajetória do navio com o sistema azimuthal, ambos atuando com efeito de águas rasas.

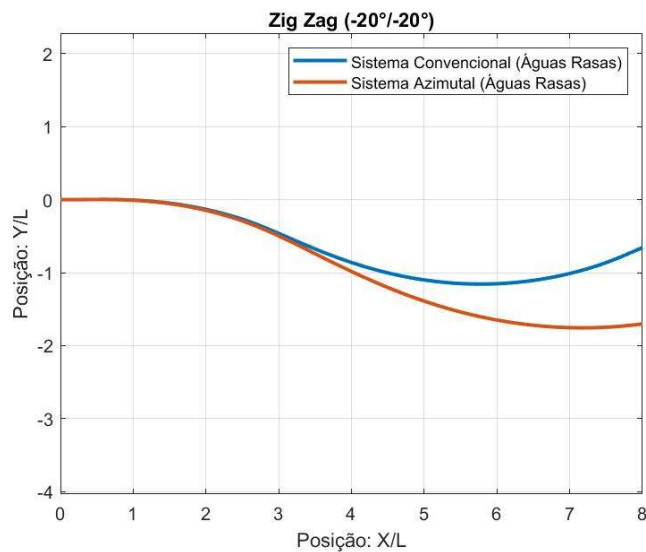


Figura 58: Comparação Trajetória - Zig Zag (-20°/-20°) – Convencional x Azimutal.

Analisando a trajetória do navio ao longo da curva de zig zag em águas rasas, assim como observado em águas profundas, verificou-se uma defasagem entre as curvas obtidas, sendo que o sistema propulsivo azimuthal apresenta uma trajetória amplificada tanto longitudinalmente quanto transversalmente, gerada pelo fato dos ângulos de aproamento máximo observados na manobra serem maiores que os obtidos no sistema convencional.

6.5.5 Simulação Curva Espiral

Assim como em águas profundas, foram realizadas simulações do Teste Espiral em águas rasas. Tanto para o caso com sistema propulsivo convencional, quanto para o sistema azimuthal, o primeiro ângulo estipulado foi de -35° , que corresponde ao leme ou azipod sendo acionado para bombordo em seu ângulo máximo. Foi feito então uma varredura de $\delta = -35^\circ$ até $+35^\circ$, plotando todas as velocidades de yaw estabilizadas em cada caso para ambos os sistemas propulsivos em águas rasas. Em azul no lado esquerdo da Figura 59 é apresentada a curva espiral para o sistema convencional em águas rasas enquanto no lado direito em vermelho é apresentada a curva para o caso com sistema azimuthal em águas rasas.

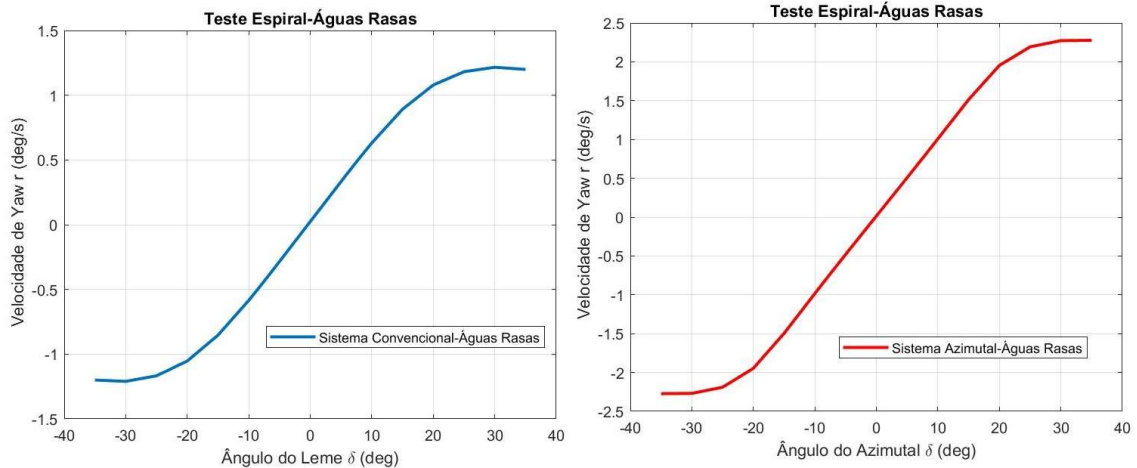


Figura 59: Teste Espiral (-35°/+35°) – Convencional x Azimutal.

Assim como observado nas simulações em águas profundas, verificamos que o navio é estável direcionalmente tanto com sistema convencional quanto com sistema azimutal em águas rasas, porém para as mesmas angulações, o sistema azimutal apresentou velocidades angulares de yaw maiores que o sistema convencional, corroborando com a menor curva de giro demonstrada por esse sistema em águas rasas.

6.6 Comparações Simulações (Profundidade)

A fim de analisar a diferença de performance dos sistemas propulsivos quando operando em águas profundas ou em águas rasas, foram agrupadas a seguir as curvas de giro e zig zag e seus respectivos parâmetros, para cada sistema em cada condição de operação.

6.6.1 Comparação Sistema Convencional

Foram agrupadas as trajetórias de curva de giro e zig zag para o sistema convencional em águas profundas e em águas rasas conforme a seguir.

6.6.1.1 Curva de Giro

Na Figura 60 são apresentadas as curvas de giro obtidas para o sistema propulsivo convencional em águas profundas, curva em azul, e em águas rasas, curva em vermelho.

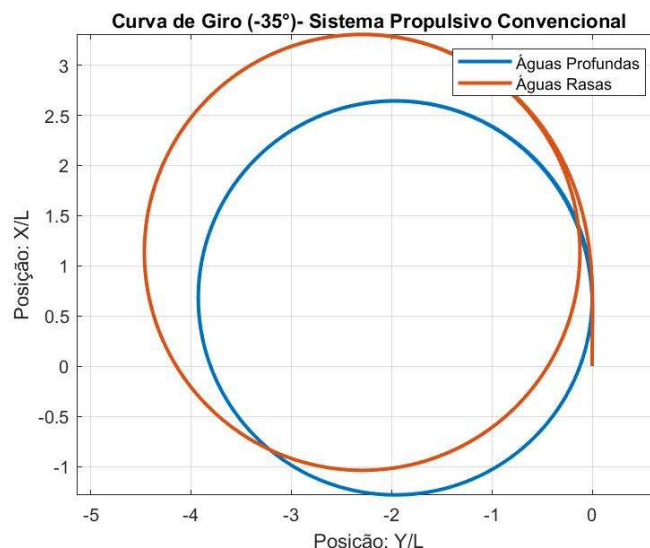


Figura 60: Comparação Curva de Giro (-35°) (Convencional).

A Tabela 27 apresenta os principais parâmetros, diâmetro táctico, avanço e transferência, das curvas obtidas.

Tabela 27: Comparação Curva de Giro (-35°) (Convencional).

PARÂMETROS	ÁGUAS PROFUNDAS	ÁGUAS RASAS	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Táctico	3,87 L	4,42 L	-12%
Avanço	2,63 L	3,30 L	-20%
Transferência	1,74 L	2,14 L	-19%

Em relação ao desempenho do navio com sistema propulsivo convencional, realizando a curva de giro com efeito de águas rasas, verificou-se um aumento na trajetória com diminuição da profundidade e conseqüentemente aumento de todos os parâmetros relacionados à curva, diâmetro táctico, avanço e transferência. A guinada do navio em 90° após o leme ser acionado, durante a curva de giro em águas rasas, acontece à uma distância maior quando comparada à mesma manobra em águas profundas.

O efeito de águas rasas gera o aumento da curva de giro, pois como podemos observar na Figura 61, o módulo do ângulo de deriva diminui conforme diminuimos a profundidade. Além disso, o aumento da velocidade do escoamento nos lemes resulta no aumento das forças normais dos lemes, adicionalmente as forças hidrodinâmicas atuantes no casco se tornam maiores conforme a profundidade se torna menor e finalmente a diminuição da profundidade gera um forte aumento nas forças laterais e nos momentos de guinada.

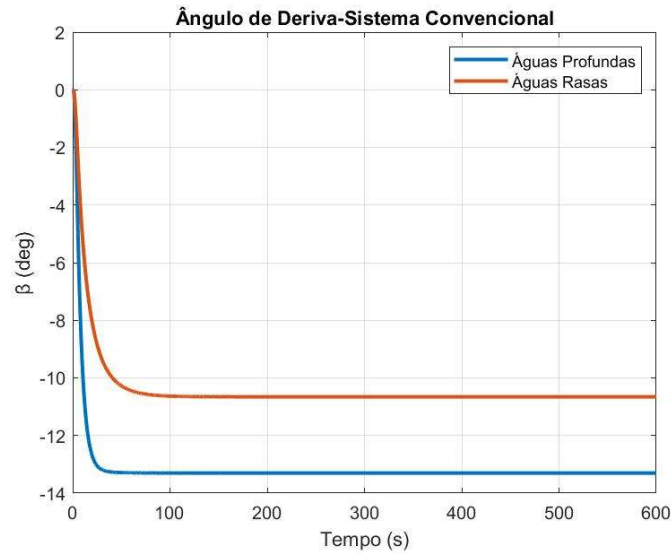


Figura 61: Comparação Ângulo de Deriva (Convencional).

6.6.1.2 Curva de Zig Zag

A Figura 62 apresenta as curvas de zig zag obtidas para o sistema propulsivo convencional em águas profundas, lado esquerdo, e em águas rasas, lado direito.

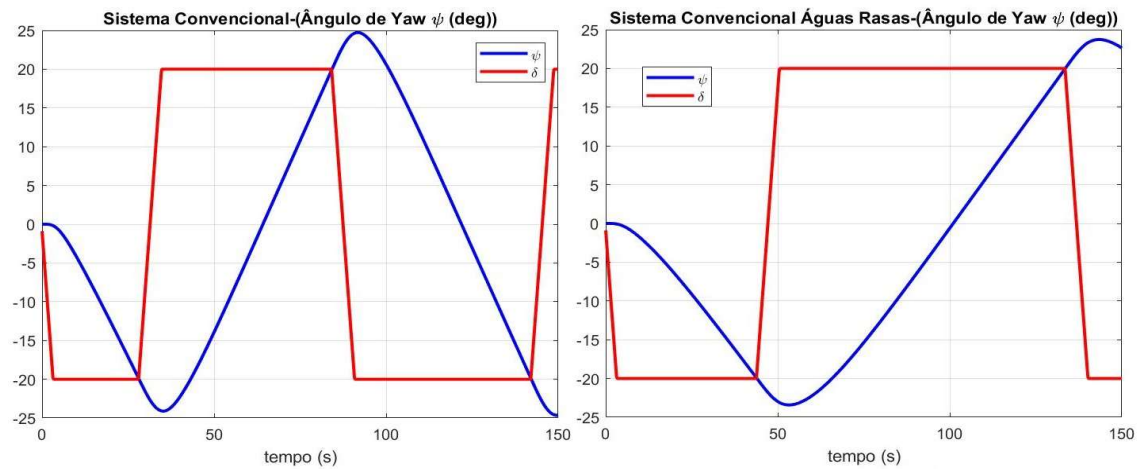


Figura 62: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Convencional).

Das Curvas de Zig Zag apresentadas foram extraídos os principais parâmetros, ângulos e tempos de overshoot, Tabela 28.

Tabela 28: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Convencional).

PARÂMETROS	ÁGUAS PROFUNDAS	ÁGUAS RASAS	DIFERENÇA (%)
1º Ângulo de Overshoot	4,11°	3,41°	21%
Tempo 1º Overshoot	35,5s	53,2s	-34%
2º Ângulo de Overshoot	4,73°	3,73°	27%
Tempo 2º Overshoot	91,8s	143,4s	-36%

Analisando os parâmetros da curva de zig zag apresentados na Tabela 28, é possível depreender que em águas rasas o sistema convencional apresentou melhor desempenho quando comparado com o mesmo sistema em águas profundas. Os ângulos de overshoot foram menores em águas rasas. O sistema convencional possui uma resposta mais rápida para mudança de aproamento em águas profundas, porém alcança valores máximos de aproamentos maiores nesta condição.

6.6.2 Comparação Sistema Azimutal

Do mesmo modo foram agrupadas as trajetórias de curva de giro e zig zag para o sistema azimutal em águas profundas e em águas rasas.

6.6.2.1 Curva de Giro

As curvas de giro obtidas para o sistema propulsivo azimutal em águas profundas, curva em azul e em águas rasas, curva em vermelho, são apresentadas na Figura 63.

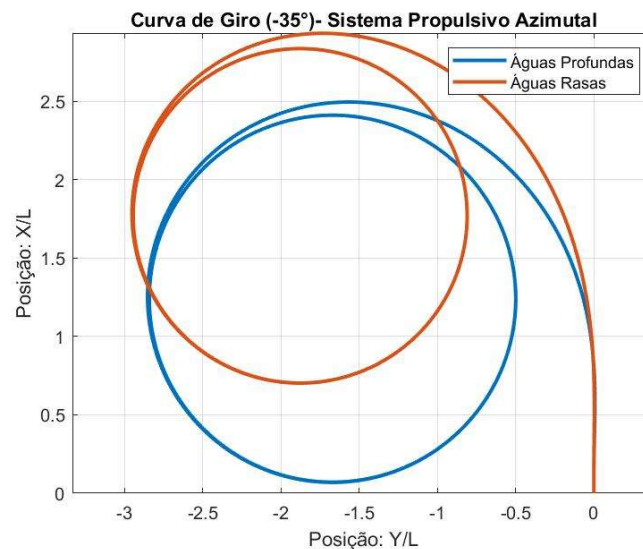


Figura 63: Comparação Curva de Giro (-35°) (Azimutal).

Foram extraídos os principais parâmetros das curvas apresentadas, diâmetro tático, avanço e transferência, Tabela 29.

Tabela 29: Comparação Curva de Giro (-35°) (Azimutal).

PARÂMETROS	ÁGUAS PROFUNDAS	ÁGUAS RASAS	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Tático	2,61 L	2,89 L	-10%
Avanço	2,39 L	2,92 L	-18%
Transferência	1,03 L	1,53 L	-33%

Assim como o sistema convencional, o sistema azimutal apresentou melhor performance em águas profundas quando comparado com o mesmo sistema em águas rasas. A trajetória da embarcação com sistema azimutal é deslocada na direção longitudinal e a guinada do navio em 90° ocorre bem depois do acionamento do azipod, em águas rasas. O módulo do ângulo de deriva do sistema azimutal em águas rasas foi menor que o obtido em águas profundas, (Figura 64). No caso dos propulsores azimutais, o efeito de águas rasas aumenta a aceleração do fluxo de água a montante reduzindo a força de empuxo gerada pelo equipamento, o que diminui sua performance.

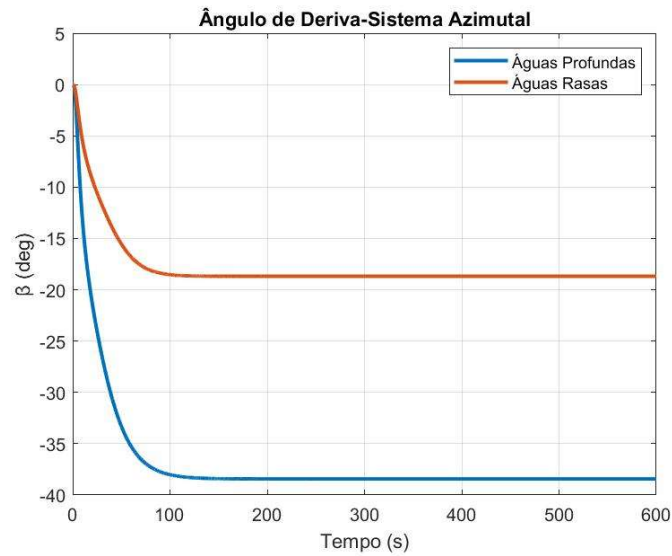


Figura 64: Comparação Ângulo de Deriva (Azimutal).

6.6.2.2 Curva de Zig Zag

São apresentadas na Figura 65, as curvas de zig zag obtidas para o sistema propulsivo azimutal em águas profundas, lado esquerdo, e em águas rasas, lado direito.

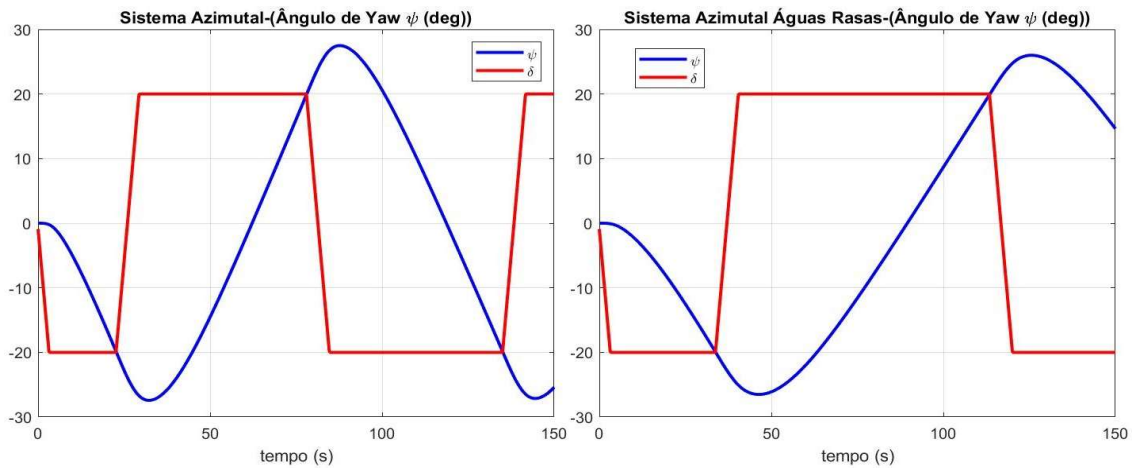


Figura 65: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Azimutal).

São apresentas na Tabela 30 os principais parâmetros, ângulos e tempos de overshoot, extraídos das curvas acima.

Tabela 30: Comparação Curva de Zig Zag (-20°/-20°) (Azimutal).

PARÂMETROS	ÁGUAS PROFUNDAS	ÁGUAS RASAS	DIFERENÇA (%)
1º Ângulo de Overshoot	7,40°	6,50°	14%
Tempo 1º Overshoot	32,2s	46,3s	-30%
2º Ângulo de Overshoot	7,49°	5,90°	25%
Tempo 2º Overshoot	87,7s	125,5s	-30%

Assim como observado no sistema convencional, o sistema azimutal apresentou melhor performance em águas rasas. Os ângulos de overshoot obtidos foram menores em águas rasas em comparação com as simulações realizadas em águas profundas. O sistema azimutal possui uma resposta mais rápida para mudança de aproamento em águas profundas, porém alcança valores máximos de aproamentos maiores nesta condição de profundidade.

7 Conclusões

Neste estudo, foram realizadas comparações, através de simulações numéricas, das características de manobrabilidade de uma mesma embarcação equipada com dois tipos de sistemas propulsivos e de governo diferentes, um convencional com dois lemes e dois propulsores, e outro alternativo com dois propulsores azimutais.

O comportamento da embarcação nas manobras simuladas, se mostrou de acordo com os comportamentos observados e obtidos em estudos e pesquisas disponíveis na literatura. Este fato serviu para validar teoricamente e demonstrar a aderência à realidade dos resultados encontrados, no que se refere à comparação das trajetórias da embarcação para os dois sistemas propulsivos estudados.

Tanto para o caso das simulações realizadas em águas profundas quanto as realizadas com efeito de águas rasas, foi observado que a performance da embarcação variava tanto devido ao sistema propulsivo empregado, quanto devido ao tipo de manobra que estava sendo realizada.

Analisando a curva de giro, verificou-se que para a embarcação equipada com dois propulsores azimutais, a trajetória encontrada era menor tanto para o caso de águas rasas quanto para águas profundas, com uma diminuição considerável de todos os parâmetros referentes à essa curva. Como mencionado ao longo do texto uma explicação para essa melhora de performance está relacionada ao aumento considerável do ângulo de deriva quando a embarcação está equipada com azimutais.

Por outro lado, para as curvas de zig zag, o sistema azimutal apresentou pior performance, tanto em águas profundas como em águas rasas, com o aumento dos ângulos de overshoot em relação às simulações realizadas com a embarcação equipada com propulsores e lemes convencionais.

Comparando a performance dos sistemas propulsivos em relação a profundidade de operação, verificou-se que tanto para o sistema propulsivo convencional como para o sistema azimutal, conforme diminuimos a profundidade e conseqüentemente aumentamos o efeito de águas rasas, maiores eram as trajetórias de curva de giro apresentadas pela embarcação. Já para a curva de zig zag, ambos os sistemas apresentaram uma resposta mais rápida para mudança de aproamento em águas

profundas, porém alcançaram valores máximos de aproamentos maiores nesta condição com ângulos de overshoot mais elevados.

Foram analisados também os critérios estabelecidos pela IMO para as curvas de giro e zig zag, e verificou-se que não existem critérios específicos para embarcações equipadas com sistema azimutal. A recomendação adotada nesses casos é que sejam utilizados os mesmos critérios estabelecidos para navios com sistema propulsivo convencional. Foi verificado que tanto a embarcação com sistema convencional quanto com sistema azimutal atende aos critérios de curva de giro e zig zag estabelecidos na norma com certa folga.

Porém, navios equipados com sistema propulsivo azimutal, durante a realização de uma curva de giro por exemplo, podem ser avaliados com ângulos de deflexão menores que os determinados em norma, e ainda assim atenderiam os critérios da IMO. Essa consideração é importante tendo em vista que grandes ângulos impostos aos azimutais, especialmente no caso de navios rápidos, podem gerar significativos ângulos de banda, que podem gerar mal-estar em quem está embarcado, além de serem fatores importantes no planejamento desses testes práticos de manobra.

A ideia de aplicar os ângulos menores durante testes de manobra que ainda assim atenderiam aos critérios da IMO, para o caso de embarcações com sistema azimutal, teria algumas deficiências ou mesmo desvantagens quando se pensa do ponto de vista prático. Obviamente os ângulos mínimos de deflexão que satisfariam as normas da IMO, variariam para diferentes tipos de navios e mesmo para diferentes navios do mesmo tipo. Portanto a utilização destes ângulos mínimos durante os testes de manobras exigiria um conjunto de testes para descobrir valores específicos. No entanto o esclarecimento sobre a utilização de ângulos de deflexão particulares para o caso de navios equipados com sistema azimutal, por exemplo, poderia ser previsto nos procedimentos da IMO.

Foi também apresentado, o conceito de ângulo equivalente, ângulo que é imposto aos propulsores azimutais para que sejam obtidas as mesmas respostas de manobra de uma embarcação idêntica equipada com sistema propulsivo convencional. Diante deste conceito foi possível verificar que com ângulos menores impostos aos propulsores azimutais, podemos alcançar os mesmos parâmetros de manobra para a mesma embarcação equipada com sistema convencional, como por exemplo, para um mesmo

diâmetro tático o ângulo necessário para o sistema azimutal seria muito menor que o necessário para um sistema convencional.

Evidentemente, o objetivo geral dos testes padrões é avaliar se a capacidade de manobrabilidade do navio está em conformidade com os regulamentos da IMO. No entanto a introdução da ideia de ângulos equivalentes, poderia aumentar a confiabilidade dos resultados dos testes de modelos de navios com propulsão não convencional e aumentaria a confiança dos projetistas e das instalações de ensaios além da confiança nas regras e regulamentos sobre segurança de manobra de navios com azimutais, uma vez que estes se baseariam em sólidos fundamentos científicos.

Por outro lado, tais ângulos equivalentes em propulsores azimutais deveriam ser definidos caso a caso para cada navio, o que poderia deprender bastante tempo. Assim, a conclusão é que, especialmente no caso de navios, para os quais são esperados grandes ângulos de banda em curvas de giro e existe o risco de cargas elevadas nos azimutais devido à grandes deflexões, algumas mudanças nos ângulos sugeridos e previstos nos critérios da IMO deveriam ser levadas em consideração.

Em suma, o simulador desenvolvido conseguiu representar bem as trajetórias de uma mesma embarcação equipada com dois diferentes sistemas propulsivos, evidenciando que a performance da embarcação em manobra está relacionada a diferentes fatores, como profundidade, tipo de manobra e principalmente ao tipo de sistema propulsivo que a embarcação está equipada. Além disso o estudo reforça a necessidade de revisão dos critérios estabelecidos pela IMO para avaliação da manobrabilidade de embarcações equipadas com sistemas propulsivos diferentes do convencional.

8 Trabalhos Futuros

Todo estudo adota algumas premissas e simplificações para que seja possível sua execução, e essas simplificações por consequência são fonte de inspiração para diversos estudos complementares que agregariam muito conhecimento e ajudariam no refinamento das análises e conclusões do trabalho científico desenvolvido.

Neste trabalho todas as informações referentes às derivas e coeficientes hidrodinâmicos de interação com o casco e de escoamento incidente foram retiradas da literatura, sendo assim um importante refinamento das análises realizadas seria alcançada através da realização de ensaios com modelos reduzidos ou modelação em CFD da embarcação DTMB5415, para obtenção principalmente dos coeficientes dos propulsores azimutais e das derivadas hidrodinâmicas de casco com efeito de águas rasas. Com isso seria possível realizar novas simulações numéricas para checar se as trajetórias encontradas possuem a mesma tendência e se as estimativas realizadas seriam boas aproximações iniciais.

Outro aspecto observado ao longo da execução deste trabalho é que, existem poucas publicações que descrevem o efeito de interação entre dois ou mais propulsores azimutais, e quase nenhuma pesquisa que aborda esse tema do ponto de vista teórico. Então um segundo estudo que seria de grande relevância seria a checagem da perda de eficiência no sistema azimutal na manobrabilidade de uma embarcação, devido ao efeito de interação entre os propulsores e a partir de que deflexão que esse aspecto passa a ser significativo. Para tanto a melhor forma atualmente para se obter dados confiáveis sobre o efeito de interação entre azimutais seria a realização de ensaios com modelos reduzidos em tanques de prova com medições de forças e momentos desses equipamentos, ou até mesmo a modelação em CFD para simulação do escoamento em torno dos propulsores.

O ângulo de incidência do fluxo de água em relação ao casco é um fator importante para embarcações executando manobras de Curva de Giro por exemplo. Um aumento desse ângulo de incidência pode aumentar a turbulência do fluxo e reduzir a eficiência do perfil hidrodinâmico, levando a uma perda de sustentação ou a um aumento no arrasto. Por isso, é importante controlar o ângulo de incidência para evitar problemas de estabilidade e controle. Sendo assim, outra questão importante e também com pouca informação na literatura, seria a verificação do impacto do aumento do ângulo de deriva

durante a execução de manobras de giro em embarcações equipadas com sistema propulsivo azimutal determinando o valor limite crítico para um navio em estudo, de forma a garantir que não houvesse uma separação abrupta na camada limite, interrompendo o fluxo de água suave sobre o casco criando assim turbulências que reduzissem a sustentação e aumentassem o arrasto (Efeito de Stall).

Por fim, durante as pesquisas realizadas ao longo deste trabalho verificou-se uma importante lacuna de conhecimento no contexto do simulador de manobras da Marinha do Brasil. O simulador em questão não possui um módulo que represente as forças e momentos externos gerados pelos propulsores azimutais dentro de seu código. Sendo assim uma importante contribuição seria a realização de um estudo que viabilizasse a inserção desse módulo, apresentando formulações hidrodinâmicas condizentes. Tendo em vista a similaridade entre os simuladores, poderia ser utilizado como base, o módulo de propulsores azimutais recentemente instalado no Simulador do LabOceano.

9 Referências Bibliográficas

- [1] Newman, J.N., 1966, Some Hydrodynamic Aspects of Ship Maneuverability, Proc. of the 6th Symposium on Naval Hydrodynamics.
- [2] Sutulo, S., Guedes Soares, C., 2011, Mathematical models for simulation of manoeuvring performance of ships, Marine Technology and Engineering, Taylor and Francis Group.
- [3] Davidson, K.S.M., Schiff, L.I., 1946, Turning and Course Keeping Qualities, Trans. of SNAME.
- [4] Nomoto, K., Taguchi, T., Honda, K., Hirano, S., 1957, On the steering qualities of ships, International Shipbuilding Progress 4(35)354-370.
- [5] Abkowitz, M.A., 1964, Lectures on Ship Hydrodynamics - Steering and Maneuverability, Hydro- og Aeordynamisk Laboratorium, Lyngby, Report No. Hy-5.
- [6] Gertler. M., 1967, The DTMB Planar-Motion-Mechanism system, Hydrodynamics laboratory test and Evaluation report.
- [7] Strøm-Tejsten, J., Chislett, M.S., 1966, A Model Testing Technique and Method of Analysis for the Prediction of Steering and Manoeuvring Qualities of Surface Vessels, Proc. 6th Symp. on Naval Hydrodynamics
- [8] Grim, O., Oltmann, P., Sharma, S.D., Wolff, K., 1976, CPMC - A Novel Facility for Planar Motion Testing of Ship Models, Proc. of the 11th Symp. on Naval Hydrodynamics
- [9] Oltmann, P., Sharma, S.D., 1984, Simulation of Combined Engine and Rudder Maneuvers, Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 385
- [10] Ogawa A., Koyama T., Kijima K., 1977, MMG report-I, on the mathematical model of ship manoeuvring, Bull. Soc. Naval Archit. Jpn 575:22-28 (in Japanese)
- [11] Inoue, S., Hirano, M., Kijima, K. and Takashina, J., 1981, A practical calculation method of ship maneuvering motion, International Shipbuilding Progress.
- [12] Yasukawa, H., Yoshimura, Y., 2015, Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions, Journal of Maritime Science and Technology, 20(1):37-52
- [13] Newman, J.N., 1978, Marine Hydrodynamics, MIT Press.

- [14] Cummins, W.E., 1962, The Impulse Response Function And Ship Motions, David Taylor Model Basin, Hydrodynamics Laboratory Research and Development Report
- [15] Ogilvie, T.F., 1964, Recent progress toward the understanding and prediction of ship motions, Proc. of The Fifth Symposium on Naval Hydrodynamics
- [16] Norrbin, N. H., 1971. "Theory and Observations of the use of a Mathematical Model for Ship Maneuvering in Deep and Confined Waters", Publication of the Swedish Shipbuilding Experiment Tanks, no 68, Goteborg.
- [17] Eda, H., 1971."Equations of Motion for the Ship-handling Simulator and Proposed Program for Acquisition of Hydrodynamic data", report SIT-DL-71-1572, Davidson Laboratory.
- [18] Fujii, H., Tsuda, T., 1961."Experimental Researches on Rudder performance", (2nd report), Journal Society of Naval Architects of Japan, vol. 1 10.
- [19] Crane, C.L. 1966. "Studies of Ship Manoeuvring - Response to Propeller and Rudder Actions", Proc. Ship Control Systems Symposium, Enc. to Vol. 1, US Marine Engng. Lab., Annapolis.
- [20] Chislett, M.S., 1996. "A generalized Math Model for Manoeuvring", MARSIM, Copenhagen, Dinamarca, Marine Simulation and Ship Manoeuvrability".
- [21] Reichel, M., 2017. "Prediction of manoeuvring abilities of 10000 DWT pod-driven coastal tanker". Ocean Engineering, Ship Hydromechanics Division, Ship Design and Research Centre, ul. Szczecińska 65, Gdańsk, Poland.
- [22] Reichel, M., 2007. "Manoeuvring forces on azimuthing podded propulsor model", Naval Architecture, Ship Design and Research Centre, Gdańsk, Poland.
- [23] Yuba, D.G.T., Tannuri, E.A., 2013. "Analysis of Pusher-Barge System With Different Maneuvering and Propulsion Devices", Proceedings of the 32th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2013, São Paulo, Brasil.
- [24] Fossen, T.I., 2011, "Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control", John Willey & Sons.
- [25] Sukas, O. M., Kinaci O. K., Bal, S., 2019, "System-based prediction of maneuvering performance of twin-propeller and twin-rudder ship using a modular mathematical

model", Applied Ocean Research, Faculty of Naval Architecture and Ocean Engineering, Istanbul Technical University, Turkey.

[26] Sheng, Z.Y., 1981, "Contribution to the discussion of the Manoeuvrability Committee report, 16th International Towing Tank Conference, Proceedings", Leningrad.

[27] Clarke, D., Gedling, P., Hine, G., 1982, "The application of manoeuvring criteria in hull design using linear theory", R. Inst. Nav. Archit. 45–68.

[28] Ankudinov, V.K., Miller, E.R., Jakobsen, B.K., Daggett, L.L., 1990. "Manoeuvring performance of tug/barge assemblies in restricted waterways. Proceedings", MARSIM & ICMS, Tokyo.

[29] Amin, O. M., Hasegawa, K., 2010, "Generalised Mathematical Model for Ship Manoeuvrability Considering Shallow Water Effect", Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Osaka University, Japan.

[30] Liu, Y., Zou, L., Zou, Z., Guo, H., 2018, "Predictions of ship maneuverability based on virtual captive model tests", Eng. Appl. Comput. Fluid Mech.

[31] White, F. ,1983, "Fluid Mechanics.", 7 ed. New York, NY, McGraw Hil.

[32] Imlay, F. H., 1961, "The Complete Expressions for Added Mass of a Rigid Body Moving in an Ideal Fluid.", Technical Report DTMB 1528, David Taylor Model Basin.

[33] Khanfir, S., Hasegawa, H., Nagarajan, V., Shouji, K., Lee, S.K., 2011, "Manoeuvring characteristics of twin-rudder systems: rudder-hull interaction effect on the manoeuvrability of twin-rudder ships", J. Mar. Sci. Technol.

[34] Lee, S.K., Fujino, M., 2003, "Assessment of a mathematical model for the manoeuvring motion of a twin-propeller twin-rudder ship", Int. Shipbuild. Prog. 50.1.

[35] Kang, D., Nagarajan, V., Hasegawa, H., Sano, M., 2008, "Mathematical model of single-propeller twin-rudder ship", J. Mar. Sci. Technol.

[36] Kim, Y.G., Kim, S.Y., Kim, H.T., Lee, S.W., Yu, B.S., 2007, "Prediction of the maneuverability of a large container ship with twin propellers and twin rudders", J. Mar. Sci. Technol.

[37] PIANC, 1992, "Capability of ship manoeuvring simulation models for approach channels and fairways in harbours", Report of Working Group no. 20 of Permanent Technical Committee II, Supplement to PIANC Bulletin No. 77, 49 pp.

- [38] Taimuri, G., Matusiak, J., Mikkola, T., Kujala, P., Hirdaris, S., 2020, "A 6-DoF maneuvering model for the rapid estimation of hydrodynamic actions in deep and shallow Waters", Ocean Engineering, Maritime Technology Group, Aalto University, Espoo, Finland.
- [39] Vantorre, M., 2001. "Manoeuvring coefficients for a container carrier in shallow water: an evaluation of semi-empirical formulae". In: Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, vol. 18. October 2001, Tokyo, Japan.
- [40] Molland, A.M., Turnock, N.R., 2007, "Marine Rudders and Control Surfaces", Published by Elsevier Ltd.pp.182-188.
- [41] Yoshimura, Y., Kondo, M., Nakano, T., Yamashita, R., 2016, "Equivalent Simple Mathematical Model for the Maneuverability of Twin-propeller Ships under the same propeller-rps", Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers.
- [42] Toxopeus, S., Loeff, G., 2002, "Manoeuvring aspects of fast ships with Pods." 3rd International Euroconference on High Performance Marine Vehicles HIPER'02, Bergen.
- [43] Ozden, C. M., Kurdoglu, S., Demir, E., Sarioz, K., Goren, O., 2021, "A compact motion controller-based planar motion mechanism for captive manoeuvring tests", Ocean Engineering, Istanbul Technical University, Faculty of Naval Architecture and Ocean Engineering, Maslak, Istanbul, Turkey.
- [44] Li, M., Wu, X., 1990, "Simulation calculation and comprehensive assessment on ship maneuverabilities in wind, wave, current and shallow water", Proceedings of MARSIM and ICS M'90.
- [45] Russell, M. P., 1993, "The drift angle theory Applied to ship manoeuvring models", University of Plymouth, Institute of Marine Studies, Faculty of Science.
- [46] Azipilot, Intuitive operation and pilot training when using marine azimuthing control devices, 2011, "Deliverable 3.5: Proposed azipod model training programme and its assessment".
- [47] Reichel, M., 2019. " Equivalent standard manoeuvres for pod-driven ships ". Ocean Engineering, Faculty of Ocean Engineering and Ship Technology, Gdansk University of Technology, Gdansk, Poland.

- [48] Reichel, M., 2020. "Application of the IMO standard manoeuvres procedure for pod-driven ships", *Journal of Marine Science and Technology*, Faculty of Ocean Engineering and Ship Technology, Gdansk University of Technology, Gdansk, Poland.
- [49] Lammeren, WP. A., Troost, L., Koning, J. G., 1948, "Resistance Propulsion and Steering of Ships", The Technical Publishing Company, H. Stam- Haarlem- Holland.
- [50] Hughton, E. L., Carruthers, N. B., 1982, "Aerodynamics for Engineering Students", Third Edition, Edward Arnold Ltd, Australia.
- [51] Saunders, H. E., 1957, "Hydrodynamics in Ship Design", Volume 2, The Society of Naval Architects and Marine Engineers.
- [52] Stewart J., 2011, "Calculus: Early Transcendentals. Brooks/Cole", Cengage Learning.
- [53] Gertler M., Hagen G. R., 1967, "Standard equations of motion for submarine simulation". Technical report, Naval Ship Research and Development Center.
- [54] Chislett M. S., Strom-Tejsen J., 1965, "Planar motion mechanism tests and full scale steering and full scale steering maneuvering predictions for a mariner class vessel." Technical report, Hydro- and aerodynamics laboratory.
- [55] Inoue J., Kijima K., Hirano M., 1981, "Hydrodynamic derivatives on ship manoeuvring". In *International shipbuilding progress*, volume 28.
- [56] Toxopeus S. L., 2006, "Validation of slender-body method for prediction of linear manoeuvring coefficients using experiments and viscous-flow calculations". In *Proceedings of the seventh ICHD international conference on hydrodynamics*, University of Naples Federico II, Ischia.
- [57] Ross A., Perez T., and Fossen T. I., 2007, "A novel manoeuvring model based on low-aspect-ratio lift theory and lagrangian mechanics". *IFAC Proceedings*.
- [58] Hooft J. P., 1994, "The cross-ow drag on a Manoeuvring Ship". *Ocean Engineering*.
- [59] Lewandowski E. M., 2004, "The dynamics of marine craft: Maneuvring and Seakeeping". World Scientific.
- [60] Liu J., Hekkenberg R., Quadvlieg F., 2015, "Impacts of rudder pro_leson ship manoeuvrability". In *International Conference on Marine Simulation and Ship Maneuverability*.

- [61] Shiba H., 1960, "Model experiments about the maneuverability and turning of ships." In First Symposium on Ship manoeuvrability.
- [61] Badoe C. E., Phillips A. B., and Turnock S. T., 2015, "Influence of drift angle on computation of hull-propeller-rudder interaction." Technical report, Fluid Structure Interactions Research Group, Faculty of Engineering and the Environment, University of Southampton.
- [62] Molland A. F., Turnock S. R., 2002. "Flow straightening effects on a ship rudder due to upstream propeller and hull." International shipbuilding progress.
- [63] Teeuwen N. W., 2018 "On the Determination of Hydrodynamic Coefficients for Real Time Ship Manoeuvring Simulation", Thesis for the degree of MSc in Marine Technology in the specialization of Ship Hydromechanics, Faculty of Mechanical, Maritime and Materials Engineering, Delft University of Technology The Netherlands.
- [64] Hibbeler R. C., Fan S. C., 2010, Engineering Mechanics: Dynamics. Prentice Hall.

Apêndice A: Derivação das Equações de Movimento

Neste Apêndice as equações do movimento no plano horizontal serão derivadas utilizando a mecânica clássica. As equações [A.1] e [A.2] serão derivadas utilizando a Segunda Lei de Newton, enquanto a equação [A.3] será derivada utilizando o Momento Angular.

$$X = m[\dot{u} - vr - x_G r^2] \quad [A.1]$$

$$Y = m[\dot{v} + ur + x_G \dot{r}] \quad [A.2]$$

$$N = I_z \dot{r} + mx_G(\dot{v} + ur) \quad [A.3]$$

A.1 Aplicação da Segunda Lei de Newton

Para obtermos as equações do movimento devemos aplicar a 2ª Lei de Newton. Esta lei relaciona as forças no centro de gravidade de um corpo com o momento linear do corpo.

$$F = \frac{d}{dt}(mv) \quad [A.4]$$

Como a massa do navio é constante, a massa pode ser considerada fora da diferenciação [A.4], sendo v a velocidade e a_0 é a aceleração no referencial inercial. O sistema de coordenadas solidário ao navio, no entanto, não é um sistema de coordenadas inercial, tendo em vista o fato, do navio poder ser acelerado. Assim, uma expressão para a aceleração da embarcação no referencial inercial deve ser encontrada.

$$F = m \frac{dv}{dt} = ma_0 \quad [A.5]$$

Primeiramente consideramos um sistema coordenadas inercial dado por x_0, y_0 e z_0 e um sistema de coordenadas solidário ao corpo dado por x, y e z , Figura 66.

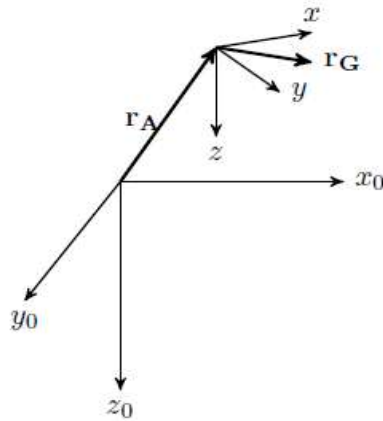


Figura 66: Vetor posição de um referencial rotacional em um referencial inercial.

A posição da origem do sistema de coordenadas apresentada pode ser definida pelo vetor r_A . O centro de gravidade do corpo no sistema de coordenadas solidário pode ser definido pelo vetor r_G . A localização do centro de gravidade pode então ser determinada para o referencial inercial como:

$$r_o = r_G + r_A \quad [\text{A.6}]$$

Quando o sistema de coordenadas solidário ao corpo possui também uma velocidade angular Ω , a velocidade do centro de gravidade em relação ao referencial inercial pode ser calculada de acordo com Hibbeler et al. (2010) como:

$$v_o = \frac{dr_o}{dt} + \Omega \times r_G \quad [\text{A.7}]$$

Substituindo [A.6] temos:

$$v_o = \frac{dr_G}{dt} + \frac{dr_A}{dt} + \Omega \times r_G \quad [\text{A.8}]$$

Como o centro de gravidade é considerado fixo ao sistema de coordenadas solidário, $\frac{dr_G}{dt}$ é igual a zero, gerando:

$$v_o = \frac{dr_A}{dt} + \Omega \times r_G \quad [\text{A.9}]$$

A aceleração pode então ser encontrada utilizando:

$$a_o = \frac{dv_o}{dt} + \Omega \times v_G \quad [\text{A.10}]$$

Sendo igual a:

$$a_o = \frac{d}{dt}(v_A + \Omega \times r_G) + \Omega \times (\Omega \times r_G) \quad [\text{A.11}]$$

$$a_o = a_A + \Omega \times v_A + \frac{d\Omega}{dt} \times r_G + \Omega \times (\Omega \times r_G) \quad [A.12]$$

Temos que o vetor velocidade do sistema de referência solidário pode ser definido utilizando-se as velocidades na origem, dadas por:

$$v_A = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} \quad [A.13]$$

As acelerações da origem são as derivadas das velocidades e o vetor aceleração é dado por:

$$a_A = \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \end{bmatrix} \quad [A.14]$$

O vetor rotação pode ser definido pelas três rotações em torno da origem, dados por p, q, r .

$$\Omega = \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} \quad [A.15]$$

Com isso o segundo termo da expressão de aceleração [A.12] pode ser calculado por:

$$\Omega \times v_A = \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} qw - rv \\ -pw + ru \\ pv - qu \end{bmatrix} \quad [A.16]$$

A posição do centro de gravidade no referencial solidário pode ser descrita por:

$$r_G = \begin{bmatrix} x_G \\ y_G \\ z_G \end{bmatrix} \quad [A.17]$$

Com isso o terceiro termo da expressão de aceleração [A.12] pode ser calculado por:

$$\frac{d\Omega}{dt} \times r_G = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \dot{q} \\ \dot{r} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} x_G \\ y_G \\ z_G \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{q}z_G - \dot{r}y_G \\ \dot{r}x_G - \dot{p}z_G \\ \dot{p}y_G - \dot{q}x_G \end{bmatrix} \quad [A.18]$$

O último termo da expressão de aceleração [A.12] pode ser expresso por:

$$\Omega \times (\Omega \times r_G) = \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} qx_G - ry_G \\ rx_G - pz_G \\ py_G - qx_G \end{bmatrix} \quad [A.19]$$

Substituindo temos que:

$$a_o = \begin{bmatrix} \dot{u} + qw - rv + \dot{q}z_G - \dot{r}y_G + p(qy_G + rz_G) - x_G(q^2 + r^2) \\ \dot{v} + pw + ru + \dot{r}x_G - \dot{p}z_G + q(px_G + rz_G) - y_G(p^2 + r^2) \\ \dot{w} + pv - qu + \dot{p}y_G - \dot{q}x_G + r(px_G + qy_G) - z_G(p^2 + q^2) \end{bmatrix} \quad [A.20]$$

Com isso as forças resultantes X, Y e Z no navio são iguais à:

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} = m \begin{bmatrix} \dot{u} + qw - rv + \dot{q}z_G - \dot{r}y_G + p(qy_G + rz_G) - x_G(q^2 + r^2) \\ \dot{v} + pw + ru + \dot{r}x_G - \dot{p}z_G + q(px_G + rz_G) - y_G(p^2 + r^2) \\ \dot{w} + pv - qu + \dot{p}y_G - \dot{q}x_G + r(px_G + qy_G) - z_G(p^2 + q^2) \end{bmatrix} \quad [A.21]$$

Quando apenas os movimentos no plano horizontal são considerados, temos que a velocidade vertical w é igual à zero e as velocidades angulares p e q também são zero, o que simplifica a expressão [A.21] para:

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} = m \begin{bmatrix} \dot{u} - rv - \dot{r}y_G - x_G r^2 \\ \dot{v} + ru + \dot{r}x_G - y_G r^2 \\ 0 \end{bmatrix} \quad [A.22]$$

Por fim quando assumimos que o casco do navio é simétrico, temos que y_G é igual a zero, reduzindo a equação à:

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} = m \begin{bmatrix} \dot{u} - rv - x_G r^2 \\ \dot{v} + ru + \dot{r}x_G \\ 0 \end{bmatrix} \quad [A.23]$$

Logo temos que as forças nos sentidos, longitudinal de surge e transversal de sway são dadas pelas seguintes expressões:

$$X = m[\dot{u} - vr - x_G r^2] \quad [A.24]$$

$$Y = m[\dot{v} + ur + x_G \dot{r}] \quad [A.25]$$

A.2 Aplicação do Momento Angular

No caso das rotações de um corpo, as expressões de Momento Angular podem ser utilizadas para determiná-las. Quando um corpo é composto por N parcelas, a equação do Momento Angular pode expressa por:

$$\sum_{i=1}^N (M_i + r_i + F_i) = \sum_{i=1}^N r_i \times \frac{d}{dt} (m_i v_i) \quad [\text{A.24}]$$

$$\sum_{i=1}^N (M_i + r_i + F_i) = \sum_{i=1}^N m_i r_i \times \frac{dv_i}{dt} \quad [\text{A.25}]$$

A partir do caso em que o momento linear foi considerado, podemos colocar a expressão [A.26] para $\frac{dv_i}{dt}$, onde deve-se notar que r_i , é o vetor posição de uma partícula em relação ao ponto em que ela gira.

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^N (M_i + r_i + F_i) &= \sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial v_o}{\partial t} + \Omega \times v_o + \frac{\partial \Omega}{\partial t} \times r_i + \right. \\ &\left. \Omega \times (\Omega \times r_i) \right) = \sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial v_o}{\partial t} + \Omega \times v_o \right) + \sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial \Omega}{\partial t} \times r_i \right) + \\ &\sum_{i=1}^N m_i r_i \times (\Omega \times (\Omega \times r_i)) \end{aligned} \quad [\text{A.26}]$$

Para o primeiro termo do lado direito da expressão [A.26], a definição do centro de gravidade pode ser utilizada para eliminar o somatório.

$$\sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial v_o}{\partial t} + \Omega \times v_o \right) = m r_G \times \left(\left(\frac{\partial v_o}{\partial t} + \Omega \times v_o \right) \right) \quad [\text{A.27}]$$

Substituindo os vetores posição, velocidade e velocidade angular, obtém-se:

$$m r_G \times \left(\left(\frac{\partial v_o}{\partial t} + \Omega \times v_o \right) \right) = m \begin{bmatrix} y_G(\dot{w} + pv - qu) - z_G(\dot{v} - pw + ru) \\ z_G(\dot{u} + qw - rv) - x_G(\dot{w} + pv - qu) \\ x_G(\dot{v} - pw + ru) - y_G(\dot{u} + qw - rv) \end{bmatrix} \quad [\text{A.28}]$$

Para o segundo termo da expressão [A.26], o produto triplo pode ser usado:

$$\sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial \Omega}{\partial t} \times r_i \right) = \sum_{i=1}^N m_i \left((r_i \cdot r_i) \frac{\partial \Omega}{\partial t} - \left(\frac{\partial \Omega}{\partial t} \cdot r_i \right) r_i \right) \quad [\text{A.29}]$$

Substituindo os vetores posição, velocidade e velocidade angular, obtém-se:

$$\sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial \Omega}{\partial t} \times r_i \right) = \sum_{i=1}^N m_i \begin{bmatrix} \dot{p}(y_i^2 + z_i^2) - x_i(\dot{q}y_i + \dot{r}z_i) \\ \dot{q}(x_i^2 + z_i^2) - y_i(\dot{p}x_i + \dot{r}z_i) \\ \dot{r}(x_i^2 + y_i^2) - z_i(\dot{p}x_i + \dot{q}y_i) \end{bmatrix} \quad [\text{A.30}]$$

Os Momentos de Inércia podem ser definidos como:

$$I_{xx} = \sum_{i=1}^N m_i (y_i^2 + z_i^2) \quad [\text{A.31}]$$

$$I_{yy} = \sum_{i=1}^N m_i(x_i^2 + z_i^2) \quad [\text{A.32}]$$

$$I_{zz} = \sum_{i=1}^N m_i(x_i^2 + y_i^2) \quad [\text{A.33}]$$

$$I_{xy} = I_{yx} = -\sum_{i=1}^N m_i x_i y_i \quad [\text{A.34}]$$

$$I_{xz} = I_{zx} = -\sum_{i=1}^N m_i x_i z_i \quad [\text{A.35}]$$

$$I_{yz} = I_{zy} = -\sum_{i=1}^N m_i y_i z_i \quad [\text{A.36}]$$

Com isso o segundo termo da expressão [A.26] pode ser expresso por:

$$\sum_{i=1}^N m_i r_i \times \left(\frac{\partial \Omega}{\partial t} \times r_i \right) = \begin{bmatrix} I_{xx} & I_{xy} & I_{xz} \\ I_{yx} & I_{yy} & I_{yz} \\ I_{zx} & I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} \frac{\partial \Omega}{\partial t} = \begin{bmatrix} \dot{p}I_{xx} + \dot{q}I_{xy} + \dot{r}I_{xz} \\ \dot{p}I_{yx} + \dot{q}I_{yy} + \dot{r}I_{yz} \\ \dot{p}I_{zx} + \dot{q}I_{zy} + \dot{r}I_{zz} \end{bmatrix} \quad [\text{A.37}]$$

O terceiro termo da expressão [A.26] pode então ser reescrito da seguinte forma:

$$\sum_{i=1}^N m_i r_i \times (\Omega \times (\Omega \times r_i)) = \sum_{i=1}^N m_i r_i \times ((\Omega \cdot r_i)\Omega - (\Omega \cdot \Omega) r_i) \quad [\text{A.38}]$$

Substituindo os vetores posição, velocidade e velocidade angular, obtém-se:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^N m_i r_i \times ((\Omega \cdot r_i)\Omega - (\Omega \cdot \Omega) r_i) &= \sum_{i=1}^N m_i r_i \times \begin{bmatrix} (px_i + qy_i + rz_i)p - (P^2 + q^2 + r^2)x_i \\ (px_i + qy_i + rz_i)q - (P^2 + q^2 + r^2)y_i \\ (px_i + qy_i + rz_i)r - (P^2 + q^2 + r^2)z_i \end{bmatrix} = \\ \sum_{i=1}^N m_i \begin{bmatrix} r^2 y_i z_i - q^2 y_i z_i - pq x_i z_i + pr x_i y_i + q r y_i^2 - q r z_i^2 \\ r^2 x_i z_i - p^2 x_i z_i - pq y_i z_i + qr x_i y_i + pr x_i^2 - rp z_i^2 \\ p^2 x_i y_i - q^2 x_i y_i - r q x_i z_i + pr y_i z_i + p q y_i^2 - p q x_i^2 \end{bmatrix} &= \\ \begin{bmatrix} -(r^2 - q^2)I_{yz} + pqI_{xz} - prI_{xy} + qr(I_{zz} - I_{yy}) \\ -(r^2 - p^2)I_{xz} + qrI_{xy} - pqI_{yz} + pr(I_{zz} - I_{xx}) \\ -(p^2 - q^2)I_{xy} + prI_{yz} - r q I_{xz} + p q (I_{xx} - I_{yy}) \end{bmatrix} & \end{aligned} \quad [\text{A.39}]$$

Sendo assim as equações de momentos são dadas por:

$$K = m(y_G(\dot{w} + pv - qu) - z_G(\dot{v} - pw + rv)) + \dot{p}I_{xx} + \dot{q}I_{xy} + \dot{r}I_{xz} - (r^2 - q^2)I_{yz} + pqI_{xz} - prI_{xy} + qr(I_{zz} - I_{yy}) \quad [\text{A.40}]$$

$$M = m(z_G(\dot{u} + qw - rv) - x_G(\dot{w} + pv - qu)) + \dot{p}I_{yx} + \dot{q}I_{yy} + \dot{r}I_{yz} - (r^2 - p^2)I_{xz} + qrI_{xy} - pqI_{yz} + pr(I_{zz} - I_{xx}) \quad [\text{A.41}]$$

$$N = m(x_G(-\dot{u} + pw + rv) - y_G(\dot{u} + qw - rv)) + \dot{p}I_{zx} + \dot{q}I_{zy} + \dot{r}I_{zz} - (p^2 - q^2)I_{xy} + prI_{yz} - r q I_{xz} + p q (I_{xx} - I_{yy}) \quad [\text{A.42}]$$

Considerando apenas os movimentos no plano horizontal, temos que as velocidades verticais w são nulas e as velocidades angulares p e q são nulas, isto simplifica as equações para:

$$K = -mz_G(\dot{v} + ru) + \dot{r}I_{xz} - r^2I_{yz} \quad [\text{A.43}]$$

$$M = mz_G(\dot{u} - rv) + \dot{r}I_{yz} - r^2I_{xz} \quad [\text{A.44}]$$

$$N = m(x_G(\dot{v} + ru) - y_G(\dot{u} - rv)) + \dot{r}I_{zz} \quad [\text{A.45}]$$

Quando se considera um navio simétrico, temos que y_G é igual a zero, e como o sistema de coordenadas é colocado na altura do centro de gravidade z_G também considerado igual à zero, as equações simplificam-se para:

$$K = -\dot{r}I_{xz} - r^2I_{yz} \quad [\text{A.46}]$$

$$M = \dot{r}I_{yz} - r^2I_{xz} \quad [\text{A.47}]$$

$$N = m x_G(\dot{v} + ru) + \dot{r} I_{zz} \quad [\text{A.48}]$$

Para uma embarcação que se movimenta apenas no plano horizontal, ou seja, não há movimentos verticais, a equação [A.48] representa o movimento de rotação em yaw. Essa equação descreve o comportamento da embarcação em relação ao seu eixo vertical, ou seja, o giro em torno de seu eixo vertical, também conhecido como movimento de guinada.

Os termos de inércia nas equações de movimento são conhecidos e devem ser iguais às forças que atuam no navio. Estas forças são o empuxo do propulsor, as forças do leme, a resistência ao avanço da embarcação e as demais forças hidrodinâmicas atuantes na embarcação. A diferença entre os modelos de manobra está na forma como estas forças são tratadas.

Apêndice B: Obtenção dos Adimensionais

O Teorema de Buckingham também chamado de Teorema dos Números Π s, foi divulgado por Buckingham em 1914. Na verdade, é um procedimento (esquema) para a obtenção de variáveis adimensionais. As variáveis adimensionais (monômios) são também chamadas de grupos adimensionais ou números adimensionais ou números Π s.

O teorema (o procedimento) pode ser apresentado de vários modos. O modo que se apresenta, tem por objetivo produzir resultados concretos, ou seja um procedimento em nove passos:

- PASSO 1: Especificar a variável de interesse; listar as n variáveis da análise, definindo a variável que será o foco do problema, bem como as variáveis presentes no problema.
- PASSO 2: Construir a Matriz Dimensional Inicial (MDI) ou seja, a matriz ($k \times n$), retangular, que indica nas suas colunas, para cada variável do Passo 1, os expoentes das variáveis fundamentais do problema, em princípio (M, L, T), assumindo inicialmente, portanto, $k=3$.
- PASSO 3: Consolidar a Matriz Dimensional Inicial retirando linhas espúrias que indicam parâmetros de escala que não podem formar grupos adimensionais; obviamente, uma linha espúria é a que contém apenas zeros ou apenas um valor diferente de zero como [000...0100...000]; assim, após a retirada das linhas, redefinir n para n' e k para k' . Esta nova matriz será chamada de Matriz Dimensional (MD) que é a MD propriamente dita.
- PASSO 4: Achar a classe k'' da Matriz Dimensional (MD), ou seja, a maior ordem das matrizes menores quadradas não-singulares. As matrizes menores são matrizes quadradas obtidas através da combinação de linhas e colunas da MD que, em geral, é retangular. Observação importante: poderá ocorrer que algumas variáveis do problema sejam variáveis puras; neste caso, as colunas de MD contêm apenas zero e a própria variável pura já é um grupo adimensional; a definição da classe k'' é feito usando-se as colunas restantes.
- PASSO 5: Escolher k'' parâmetros de escala (variáveis repetitivas-representativas das variáveis fundamentais do problema). Como dito, há liberdade na escolha destes parâmetros de escala que podem ser qualquer combinação de um número

mínimo de variáveis que componha em si uma MD não-singular. Um método prático é verificar se as linhas envolvidas não linearmente dependentes. Devido a facilidade, recomenda-se que todas as combinações sejam estudadas, porque algumas podem render mais conhecimento do que as outras após a aplicação dos passos restantes.

- PASSO 6: Obter $n-k''$ números adimensionais (ou números π) para as correspondentes variáveis restantes.
- PASSO 7: Expressar os números adimensionais em termos de adimensionais conhecidos clássicos, tais como números de Reynolds \mathcal{R} , número de Froude \mathcal{F} , coeficiente de arrasto C_D , etc. Aqui, convém lembrar que produtos (o que inclui exponenciação) entre números adimensionais também são adimensionais; manipulações adimensionais são sempre possíveis.
- PASSO 8: Exibir o resultado e, se for o caso, reorganizá-lo para maior clareza.
- PASSO 9: Explorar condições limites.

Como exemplo de aplicação do Teorema de Buckingham no contexto de manobrabilidade podemos, adimensionalizar as forças e momentos externos X, Y e N.

- Dados: L_{pp} , V , ψ , ρ , μ , g / Foco: X, Y, N

Onde:

- X: Força Longitudinal;
- Y: Força Transversal;
- N: Momento de Yaw;
- L_{pp} : Comprimento entre perpendiculares;
- V: Velocidade de Avanço Longitudinal;
- ψ : Ângulo de aproamento;
- ρ : Massa Específica do fluido; e
- μ : Viscosidade do fluido.

➤ PASSO 1: Variáveis do problema (n); foco

- X, Y, N = f(L_{pp} , V, ψ , ρ , μ , g), logo $n=7$

➤ PASSO 2: MDI ($k \times n$)

Tabela 31: Matriz Dimensional Inicial

	X, Y	N	Lpp	V	ψ	ρ	μ	g
M	1	1	0	0	0	1	1	0
L	1	2	1	1	0	-3	-1	1
T	-2	-2	0	-1	0	0	-1	-2

➤ PASSO 3: Consolidar MDI ($k \times n$); obter MD ($k' \times n'$): $K'=3, n'=7$

➤ PASSO 4: Achar a classe k'' de MD ($k'' \times n'$).

Como as três linhas de MD acima são linearmente independentes, não é difícil obter matrizes quadradas não-singulares a partir dela. $K''=3$

➤ PASSO 5: Escolher k'' parâmetros de escala não singulares (Lpp, V, ρ).

➤ PASSO 6: Obter $n'-k''$ números $\pi = 4 N^oPI$

Tabela 32: Matriz Dimensional e seus Parâmetros de Escala

PE		X, Y	N	Lpp	V	ψ	ρ	μ	g
Lpp	M	1	1	0	0	0	1	1	0
V	L	1	2	1	1	0	-3	-1	1
ρ	T	-2	-2	0	-1	0	0	-1	-2

$$\pi_1 = X * Lpp * V * \rho \quad [B.1]$$

$$\pi_1 = [X] * [Lpp]^{a1} * [V]^{b1} * [\rho]^{c1} \quad [B.2]$$

$$[M]^0[L]^0[T]^0 = [[M^1L^1T^{-2}][L^{a1}][L^{b1}T^{-b1}][M^{c1}L^{-3c1}] \quad [B.3]$$

$$\text{Logo: } \pi_1 = \frac{X}{Lpp^2V^2\rho} \quad [B.4]$$

$$\pi'_1 = Y * Lpp * V * \rho \quad [B.5]$$

$$\pi'_1 = [Y] * [Lpp]^{a1} * [V]^{b1} * [\rho]^{c1} \quad [B.6]$$

$$[M]^0[L]^0[T]^0 = [[M^1L^1T^{-2}][L^{a1}][L^{b1}T^{-b1}][M^{c1}L^{-3c1}] \quad [B.7]$$

$$\text{Logo: } \pi'_1 = \frac{Y}{Lpp^2V^2\rho} \quad [B.8]$$

$$\pi''_1 = N * Lpp * V * \rho \quad [B.9]$$

$$\pi''_1 = [N] * [Lpp]^{a1} * [V]^{b1} * [\rho]^{c1} \quad [B.10]$$

$$[M]^0 [L]^0 [T]^0 = [[M^1 L^2 T^{-2}] [L^{a1}] [L^{b1} T^{-b1}] [M^{c1} L^{-3c1}] \quad [B.11]$$

$$\text{Logo: } \pi''_1 = \frac{N}{Lpp^3 V^2 \rho} \quad [B.12]$$

$$\pi_2 = \mu * Lpp * V * \rho \quad [B.13]$$

$$\pi_2 = [X] * [Lpp]^{a2} * [V]^{b2} * [\rho]^{c2} \quad [B.14]$$

$$[M]^0 [L]^0 [T]^0 = [[M^1 L^{-1} T^{-1}] [L^{a2}] [L^{b2} T^{-b2}] [M^{c2} L^{-3c2}] \quad [B.15]$$

$$\text{Logo: } \pi_2 = \frac{\mu}{Lpp V \rho} \quad [B.16]$$

$$\pi_3 = g * Lpp * V * \rho \quad [B.17]$$

$$\pi_3 = [X] * [Lpp]^{a3} * [V]^{b3} * [\rho]^{c3} \quad [B.18]$$

$$[M]^0 [L]^0 [T]^0 = [[L^1 T^{-2}] [L^{a3}] [L^{b3} T^{-b3}] [M^{c3} L^{-3c3}] \quad [B.19]$$

$$\text{Logo: } \pi_3 = \frac{gLpp}{V^2} \quad [B.20]$$

$$\pi_4 = \Psi \quad [B.21]$$

PASSO 7: Expressar os números π em termos de adimensionais clássicos:

$$\pi_1 = \frac{X}{1/2\rho V^2 Lpp^2} \quad \pi'_1 = \frac{Y}{1/2\rho V^2 Lpp^2} \quad \pi''_1 = \frac{N}{1/2\rho V^2 Lpp^3} \quad [B.22]$$

$$\pi_2 = \frac{1}{Rey} \quad \pi_3 = \frac{1}{Fr} \quad \pi_4 = \Psi \quad [B.23]$$

PASSO 8: Exibir o resultado.

$$\frac{X}{1/2\rho V^2 Lpp^2} = f_1(Reynolds, Froude, \Psi) \quad [B.24]$$

$$\frac{Y}{1/2\rho V^2 Lpp^2} = f_2(Reynolds, Froude, \Psi) \quad [B.25]$$

$$\frac{N}{1/2\rho V^2 Lpp^3} = f_3(Reynolds, Froude, \Psi) \quad [B.26]$$

Onde a velocidade de avanço longitudinal é usada como velocidade de referência. As velocidades e acelerações também são adimensionalizadas por relações simples:

$$v' = \frac{v}{V}; r' = \frac{rLpp}{V}; \dot{u}' = \frac{\dot{u}Lpp}{V^2}; \dot{v}' = \frac{\dot{v}Lpp}{V^2}; \dot{r}' = \frac{\dot{r}Lpp^2}{V^2} \quad [B.27]$$

Apêndice C: Testes para obtenção das Derivadas Hidrodinâmicas

Os coeficientes de forças e momentos (as derivadas hidrodinâmicas) empregados nos modelos de manobra podem ser obtidos em ensaios reais com modelos em escala reduzida ou reproduzidos do mesmo modo em CFD. Em geral, para estes ensaios, os modelos são equipados com leme e propulsores.

A similaridade de Froude é adotada como base para redução de escala, assim como nos ensaios de resistência ao avanço. No entanto, nos ensaios de manobra, graças aos ângulos entre o fluxo e o casco do modelo (que podem ser por vezes grandes) e às acelerações durante os ensaios, garantir a similaridade na separação da camada-limite entre o modelo e o navio real é muito difícil. Por essa razão, prefere-se usar modelos maiores (menor redução de escala) no intuito de reduzir os efeitos de escala.

Os ensaios realizados para determinação das derivadas hidrodinâmicas são chamados de ensaios com modelo cativo. Recebem essa denominação porque os movimentos do modelo são impostos por um mecanismo ao qual ele está acoplado. Os dois principais tipos de ensaios de modelo cativo são:

- **Ensaio de Reboque Oblíquo:** São realizados em tanques de reboque. Consistem em rebocar o modelo com ângulos de deriva (β) fixos. Vários ângulos de leme são ensaiados para cada condição de reboque. As forças longitudinal, transversal e o momento de yaw são medidos e, em alguns casos (principalmente para embarcações de alta velocidade), também se mede o momento de roll.
- **Ensaio em Planar Motion Mechanism (PMM):** PMMs são atuadores mecânicos instalados no carro de reboque de um tanque de provas. Eles permitem superpor movimentos senoidais (puramente transversais ou combinados com yaw) ao movimento longitudinal de reboque ao longo do tanque. Alguns PMMs induzem o movimento oscilatório de forma mecânica, a partir de um movimento circular, via eixo excêntrico. Outros, mais modernos e de custo bem mais elevado, empregam motores elétricos controlados por computador.

C.1 Ensaios de Reboque Oblíquo (Static Drift Test):

Neste teste o modelo é rebocado com velocidade constante e com ângulo de deriva (β) fixo. Além disso o modelo deve ser rebocado no ponto de autopropulsão, determinado pelo teste em águas abertas do propulsor.

As variáveis independentes sob controle durante o teste são:

- β - Ângulo de Deriva;
- U_c - Velocidade de reboque (ft/s);
- δ - Ângulo do Leme;
- n - Rotação do propulsor (rps);
- v - Velocidade de Sway = $-U_c \sin\beta$; e
- l_p - Distância entre os pontos de reboque.

Durante este teste mede-se e registra-se:

- X_1 e X_2 - Forças a vante e a ré, ao longo da linha de centro, positivo para vante;
- Y_1 e Y_2 - Forças a vante e a ré, perpendiculares a linha de centro, positivo para boreste;
- U_c - Velocidade de reboque (ft/s);
- n - Rotação do propulsor (rpm);

O teste é executado com ângulo do leme $\delta=0$ com uma velocidade constante U_c com ângulo de deriva (β) variando entre -4° a 20° , com intervalo de 2° .

Durante o teste, o navio é rebocado lateralmente em relação à corrente ou fluxo de água. Isso cria uma condição de desvio lateral, em que o navio se move em uma direção diferente da direção da corrente. Esse teste é particularmente importante para avaliar a estabilidade direcional e as características de manobra do navio. Durante o ensaio, são coletados dados, como ângulo de deriva (desvio lateral), velocidade da água, ângulo de ataque do leme, forças e momentos hidrodinâmicos. Essas informações são analisadas para entender a resposta do navio às condições de desvio lateral e avaliar sua estabilidade direcional, controle e capacidade de manobra. Os ensaios de reboque oblíquo em navios são conduzidos durante o processo de projeto e desenvolvimento de navios para verificar seu comportamento hidrodinâmico e garantir que atendam aos requisitos de segurança, manobrabilidade e desempenho estabelecidos pelas normas e regulamentações marítimas.

C.2 Ensaio em Planar Motion Mechanism (PMM) (Dynamic Tests):

Os Testes com Mecanismos de Movimento Planar, Figura 67, fornecem um meio de estabelecer valores numéricos para as derivadas hidrodinâmicas necessárias para quantificar a estabilidade direcional de um modelo particular (e seu protótipo).

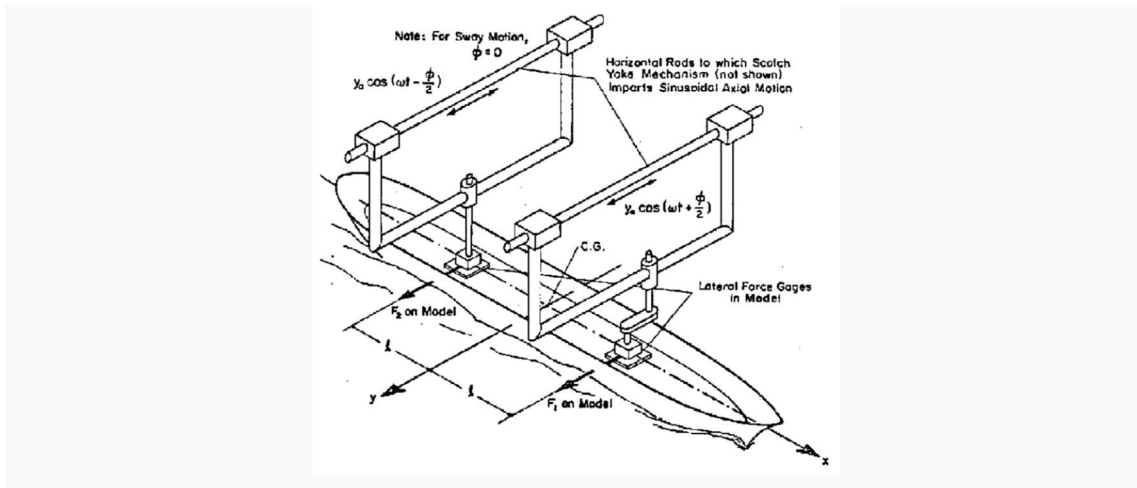


Figura 67: Esquema PMM.

Vários testes usam um, dois ou todos os deslocamentos forçados e movimentos para medir as forças e momentos. Ao escolher adequadamente os testes a serem executados, é possível encontrar as derivadas hidrodinâmicas necessários para garantir a estabilidade direcional de um navio ou a manobrabilidade da embarcação.

Para definir todas as derivadas hidrodinâmicas, é necessário executar uma variedade de testes que se enquadram em duas categorias: Testes Estáticos e Testes Dinâmicos.

Para determinar os coeficientes dependentes da aceleração de deriva (*sway*) e guinada (*yaw*), é necessário realizar dois diferentes Testes Dinâmicos.

Um teste será conduzido de modo que a velocidade de guinada (r) e a sua aceleração (\dot{r}) sejam mantidas constantes e iguais a zero. Este teste, é conhecido como “Puro Sway” e permite determinar a velocidade de deriva (*sway*) e os coeficientes hidrodinâmicos ($N'_v, Y'_v, N'_{\dot{v}}$ e $Y'_{\dot{v}}$).

O outro teste é conhecido como “Puro Yaw”. Neste teste a velocidade de deriva (*sway*) (v) e a sua aceleração (\dot{v}) são mantidas constantes e iguais a zero. Este teste nos permite determinar a velocidade de guinada (*yaw*) e os coeficientes hidrodinâmicos ($N'_r, Y'_r, N'_{\dot{r}}$ e $Y'_{\dot{r}}$).

Tendo em vista que o modelo é forçado a seguir um determinado caminho com uma velocidade e ângulo de leme especificados durante os testes, não há nenhuma condição operacional de "equilíbrio" real sendo modelada nestes testes. Em vez disso, é necessário variar todas as variáveis independentes sobre intervalos de operação esperados sistematicamente, para que a condição de equilíbrio possa ser derivada analiticamente dos resultados experimentais cruzados.

A Figura 68 apresenta o dispositivo de PMM para movimentação do modelo em dois graus de liberdade, translação na direção transversal ao tanque de provas (Sway) e rotação no eixo normal à superfície da água (Yaw).



Figura 68: Dispositivo do PMM para movimentação em 2GL (IPT, 2022).

A Figura 69 apresenta o modelo reduzido de uma embarcação em ensaio de manobrabilidade com PMM, no Tanque de Provas do IPT.



Figura 69: Modelo Reduzido em ensaio de manobra (IPT, 2022).

C.2.1 Teste “Puro Sway”

As variáveis independentes sob controle durante o teste (Figura 70) são:

- ω - Frequência de oscilação de Sway (Hz)
- U_c - Velocidade de reboque (ft/s)
- Y_m - Amplitude de oscilação de Sway (ft)
- n - Rotação do propulsor (rps)

Geralmente, executa-se todos os testes na mesma velocidade de reboque, escolhida para representar uma certa velocidade no navio real. A velocidade do propulsor é escolhida de modo que o modelo esteja em um ponto de autopropulsão. Isso deixa a amplitude e frequência de sway a ser variada em cada teste executado, para fornecer faixas de velocidades e acelerações de sway e yaw. Antes de cada teste, uma combinação de amplitude e frequência de sway precisa ser escolhida.

O aparato do PMM tem limites práticos na faixa de valores que podem ser usados. A amplitude de sway deve estar entre 0.5 e 1.8 pés, e a frequência de sway deve ser entre 0.05 e 0.2 Hz.

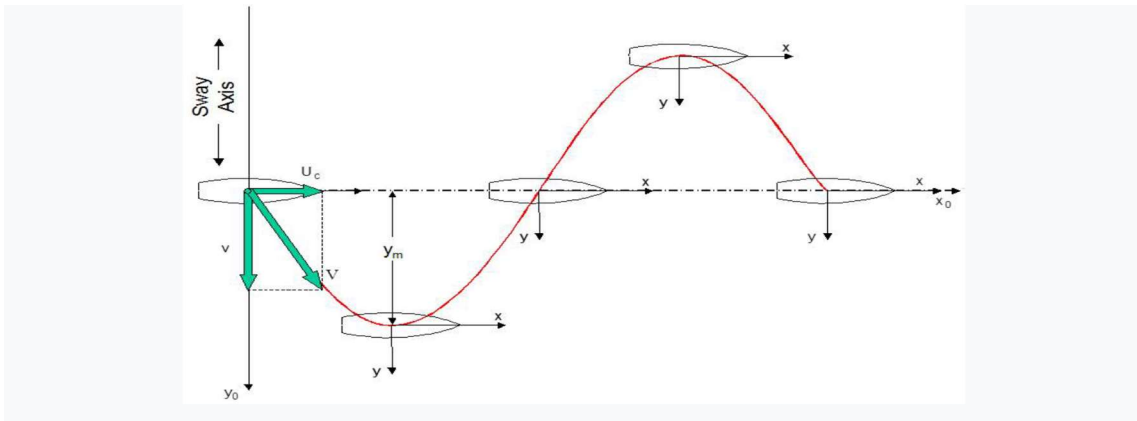


Figura 70: Condições de Teste de Puro Sway.

Durante este teste mede-se e registra-se:

- Y_1 e Y_2 - Forças a vante e a ré, perpendiculares a linha de centro, positivo para boreste;
- U_c - Velocidade de reboque (ft/s);
- n - Rotação do propulsor (rpm);
- y - Posição de deriva (sway) (ft); e
- ψ - ângulo de aproamento (Graus).

Estabelecer um ponto de início e término como apresentado na Figura 70, em que a distância de deriva é zero, garante um número inteiro de ciclos e sincroniza as relações de fase necessárias para realizar a Transformada de Fourier.

Os adimensionais de força e movimento para este teste são os seguintes:

$$v' = v/U_c \quad [C.1]$$

$$X' = \frac{X}{1/2\rho U_c^2 L p p^2} \quad [C.2]$$

$$Y' = \frac{Y}{1/2\rho U_c^2 L p p^2} \quad [C.3]$$

$$N' = \frac{N}{1/2\rho U_c^2 L p p^3} \quad [C.4]$$

O modelo será rebocado no tanque com uma velocidade de reboque constante (U_c) e com um ângulo de aproamento (ψ) fixo igual a zero (ou seja, o eixo x local é paralelo ao eixo x_0 global).

O modelo é oscilado para frente e para trás ao longo do eixo de sway pelo aparato de reboque do PMM. A amplitude do movimento de sway (y_m) e a frequência de oscilação de sway (ω) determinam a magnitude da velocidade e aceleração de sway.

A Figura 70 mostra o layout para a condição de teste de sway puro. A velocidade de reboque (U_c) representa o componente x da velocidade instantânea V . O componente y é a velocidade de sway (v). A velocidade (v) e a aceleração de sway (\dot{v}) estão relacionadas com a amplitude de sway (y_m) e a frequência de sway (ω) como a seguir:

$$y = y_m \sin(\omega t) \quad [C.5]$$

$$v = \dot{y} = y_m \omega \cos(\omega t) \quad [C.6]$$

$$\dot{v} = \ddot{y} = -\omega^2 y_m \sin(\omega t) \quad [C.7]$$

Estamos interessados nos valores máximos da velocidade de sway porque a máxima força dependente da velocidade ocorre na velocidade máxima (aceleração igual a zero), e interessados nos valores máximos da aceleração da sway porque a máxima força dependente da aceleração ocorre na aceleração máxima (velocidade igual a zero). As formas adimensionais de velocidade e aceleração de sway são:

$$v' = y_m \omega / U_c \quad [C.8]$$

$$\dot{v}' = -y_m \omega^2 L_{pp} / U_c^2 \quad [C.9]$$

Ao controlar a amplitude e a frequência de sway e a velocidade de reboque, cada teste executado fornecerá uma velocidade e uma aceleração de sway diferente. Podemos então avaliar a força medida em cada um dos reboques para determinar as forças e momentos dependentes da velocidade e aceleração.

A fim de separar o sinal de força registrado em cada reboque, em forças dependentes da velocidade e forças dependentes da aceleração, pode-se utilizar uma Transformada de Fourier e um Código MATLAB para calcular os componentes cosseno e seno das forças.

Uma vez que as amplitudes em fase e fora de fase forem encontradas, as forças e os momentos adimensionais podem ser determinados. As forças e momentos dependentes da velocidade são:

$$Y'_{vel} = \frac{(Y_1)_{cos} + (Y_2)_{cos}}{1/2 L_{pp}^2 U_c^2} \quad [C.10]$$

$$N'_{vel} = \frac{[(Y_1)_{cos} + (Y_2)_{cos}] L/2}{1/2 L_{pp}^3 U_c^2} \quad [C.11]$$

Enquanto as forças e momentos dependentes da aceleração são:

$$Y'_{acc} = \frac{(Y_1)_{sin} + (Y_2)_{sin}}{1/2 L_{pp}^2 U_c^2} \quad [C.12]$$

$$N'_{acc} = \frac{[(Y_1)_{sin} + (Y_2)_{sin}] L/2}{1/2 L_{pp}^3 U_c^2} \quad [C.13]$$

Com isso as derivadas hidrodinâmicas podem ser obtidas pela inclinação das curvas: N'_{vel} e Y'_{vel} por v' e N'_{acc} e Y'_{acc} por \dot{v}' .

C.2.2 Teste “Puro Yaw”

O modelo será rebocado ao longo do tanque com uma velocidade constante do carro de reboque (U_c), com uma constante variação do ângulo de aproamento (Ψ). Isso é atingido fazendo com que o modelo siga uma trajetória senoidal com a sua linha de centro sempre paralela à tangente do percurso.

Novamente, o modelo deve ser rebocado no ponto de autopropulsão. O modelo é restringido de modo que o ângulo de deriva (β) seja sempre zero, ou seja, o eixo x local é paralelo ao vetor da velocidade instantânea (V). Como no teste de puro sway, o modelo

é oscilado para trás e para frente ao longo do eixo de sway pelo carro de reboque do PMM. A amplitude de movimento de sway (y_m) e a frequência da oscilação de sway (ω) determinam a magnitude da velocidade e aceleração de sway. A diferença agora é que o modelo também está oscilando em torno de um eixo vertical que passa pelo seu centro de gravidade. A Figura 71 mostra a relação entre as variáveis chaves do Teste de Puro Yaw.

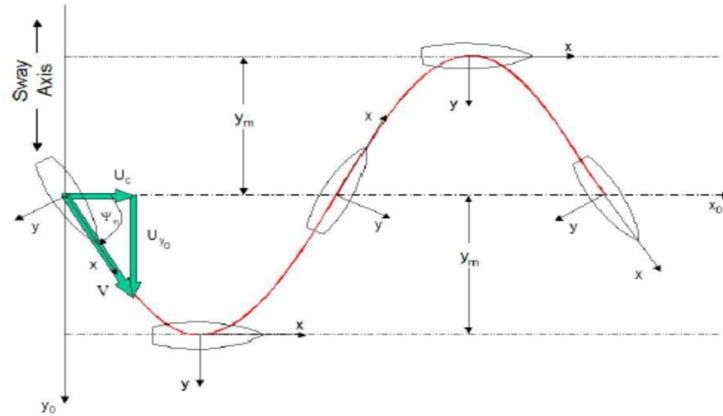


Figura 71: Condições de Teste de Puro Yaw (Guinada).

O movimento do modelo é determinado pelas duas componentes de velocidade. O carro de reboque move-se com um valor constante (U_c) atuando na direção x_0 . O modelo também atravessa o tanque com uma velocidade (U_{y_0}) que depende da amplitude de sway (y_m) e da frequência de sway (ω). A resultante dessas duas componentes de velocidade ($U_c + U_{y_0}$), é a velocidade instantânea (V).

Como a componente de velocidade na direção Y_0 varia com o tempo, a velocidade instantânea também irá variar. O segredo é manter a proa do modelo sempre apontando na mesma direção de V (de modo que $\beta = 0$). Isso pode ser feito usando a seguinte relação:

$$\tan\psi = \frac{U_{y_0}}{U_c} \quad [C.14]$$

$$\psi = \tan^{-1} \left[\frac{y_m \omega}{U_c} \cos\omega t \right] \quad [C.15]$$

O significado disso é que o movimento de guinada (yaw) é 90° fora de fase com o movimento de sway. Definindo a amplitude máxima de guinada (yaw) para $\psi_{max} = y_m \omega / U_c$ e a frequência de oscilação de guinada (yaw) para a mesma frequência de oscilação de sway, o caminho desejado pode ser alcançado.

Estamos interessados nos valores máximos da velocidade e aceleração de guinada porque as forças dependentes da velocidade máxima ocorrem na velocidade máxima (onde a aceleração é zero) e as forças dependentes da aceleração máxima ocorrem na aceleração máxima (onde a velocidade é zero). As formas adimensionais de velocidade e aceleração de yaw são:

$$r' = \frac{\psi\omega_0 L_{pp}}{U_c} \quad [C.16]$$

$$\dot{r}' = \frac{-\psi\omega_0^2 L_{pp}^2}{U_c^2} \quad [C.17]$$

Assim como acontece com o modo de sway puro, precisamos separar os sinais de forças registradas em cada ponto de tomada de dados, em forças dependentes da velocidade e dependentes da aceleração. Para o modo Puro Yaw, as forças dependentes da velocidade estarão fora de fase com o movimento de guinada (yaw) enquanto as forças dependentes da aceleração estarão em fase.

As componentes de força precisam novamente ser encontradas para o bloco de forças a vante e a ré do modelo. Uma vez que as amplitudes em fase e fora de fase foram encontradas, os adimensionais de força e momento podem ser determinados. As forças e os momentos dependentes da velocidade são:

$$Y'_{vel} = \frac{(Y_1)_{cos} + (Y_2)_{cos}}{1/2\rho L_{pp}^2 U_c^2} \quad [C.18]$$

$$N'_{vel} = \frac{[(Y_1)_{cos} + (Y_2)_{cos}]L/2}{1/2\rho L_{pp}^3 U_c^2} \quad [C.19]$$

Enquanto as componentes dependentes da aceleração são:

$$Y'_{acc} = \frac{(Y_1)_{sin} + (Y_2)_{sin}}{1/2\rho L_{pp}^2 U_c^2} \quad [C.20]$$

$$N'_{acc} = \frac{[(Y_1)_{sin} + (Y_2)_{sin}]L/2}{1/2\rho L_{pp}^3 U_c^2} \quad [C.21]$$

Com isso as derivadas hidrodinâmicas podem ser obtidas pela inclinação das curvas: N'_{vel} e Y'_{vel} por r' e N'_{acc} e Y'_{acc} por \dot{r}' .

Apêndice D: Forças Hidrodinâmicas do Casco, Propulsores e Lemes

Quando se trata de modelagem de manobras de um navio, as forças e momentos hidrodinâmicos gerados pelo casco, lemes e propulsores desempenham um papel crucial. Essas forças e momentos influenciam a capacidade de manobra do navio, incluindo sua aceleração, capacidade de giro e estabilidade direcional.

O casco do navio gera forças hidrodinâmicas que atuam principalmente na direção longitudinal (força de arrasto) e na direção lateral (força de deriva). A força de arrasto é gerada devido à resistência ao movimento do casco através da água e é influenciada pela velocidade do navio, forma do casco e rugosidade da superfície. A força de deriva é gerada quando o casco é submetido a um ângulo de deriva lateral e tende a afastar o navio de sua trajetória original.

Os lemes são superfícies de controle montadas na popa do navio e são usados para controlar a direção do navio. Quando os lemes são deslocados, eles geram forças laterais que atuam como um momento de guinada no navio. A força gerada depende da área do leme, ângulo de deflexão, velocidade do navio e características hidrodinâmicas do leme.

Os propulsores, como hélices ou jatos de água, são usados para gerar a força de propulsão que impulsiona o navio para a frente ou para trás. Além disso, eles também podem ser usados para controlar o movimento do navio, produzindo forças laterais (força de propulsão lateral) ou momentos (momentos de propulsão) quando são orientados em direções diferentes. A força e o momento gerados pelos propulsores dependem de vários fatores, como a configuração do sistema de propulsão, o ângulo de orientação dos propulsores e a velocidade do navio.

Esse apêndice se destina a fornecer uma base teórica e uma compreensão mais abrangente sobre as complexidades envolvidas na análise hidrodinâmica de manobras de navios, mais especificamente com relação aos módulos principais inseridos na maioria dos simuladores.

D.1 Forças do Casco

Para o cálculo das forças hidrodinâmicas de casco, existem dois métodos diferentes que comumente são utilizados, a aproximação das forças por séries de Taylor e aproximação das forças considerando o navio como um corpo responsável por gerar forças de sustentação.

D.1.1 Series de Taylor

Alguns modelos matemáticos, como o de Abkowitz (1964) utilizam a expansão em séries de Taylor para modelar as forças hidrodinâmicas, que podem ser expressas da seguinte forma (STEWART, 2011):

$$f(x) = f(0) + \frac{d}{dx}f(0)x + \frac{1}{2!} \frac{d^2}{dx^2}f(0)x^2 + \frac{1}{3!} \frac{d}{dx}f(0)x^3 + \dots \quad [\text{D.1}]$$

Quanto mais termos do polinômio de Taylor forem levados em consideração, mais o polinômio se aproxima da função original em torno de o ponto onde a função é aproximada.

As forças hidrodinâmicas são expressas em função das velocidades lineares u e v , da velocidade angular r , de suas respectivas acelerações e do ângulo do leme δ , quando utilizasse o teste PMM para determinação das derivadas. Assumindo que as forças são continuamente diferenciáveis, e infinitamente diferenciáveis, uma expansão em série de Taylor para múltiplas variáveis pode ser usada para aproximar as forças em torno do valor inicial.

Devido à algumas considerações as expressões que representam as forças e momentos hidrodinâmicos podem ser simplificadas. Algumas considerações são:

Para a Força Hidrodinâmica de Surge (X):

1. A primeira hipótese, baseada na Segunda Lei de Newton, é que a força é linear com a aceleração. Isto significa que o termo de aceleração de segunda ordem é zero;
2. A segunda consideração é que não existe acoplamento entre as velocidades e as acelerações. Assim, todos os termos que envolvem uma aceleração e uma velocidade são consideradas igual a zero; e
3. A terceira consideração é que o navio possui simetria de bombordo a boreste. Isto leva a três condições:

- X é uma função simétrica de v quando $r = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $X_v = 0$, $X_{vu} = 0$ e $X_{uv} = 0$;
- X é uma função simétrica de r quando $v = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $X_r = 0$, $X_{ru} = 0$ e $X_{ur} = 0$;
- X é uma função simétrica de δ quando $v = 0$ e $r = 0$. Isso implica em $X_\delta = 0$, $X_{\delta u} = 0$ e $X_{u\delta} = 0$;

Para a Força Hidrodinâmica de Sway (Y):

4. A primeira hipótese, baseada na Segunda Lei de Newton, é que a força é linear com a aceleração. Isto significa que o termo de aceleração de segunda ordem é zero;
5. A segunda consideração é que não existe acoplamento entre as velocidades e as acelerações. Assim, todos os termos que envolvem uma aceleração e uma velocidade são consideradas igual a zero; e
6. A terceira consideração é que o navio possui simetria de bombordo a boreste. Isto leva a três condições:
 - Y é uma função antissimétrica de v quando $r = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $Y_{vv} = 0$;
 - Y é uma função antissimétrica de r quando $v = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $Y_{rr} = 0$;
 - Y é uma função antissimétrica de δ quando $v = 0$ e $r = 0$. Isso implica em $Y_{\delta\delta} = 0$;

Para o Momento Hidrodinâmica de Yaw (N):

7. A primeira hipótese, baseada na Segunda Lei de Newton, é que a força é linear com a aceleração. Isto significa que o termo de aceleração de segunda ordem é zero;
8. A segunda consideração é que não existe acoplamento entre as velocidades e as acelerações. Assim, todos os termos que envolvem uma aceleração e uma velocidade são consideradas igual a zero; e
9. A terceira consideração é que o navio possui simetria de bombordo a boreste. Isto leva a três condições:
 - N é uma função antissimétrica de v quando $r = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $N_{vv} = 0$;

- N é uma função antissimétrica de r quando $v = 0$ e $\delta = 0$. Isso implica em $N_{rr} = 0$;
- N é uma função antissimétrica de δ quando $v = 0$ e $r = 0$. Isso implica em $N_{\delta\delta} = 0$;

Sendo assim existem diversos modelos que utilizam essas aproximações para expressar as forças e momentos hidrodinâmicos do casco em função das derivadas hidrodinâmicas.

Neste sentido podemos citar, Gertler et al. (1967) que implementou quinze destes termos "quadrados absolutos" nas seis equações de movimentos para simulações em submarinos. Chislett et al. (1965) descobriu que a simetria de bombordo-boreste em v era uma boa aproximação para os dados experimentais. Também verificou que uma boa representação para as forças e momentos devido aos lemes seria possível sem os termos em função de δ . Por sua vez Inoue e Kijima et al. (1981) verificaram que a aproximação utilizando até termos de terceira ordem era suficiente para analisar a manobrabilidade dos navios.

D.1.2 Teoria da Força de Sustentação

Toxopeus (2006) afirma que as forças e os momentos podem ser divididos em parcelas lineares e não lineares. As forças lineares do casco podem ser derivadas utilizando o conceito de sustentação do corpo esbelto, já as contribuições não lineares podem ser estimadas utilizando a Teoria do Arrasto Transversal (Cross-Flow Drag). Ross et al. (2007) modelou o coeficiente de sustentação como sendo proporcional ao seno do ângulo de deriva.

$$C_L = C_{L\beta} \sin\beta \quad [D.2]$$

Em seguida, ele trata a força de sustentação como uma função da posição longitudinal, expressando o seno do ângulo de deriva como uma razão de velocidades.

$$C_L(x) = C_{L\beta} \frac{v+xr}{U(x)} \quad [D.3]$$

Onde $U(x) = \sqrt{u^2 + (v + xr)^2}$. Pela decomposição da força de sustentação usando o ângulo de deriva, Ross et al. (2007) expressou a força longitudinal da seguinte forma:

$$X_L(x) = 1/2\rho S C_{L\beta} (v + xr)^2 \quad [D.4]$$

Integrando ao longo do comprimento e considerando todas as constantes em função dos coeficientes hidrodinâmicos, Ross et al. (2007) obteve:

$$X_L = X_{vv}v^2 + X_{rv}rv + X_{rr}r^2 \quad [D.5]$$

De forma semelhante a força transversal pode ser expressa por:

$$Y_L = Y_{uv}uv + Y_{ur}ur$$

Usando a expressão [C.6] para o coeficiente de arrasto, Ross et al. (2007) pôde expressar as forças e momentos totais, [C.7], [C.8] e [C.9]:

$$C_D(x) = C_{D0} + C_{DU}U(x) + C_{D\beta\beta}\sin^2(\beta(x)) \quad [D.6]$$

$$X_{LD} = X_{uu}u^2 + X_{uuu}u^3 + X_{vv}v^2 + X_{rr}r^2 + X_{vr}vr + X_{uvv}uv^2 + X_{ruv}ruv + X_{urr}ur^2 \quad [D.7]$$

$$Y_{LD} = Y_{uv}uv + Y_{ur}ur + Y_{uur}u^2r + Y_{uuv}u^2v + Y_{vvv}v^3 + Y_{rrr}r^3 + Y_{rrv}r^2v + Y_{vvr}v^2r \quad [D.8]$$

$$N_{LD} = Y_{LD}x_{cp} = N_{uv}uv + N_{ur}ur + N_{uur}u^2r + N_{uuv}u^2v + N_{vvv}v^3 + N_{rrr}r^3 + N_{rrv}r^2v + N_{vvr}v^2r \quad [D.9]$$

A parcela de força de sustentação não linear pode ser utilizada para derivar o arrasto induzido no casco. Norrbin (1971) demonstra que a força lateral pode ser aproximada por:

$$Y_{cf} = Y_{|v|v}|v|v + Y_{|r|v}|r|v + Y_{|v|r}|v|r + Y_{|r|r}|r|r \quad [D.10]$$

$$N_{cf} = N_{|v|v}|v|v + N_{|r|v}|r|v + N_{|v|r}|v|r + N|r|r \quad [D.11]$$

Através de experimentos os coeficientes de sustentação e de arrasto transversal podem ser determinados, fornecendo a expressão para força lateral. Hooft (1994) afirma que é possível prever os coeficientes de arrasto transversal para cada ângulo de deriva, apenas conhecendo o coeficiente de arrasto com ângulo de deriva igual à 90°.

D.2 Forças dos Propulsores

Os propulsores são responsáveis por produzirem a força de empuxo capaz de mover uma embarcação. Essa força de empuxo é gerada pela rotação das pás dos propulsores que faz surgir uma força de sustentação. Um esquema de uma seção de uma pá de um hélice com suas velocidades, forças e ângulos são apresentados na Figura 72. A sustentação gerada pelas pás dos propulsores depende do ângulo de ataque.

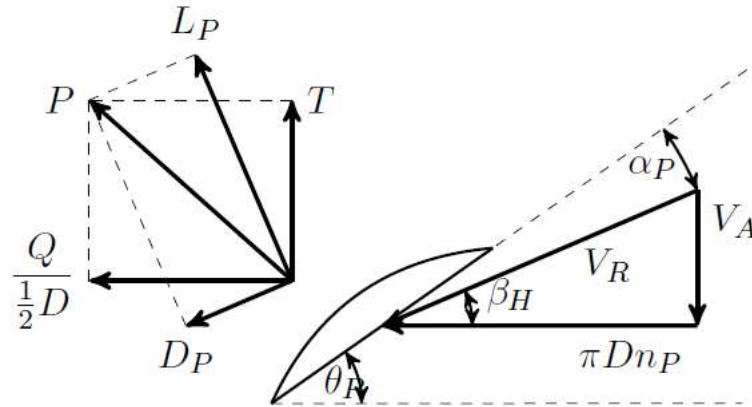


Figura 72: Velocidades e Forças em uma seção de uma pá do propulsor (Teeuwen, 2018).

A Força Total P na seção da pá do hélice pode ser decomposta de duas maneiras. Uma em função das forças de arrasto e sustentação e outra em função das do empuxo e torque gerados pelo propulsor.

Como podemos ver na Figura 72 o ângulo de ataque α_p depende do ângulo de passo θ_p e do ângulo de passo hidrodinâmico β_p . Quando a rotação do propulsor aumenta e a velocidade de escoamento V_a permanece constante, o ângulo de ataque aumenta, e isso resulta no aumento da força de sustentação e conseqüentemente no aumento da força de empuxo gerado. Podemos notar que a força de sustentação atua perpendicularmente ao escoamento ao longo da pá e isso significa que a direção da força de sustentação mudará sempre que a rotação do propulsor aumentar.

Como sabemos a força de empuxo pode ser representada pelo seguinte adimensional:

$$K_T = \frac{T}{\rho n_p^2 D^4} \quad [D.12]$$

Já o torque pode ser representado de forma adimensional da seguinte forma:

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n_p^2 D^5} \quad [D.13]$$

O coeficiente de empuxo por sua vez é dependente do coeficiente de avanço que pode ser expresso por:

$$J_p = \frac{V_a}{n_p D} \quad [D.14]$$

Podemos perceber que o coeficiente de avanço difere da tangente de V_r por um fator π . Como a velocidade de escoamento no propulsor não é igual à velocidade do navio, há o surgimento do coeficiente de esteira w_p , que quando o navio navega em avanço em linha reta é expresso pelo coeficiente w_{p0} . O coeficiente de esteira é dado pela seguinte expressão:

$$w_p = \frac{V_s - V_a}{V_s} \quad [D.15]$$

- V_s é a velocidade de serviço da embarcação; e
- V_a é a velocidade de avanço.

Com isso o coeficiente de avanço pode ser expresso em função da velocidade longitudinal da embarcação da seguinte forma.

$$J = \frac{V_s(1-w_p)}{n_p D} = \frac{u(1-w_p)}{n_p D} \quad [D.16]$$

Yasukawa et al. (2015) utilizaram uma aproximação polinomial de segunda ordem para obter o K_T :

$$K_T(J) = k_2 J_p^2 + k_1 J_p + k_0 \quad [D.17]$$

Para determinação dos coeficientes do polinômio, testes com modelos reduzidos são utilizados. Testes mais extensos foram realizados pelo Maritime Research Institute Netherlands (MARIN), com os propulsores do tipo Série B (Wageningen), utilizando uma variação sistemática do número de pás, razão de área e passo para verificar a influência nos coeficientes de empuxo e de torque. Nesse estudo foi verificado que o coeficiente de empuxo poderia ser bem representado em função do coeficiente de avanço J e da relação P/D (passo) do hélice.

Os polinômios obtidos para representação do empuxo para os propulsores do tipo Série B (Wageningen), eram apenas válidos para condição do navio se movendo em avanço em linha reta para vante, onde o propulsor é responsável pela geração do empuxo. Porém durante movimentos de manobra pode acontecer que o empuxo e a velocidade longitudinal não estejam na mesma direção gerando um ângulo entre eles. Na Figura 72 é possível visualizar a influência desse ângulo β_H .

Uma das diferenças observadas na geração de empuxo entre um navio em manobra e um navio navegando em linha reta é a ocorrência do efeito de endireitamento do fluxo. Quando o navio está navegando com um ângulo de deriva, o escoamento no propulsor é oblíquo em relação à linha de centro do navio, e conseqüentemente há um ângulo de diferença em relação a linha de eixo dos propulsores. O propulsor gera um fluxo na direção axial o que resulta em uma diferença entre os ângulos de escoamento na entrada e na saída. A Figura 73 apresenta as diferenças quantitativas envolvidas.

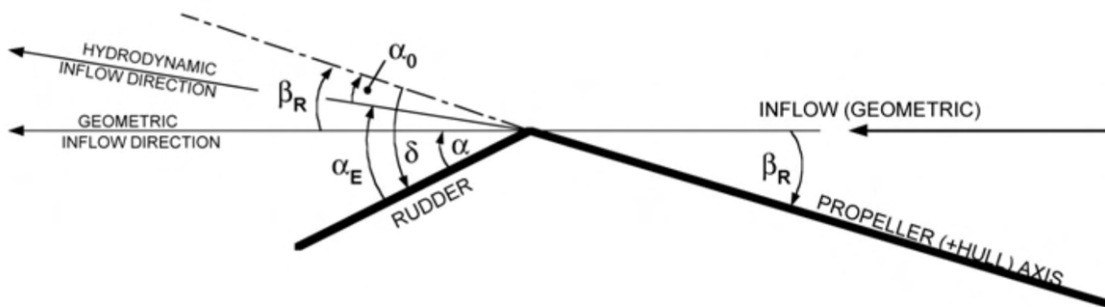


Figura 73: Efeito de endireitamento do fluxo no propulsor em movimentos de manobra. (Molland et al., 2002).

Essa diferença angular influencia na direção e na magnitude do empuxo gerado pelo propulsor. Isso significa que há o surgimento de uma componente de força lateral de empuxo e que o ângulo de entrada no leme é diferente, sendo que a diferença no escoamento no leme é considerada mais importante.

A diferença na magnitude da força de empuxo gerada em movimentos de manobra é levada em consideração através da mudança do coeficiente de esteira do navio. Algumas correções do coeficiente de esteira podem ser encontradas na literatura, como Inoue et al. (1981).

$$w_p = w_{p0} e^{-4\beta_p^2} \quad [D.18]$$

Onde β_p é o ângulo geométrico de escoamento no propulsor dado por:

$$\beta_p = \beta - x'_p r' \quad [D.19]$$

Esse método foi baseado em testes com modelos, que foram realizados para investigar o efeito de endireitamento do fluxo em propulsores sujeitos a escoamentos oblíquos.

D.3 Forças dos Lemes

Apesar de hoje em dia inúmeras embarcações utilizarem sistemas propulsivos alternativos como os sistemas azimutais, a maioria dos navios ainda utiliza um ou mais lemes em seu sistema de governo. O leme possui duas funções principais, possibilitar que haja mudança na direção do navio e garantir a estabilidade na manutenção do rumo da embarcação. As deflexões impostas aos lemes são o que possibilitam que as embarcações tenham a capacidade de descrever movimentos como curvas de giro e zig zag.

O leme pode ser considerado como uma asa que sempre é instalada à ré do casco do navio, sendo que as forças atuantes nessa asa podem ser representadas de acordo com a Figura 74.

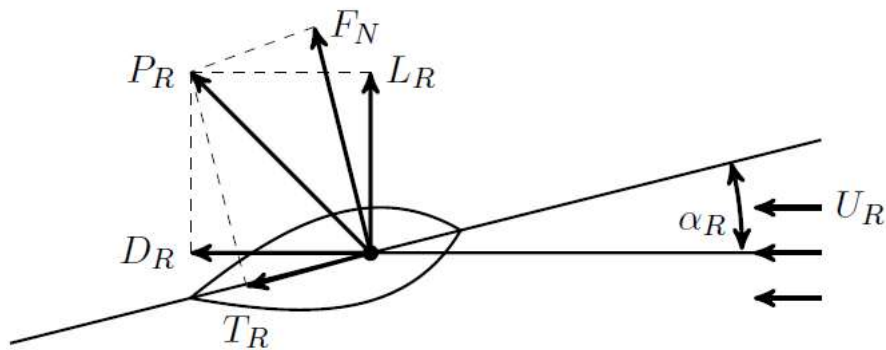


Figura 74: Forças atuantes no Leme (Teeuwen, 2018).

Na Figura 74 o componente P_R representa a Força Total em um leme submetido a um escoamento com velocidade U_R , sendo que essa força pode ser decomposta de duas formas distintas. A primeira forma de decompor a força do leme seria em função das forças de arrasto e sustentação representados pelas componentes D_R e L_R respectivamente. A segunda forma de decomposição seria em função das forças normal e tangencial representados pelas componentes F_N e T_R , e todas essas forças podem ser representadas pelos seus respectivos adimensionais.

$$F_N = \frac{1}{2} U_R^2 C_N A_R \quad [D.20]$$

$$T_R = \frac{1}{2} U_R^2 C_T A_R \quad [D.21]$$

$$L_R = \frac{1}{2} U_R^2 C_L A_R \quad [D.22]$$

$$D_R = \frac{1}{2} U_R^2 C_D A_R \quad [D.23]$$

Geralmente as forças de arrasto e de sustentação em um perfil de asa são as componentes de maior interesse, no entanto em estudos e pesquisas relacionados à

manobrabilidade de navios, diversos modelos matemáticos utilizam a força normal para representar a participação do leme dentro de seus modelos (Figura 75).

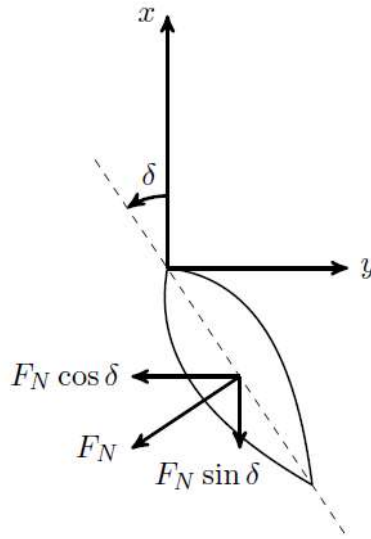


Figura 75: Decomposição das Forças Normais no Leme (Teeuwen, 2018).

Todas essas forças são altamente relacionadas com o ângulo de ataque entre o leme e o escoamento incidente (α_R) que de acordo com Yasukawa et al. (2015) pode ser representado pela seguinte expressão:

$$\alpha_R = \delta - \tan^{-1} \left(\frac{v_R}{u_R} \right) \quad [D.24]$$

Lewandowski (2004) relaciona as forças de sustentação e arrasto com o ângulo do leme através das seguintes expressões:

$$L_R = \frac{1}{2} \rho U_R^2 A_R \Lambda \delta \quad [D.25]$$

$$D_R = \frac{1}{2} \rho U_R^2 A_R \Lambda 2 \delta^2 / \pi \alpha_e \quad [D.26]$$

- Λ é a inclinação da curva de sustentação; e
- α_e é a razão de aspecto efetiva do leme

De acordo com Lewandowski (2004), a força do leme no sistema de coordenadas padrão é dada por:

$$X_R = -D_R \quad [D.27]$$

$$Y_R = L_R \quad [D.28]$$

$$N_R = L_R x_R + D_R y_R \quad [D.29]$$

- x_R, y_R são as coordenadas de localização da atuação da força do leme.

Por sua vez Fuji et al. (1961), conseguiram demonstrar que o coeficiente da força normal poderia ser representado em função do ângulo de ataque, dependendo apenas da razão de aspecto do leme, podendo ser expresso por:

$$C_N = \frac{6.12\lambda}{\lambda+2.25} \sin\alpha_R \quad [D.30]$$

Utilizando esta formulação como base, Liu et al. (2015), realizou simulações em CFD para diferentes perfis de asas (NACA), e encontrou resultados muito parecidos aos encontrados com a aproximação proposta por Fuji et al (1961).

Shiba (1960) também investigou a influência da área do leme na manobrabilidade de navios. Ele também fez algumas pesquisas da influência dos propulsores nas forças dos lemes e encontrou que a força normal do leme reduz quando a esteira gerada pelo propulsor aumenta.

Por sua vez Badoe et al. (215) realizou uma pesquisa sobre a influência do ângulo de deriva da embarcação na interação entre leme, propulsor e casco e concluiu que o ângulo de deriva influencia a posição que a força de sustentação atua no leme, sendo esse deslocamento causado pelo ângulo de deriva, muito pequeno em comparação com o comprimento total do navio.

Outro aspecto importante na modelação das forças e momentos relacionados ao leme é em relação à velocidade do escoamento em torno da posição do leme. A velocidade da água que chega ao leme é influenciada por diferentes fatores, como:

- O casco do navio;
- A aceleração gerada pelos propulsores;
- O efeito de endireitamento do fluxo devido ao hélice; e
- Os movimentos de rotação do próprio casco.

Yasukawa et al. (2015) sugeriu que a velocidade no leme pode ser considerada como uma velocidade média ponderada entre, a velocidade ao redor do leme que se encontra na esteira do hélice e a velocidade na parte do leme que não está nessa esteira. A Figura 76 apresenta um desenho esquemático das diferentes velocidades na popa de uma embarcação.

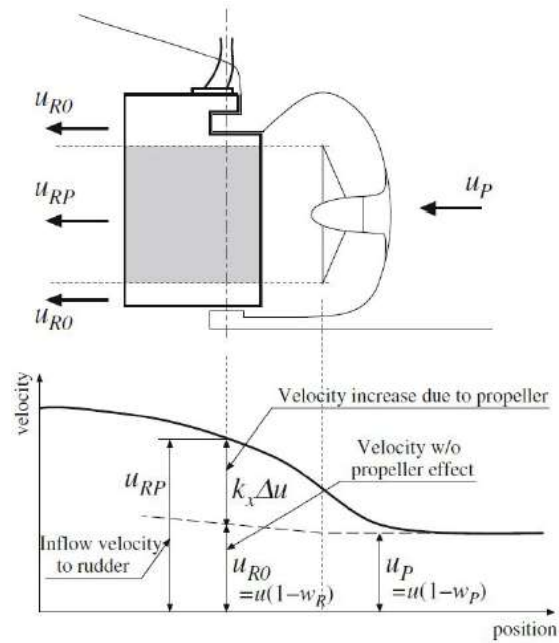


Figura 76: Relação velocidade do navio e velocidade do fluxo leme (Yasukawa et al., 2015).

A área do leme que está na região de esteira do propulsor é expressa por A_{RP} enquanto a área que não está nessa região por A_{R0} . Juntas essas duas áreas compõe a área total do leme.

$$A_R = A_{RP} + A_{R0} \quad [D.31]$$

Assim a média ponderada da velocidade longitudinal no leme pode ser calculada como:

$$u_R = \sqrt{\frac{A_{RP}}{A_R} u_{RP}^2 + \frac{A_{R0}}{A_R} u_{R0}^2} = \sqrt{\eta u_{RP}^2 + (1 - \eta) u_{R0}^2} \quad [D.32]$$

$$\text{Onde: } \eta = \frac{A_{RP}}{A_R} \quad [D.33]$$

Porém é conveniente expressar ambas as velocidades em termos da velocidade do escoamento gerado pelos propulsores. Para a velocidade do escoamento fora da esteira do propulsor, um fator semelhante ao coeficiente de esteira (w_R) pode ser considerado para exprimir o fluxo em termos da velocidade do navio.

$$u_{R0} = (1 - w_R)u \quad [D.34]$$

Utilizando o coeficiente de esteira (w_R), a velocidade u_{R0} pode ser expressa em termos da velocidade do hélice:

$$u_P = (1 - w_P)u \quad [D.35]$$

$$u_{R0} = \frac{1-w_R}{1-w_P} u_P \quad [D.36]$$

Essa razão entre o coeficiente de esteira em torno propulsor e do leme é expressa por Yasukawa et al. (2015) como:

$$\epsilon = \frac{1-w_R}{1-w_P} \quad [D.37]$$

De acordo com Yasukawa et al. (2015), a velocidade na parte do leme que está na região de esteira pode ser aproximada pela velocidade fora da esteira adicionando um fator de aumento de velocidade devido ao hélice.

$$u_{RP} = u_{R0} + k_x \Delta u \quad [D.38]$$

O aumento da velocidade devido ao propulsor é considerado como proporcional ao aumento da velocidade obtido pela Teoria do Disco Atuador, dado por:

$$\Delta u = u_{\infty} - u_P \quad [D.39]$$

Pela Teoria do Disco atuador a razão entre u_{∞} e u_P pode ser derivada por:

$$\frac{u_{\infty}}{u_P} = \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} \quad [D.40]$$

A velocidade no leme na região de esteira do propulsor pode então ser representada por:

$$u_{RP} = \epsilon u_P + k_x \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) u_P \quad [D.41]$$

$$u_{RP} = \epsilon u_P \left(1 + k \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) \right) \quad [D.42]$$

$$\text{Onde } k = \frac{k_x}{\epsilon} \quad [D.43]$$

Substituindo na equação [D.32] temos que:

$$u_R = \epsilon u_P \sqrt{\eta \left(1 + k \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) \right)^2 + 1 - \eta} \quad [D.44]$$

Que é igual à:

$$u_R = \epsilon (1 - w_P) u \sqrt{\eta \left(1 + k \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) \right)^2 + 1 - \eta} \quad [D.45]$$

Apêndice E: Características Operacionais do Sistema Azimutal

De acordo com The Naval Architect (1996), existem três tipos de modos básicos de controle de operação para navios equipados com dois propulsores azimutais:

1. Modo de manobrabilidade em cruzeiro, onde os dois azimutais estão defletidos com o mesmo ângulo, similar ao que acontece com navios equipados com dois lemes em sistemas propulsivos convencionais;
2. Modo de manobrabilidade leve, onde um dos azimutais (bombordo ou boreste, dependendo da direção da manobra) é usado para realizar a manobra; e
3. Modo de manobrabilidade pesada, onde os dois azimutais são utilizados para realizar a manobra.

Esses três modos operacionais do sistema azimutal são apresentados na Figura 77.

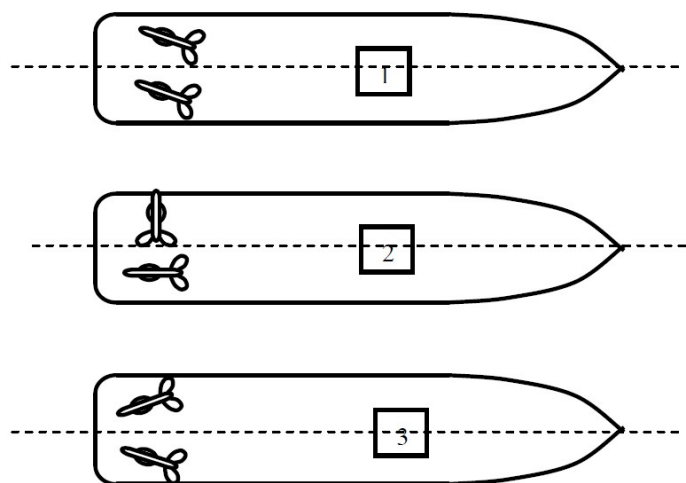


Figura 77: Modos de Manobrabilidade em navios com Sistema Propulsivo Azimutal.

Diante deste cenário, é esperado que haja uma forte interação entre os propulsores quando um azimutal, opera na esteira do outro. Este fato afeta consideravelmente o torque e o empuxo gerados pelo sistema, ou seja, a eficiência dos azimutais.

Operando no modo 1, isso pode ocorrer quando a deflexão imposta aos azimutais estiver entre 60° e 120° para ambos os propulsores (Figura 78).

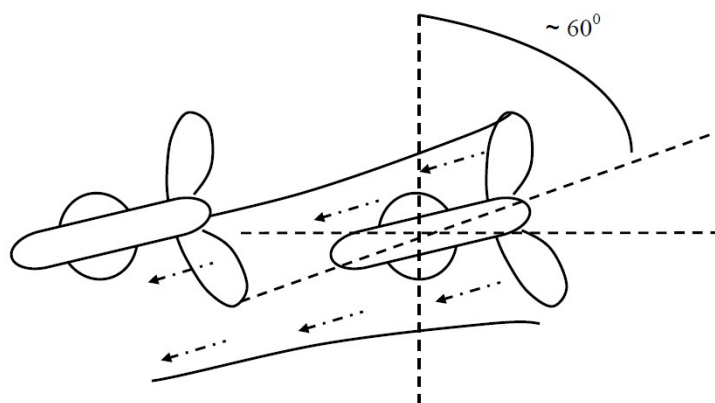


Figura 78: Esteira gerada por propulsores azimutais.

Similarmente, quando operando nos modos 2 e 3, pode-se esperar fortes interações entre os azimutais, devido ao efeito de esteira. Esse efeito de interação pode ser diferente se na popa do navio for instalado um skeg (Figura 79) que possa amenizar esse efeito de esteira nos propulsores.

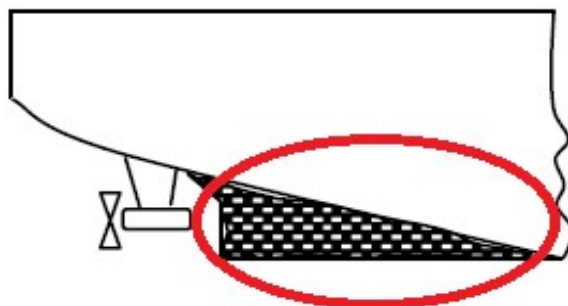


Figura 79: Representação esquemática de um skeg.

Além disso uma forte interação acontece quando um dos propulsores sofre uma angulação de 90° enquanto o outro permanece parado (0°) (Figura 80). Nesta posição o escoamento gerado pelo propulsor rotacionado incide no propulsor em repouso criando uma força que reduz o empuxo do propulsor em repouso. O fluxo gerado pelo azimutal rotacionado vai de encontro ao azimutal parado o que gera uma força de arrasto adicional, diminuindo o momento de giro da embarcação.

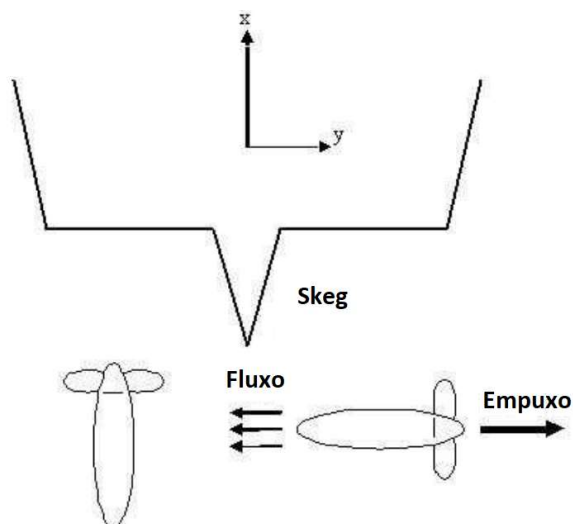


Figura 80: Interação entre propulsores azimutais.

Ankudinov (2010), apresenta três diagramas demonstrando a eficiência do sistema para diferentes combinações de deflexões impostas aos propulsores azimutais. As Figura 81, Figura 82 e Figura 83, ilustram os valores de eficiências aproximadas dos azimutais para movimentos de manobra. As componentes F_x e F_y representam as forças no sentido longitudinal (empuxo) e no sentido lateral (normal) gerados pelos propulsores azimutais, respectivamente. Os valores apresentados são para navios típicos com velocidades iniciais igual a zero.

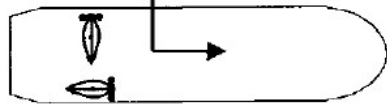



Posição Azipod	Bombordo	Boreste	F_x	F_y
	-90	0	100%	80%
	+90	0	100%	50%
	0	-90	100%	100%
	0	+90	100%	80%

Figura 81: Manobra para bombordo com um dos propulsores rotacionados em 90°.

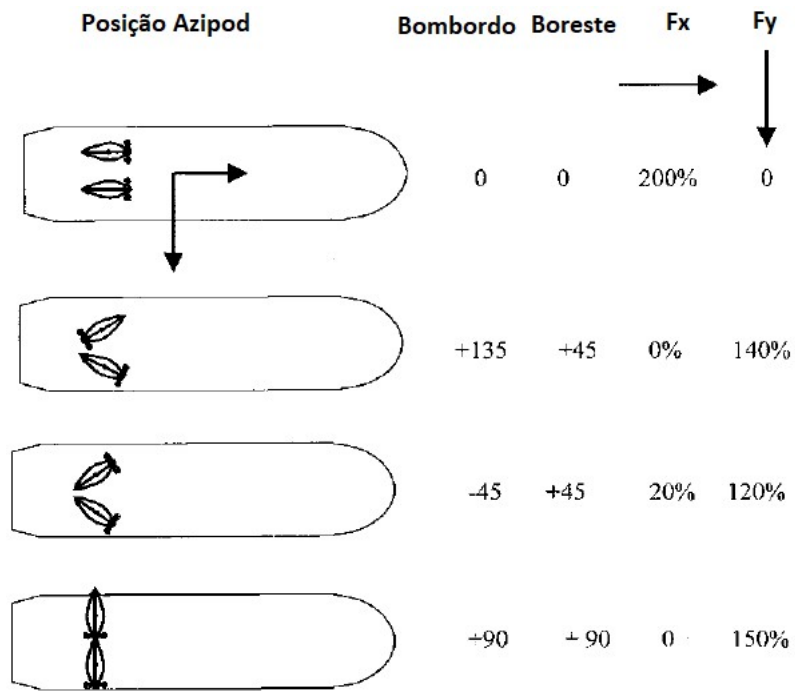


Figura 82: Manobra para boreste com uma combinação entre ângulos e rotações dos propulsores.

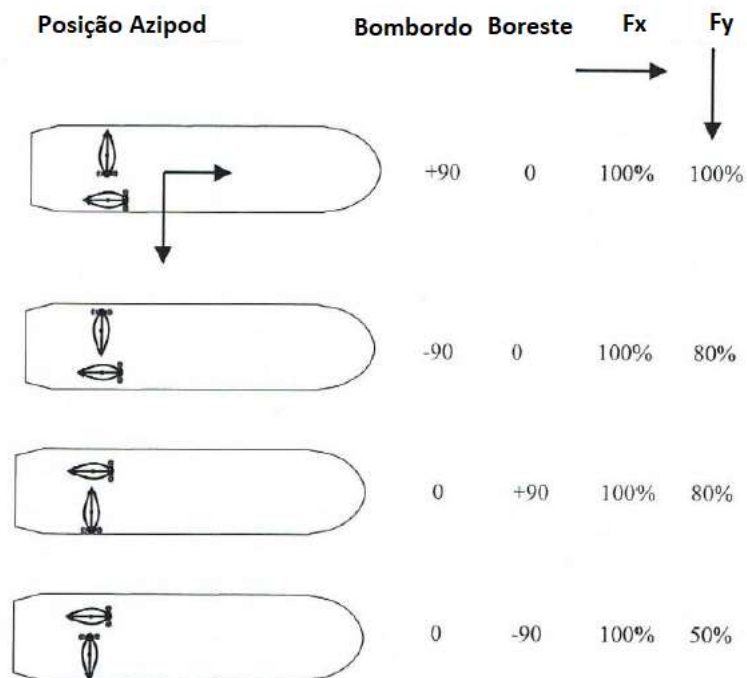


Figura 83: Manobra para boreste com um dos propulsores rotacionados em 90°.

Apêndice F: Teoria do Ângulo de Deriva

Um navio pode ser considerado um corpo irregular, e as forças que atuam nesse corpo, quando se movimenta longitudinalmente em um fluido, são as forças propulsiva e de arrasto apenas, as quais atuam ao longo da linha de centro e passam pelo seu centro de gravidade, Figura 84.

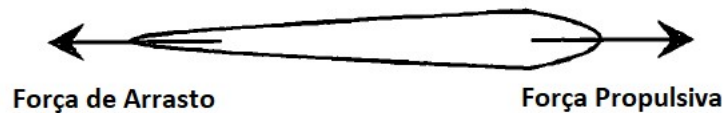


Figura 84: Forças primárias em um navio (adaptado de RUSSELL, 1993).

Alterar esta condição inicial, requer a aplicação de uma força externa, cuja resultante atuará em um ponto diferente do centro de gravidade e será responsável por gerar forças laterais e longitudinais além de momentos de rotação. Essa força é responsável por produzir os movimentos no plano horizontal de surge, sway e yaw e pode ser gerada pela atuação dos lemes, que fazem com que o navio rotacione em torno de seu centro de gravidade, Figura 85.

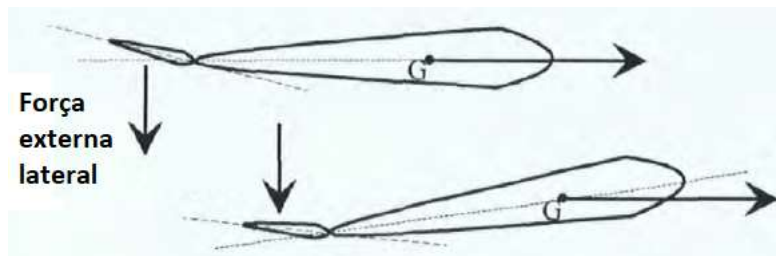


Figura 85: Atuação do leme na geração da Força Externa (adaptado de RUSSELL, 1993).

Quando este leme é aplicado a um ângulo de ataque, uma diferença na velocidade do fluido escoando sobre as faces, superior e inferior do leme é criada, gerando uma diferença de pressão entre as duas superfícies, produzindo uma força resultante como ilustrado na Figura 85 acima.

A força externa causada pela atuação do leme apenas gera uma perturbação no corpo, criando com isso um ângulo de ataque entre a velocidade instantânea (U) e a linha de centro longitudinal do corpo. Uma vez que o corpo foi perturbado e o ângulo de ataque criado, o corpo não permanece mais simétrico em relação à sua direção de movimento e com isso uma distribuição de pressão desigual é formada em torno dele produzido pela

passagem do fluido. Esta distribuição de pressão desigual é geralmente expressa pelas forças de sustentação e arrasto (HOUGHTON et al., 1982) conforme Figura 86.

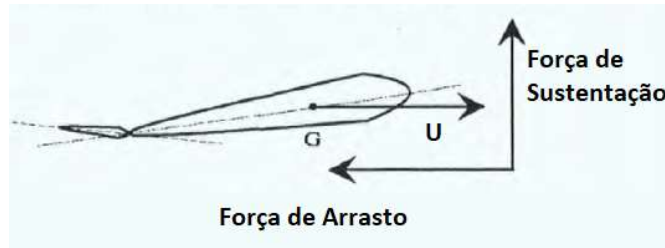


Figura 86: Representação Forças de sustentação e arrasto (adaptado de RUSSELL, 1993).

A magnitude dessas forças de arrasto e sustentação, são dependentes do ângulo de ataque e das propriedades do fluido em que o corpo está atuando, porém são independentes de sua velocidade. Diversos experimentos foram conduzidos em túneis de vento e em tanques de prova em perfis de asas, Houghton et al (1982) e Saunders (1957), respectivamente, fazendo que se pudesse ter uma representação esquemática do comportamento dessas forças em função do ângulo de ataque gerado, Figura 87.

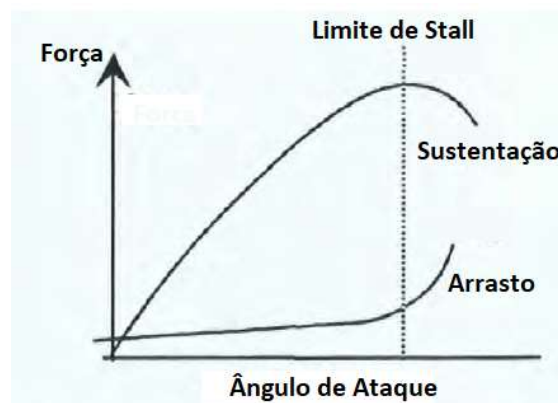


Figura 87: Forças Sustentação e Arrasto com o ângulo de ataque (adaptado de RUSSELL, 1993).

A força resultante gerada pelas forças de arrasto e sustentação, atua no centro de pressão (Figura 88), fazendo com o corpo possua forças laterais e longitudinais além de momentos de rotação em torno do seu centro de gravidade, resultando na variação do movimento nos três graus de liberdade.

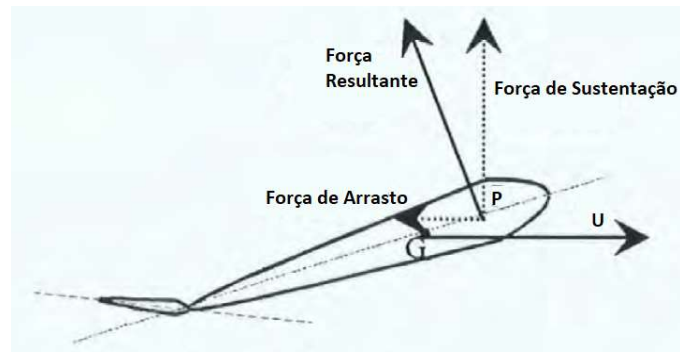


Figura 88: Diagrama Força Resultante e localização do centro de pressão (adaptado de RUSSELL, 1993).

Por definição a força resultante que atua em um corpo em que o centro de gravidade e o centro de pressão não coincidem, é a responsável pela mudança de aprofundamento do corpo. Se a força aplicada for constante então o aprofundamento do corpo vai mudar em uma taxa constante também, e como o corpo é livre para se mover, então o corpo percorrerá um caminho circular como mostrado na Figura 89.

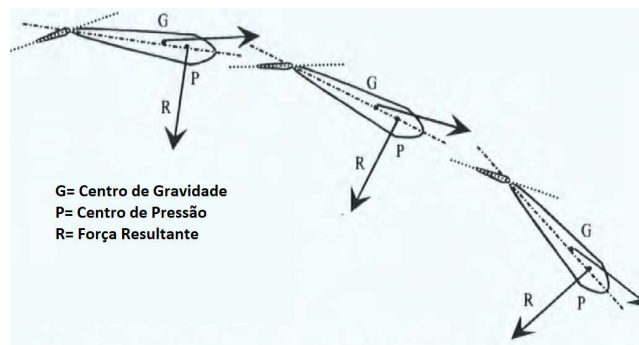


Figura 89: Representação da trajetória circular percorrida por um corpo (adaptado de RUSSELL, 1993).

Esta força resultante que atua através do centro de pressão, é perpendicular ao eixo longitudinal do corpo ao longo do qual o centro de gravidade também está situado é mostrado na Figura 90.



Figura 90: Posição do Centro de Pressão (adaptado de RUSSELL, 1993).

O ângulo que é criado entre a linha de centro do corpo e a velocidade tangencial instantânea (U) é conhecido como o ângulo de deriva (β) (LAMMEREN et al., 1948) e representa uma mudança no aproamento do corpo. Quando este ângulo de deriva é constante por um determinado período, então o aproamento do corpo está em constante mudança e o corpo se moverá em um caminho circular (SAUNDERS, 1957), conforme ilustrado graficamente na Figura 91.

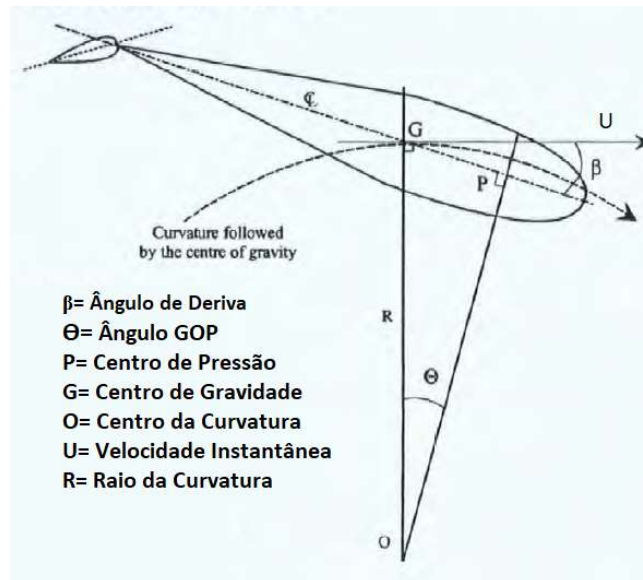


Figura 91: Representação do ângulo de deriva (adaptado de RUSSELL, 1993).

O centro de gravidade desse corpo pode então ser considerado como percorrendo uma trajetória circular em torno da origem (O) com um raio (R). Uma linha perpendicular à velocidade tangencial instantânea (U), com origem no centro de gravidade (G), e uma linha perpendicular à linha de centro do corpo no centro de pressão (P) interceptam-se em um ponto que é o centro de um círculo descrito por essa trajetória.

Realizando uma semelhança de triângulos da Figura 91, podemos extrair que $\theta = \beta$ e como θ é proporcional a velocidade angular ω temos que $\beta = \omega t$. Podemos dizer então que o ângulo de deriva é relacionado à taxa de variação do aproamento do corpo ao longo do tempo em uma trajetória circular.

Apêndice G: Resultados Adicionais

G.1 Resultados Adicionais Simulações em Águas Profundas

G.1.1 Simulação Curva de Giro (+35°)

São apresentados a seguir os resultados das simulações relacionados à manobra de curva de giro para boreste ($\delta=+35^\circ$) em águas profundas (Figura 92).

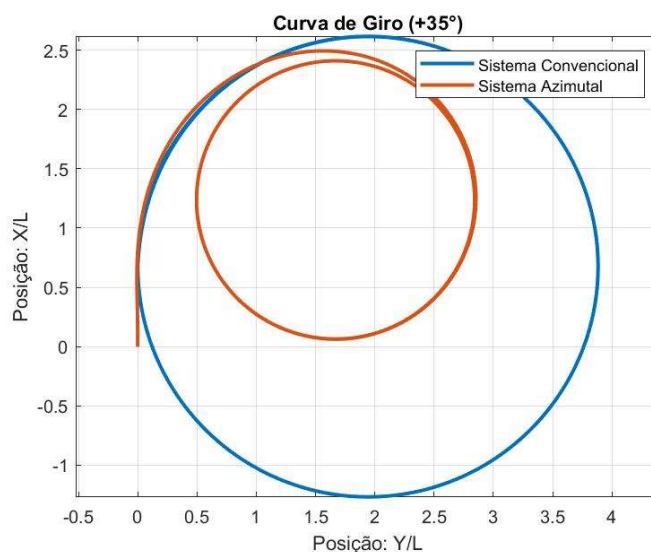


Figura 92: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.

A Tabela 33 apresenta os principais parâmetros, diâmetro táctico, avanço e transferência, das curvas obtidas.

Tabela 33: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Táctico	3,82 L	2,61 L	46%
Avanço	2,60 L	2,39 L	9%
Transferência	1,71 L	1,03 L	66%

Na Figura 93, são apresentadas as velocidades de yaw (r), as velocidades de avanço (U) e os ângulos de deriva (β) em graus, ao longo do tempo, para as duas configurações de sistema propulsivo, sendo as curvas em azul, sistema convencional e em vermelha, sistema azimutal.

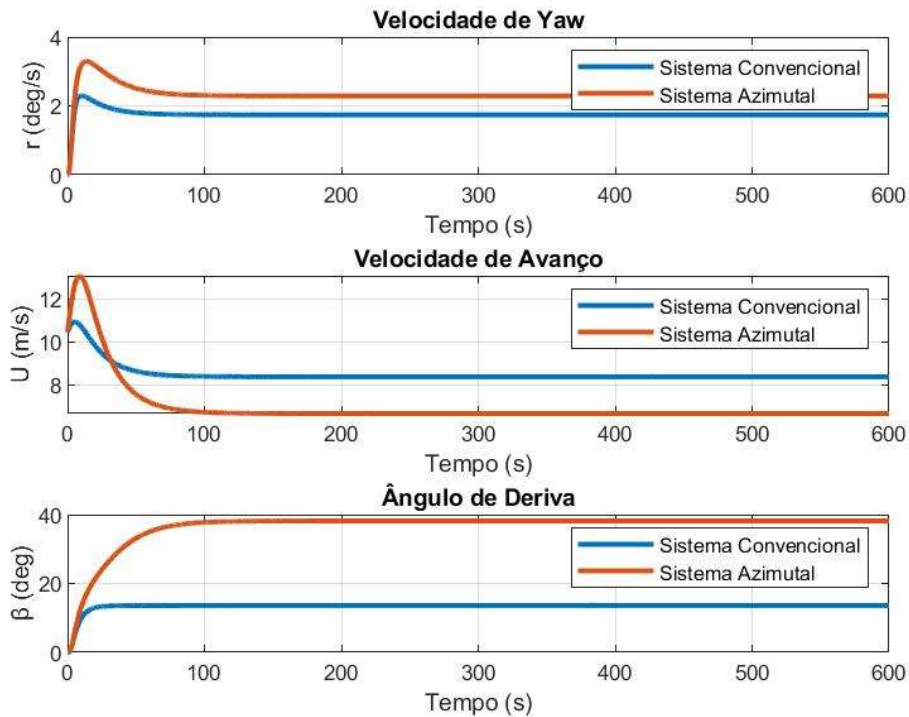


Figura 93: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).

Temos na Tabela 34 os valores de cada parâmetro, obtidos para cada configuração de sistema propulsivo, e verificamos a mesma tendência observada nas curvas de giro realizadas para bombordo ($\delta=-35^\circ$) em águas profundas, aumento do ângulo de deriva e da velocidade de yaw e diminuição da velocidade de avanço com a utilização do sistema propulsivo azimutal.

Tabela 34: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL
Velocidade de Yaw	1,73°/s	2,28°/s
Velocidade de Avanço	8,36 m/s	6,64 m/s
Ângulo de Deriva	13°	38°

G.1.2 Simulação Curva de Zig Zag (+20°/+20°)

São apresentados a seguir os resultados das simulações relacionados à manobra de curva de zig zag com primeira guinada para boreste (20°/20°) em águas profundas (Figura 94).

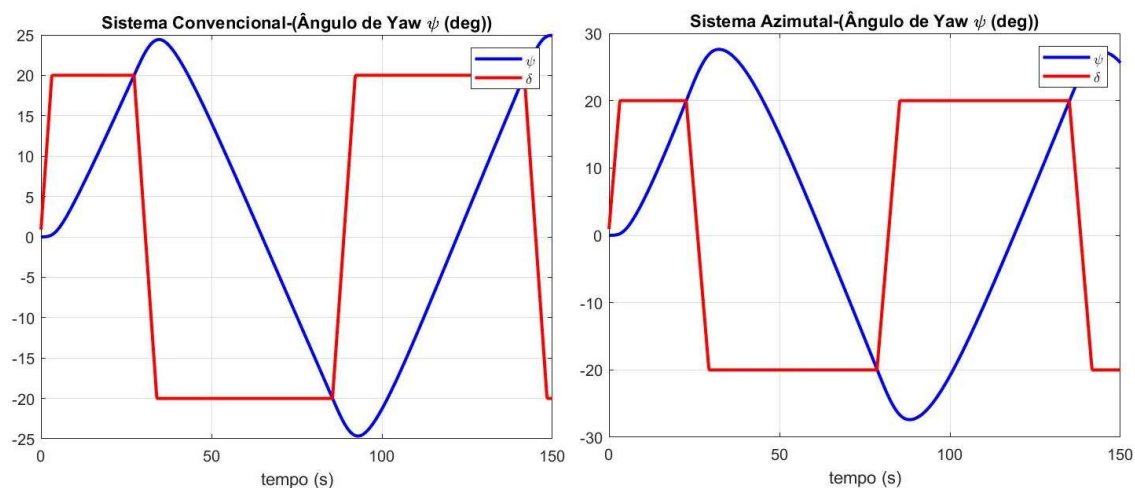


Figura 94: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.

Das Curvas de Zig Zag apresentadas foram extraídos os principais parâmetros, ângulos e tempos de overshoot, Tabela 35.

Tabela 35: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
1° Ângulo de Overshoot	4,43°	7,61°	-42%
Tempo 1° Overshoot	34,6s	32,5s	6%
2° Ângulo de Overshoot	4,66°	7,39°	-37%
Tempo 2° Overshoot	93,0 s	82,2s	5%

Assim como observado nas simulações realizadas para manobra de zig zag com primeira guinada para bombordo (-20°/-20°) em águas profundas, a maior diferença observada foi nos ângulos de overshoot obtidos para os dois sistemas propulsivos. O sistema convencional apresentou desempenho muito melhor, uma vez que os ângulos de aproamentos máximos obtidos pelo navio após inversão do leme, ângulos de overshoot, foram na média cerca de 40% menores que os obtidos com o sistema azimuthal.

G.2 Resultados Adicionais Simulações em Águas Rasas

G.2.1 Simulação Curva de Giro (+35°)

São apresentados a seguir os resultados das simulações relacionados à manobra de curva de giro para boreste ($\delta=+35^\circ$) em águas rasas (Figura 95).

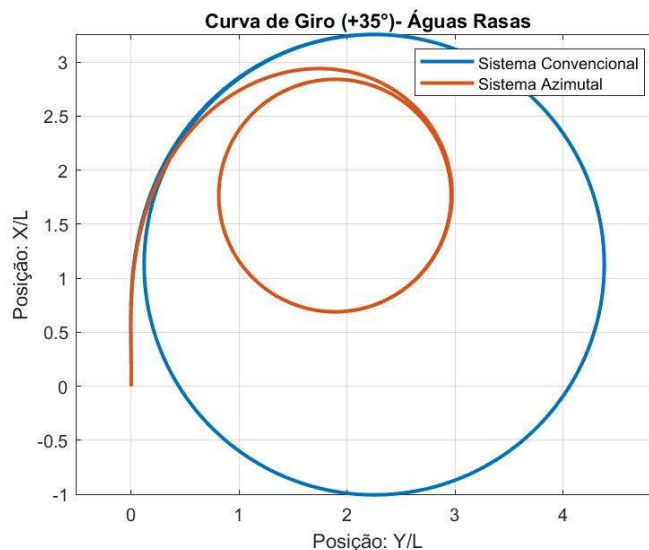


Figura 95: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.

A Tabela 36 Tabela 27 apresenta os principais parâmetros, diâmetro táctico, avanço e transferência, das curvas obtidas

Tabela 36: Comparação Curva de Giro (+35°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
Diâmetro Táctico	4,34 L	2,92 L	49%
Avanço	3,25 L	2,92 L	11%
Transferência	2,08 L	1,54 L	36%

Na Figura 96, são apresentadas as velocidades de yaw (r), as velocidades de avanço (U) e os ângulos de deriva (β) em graus, ao longo do tempo, para as duas configurações de sistema propulsivo, sendo as curvas em azul, sistema convencional e em vermelha, sistema azimutal.

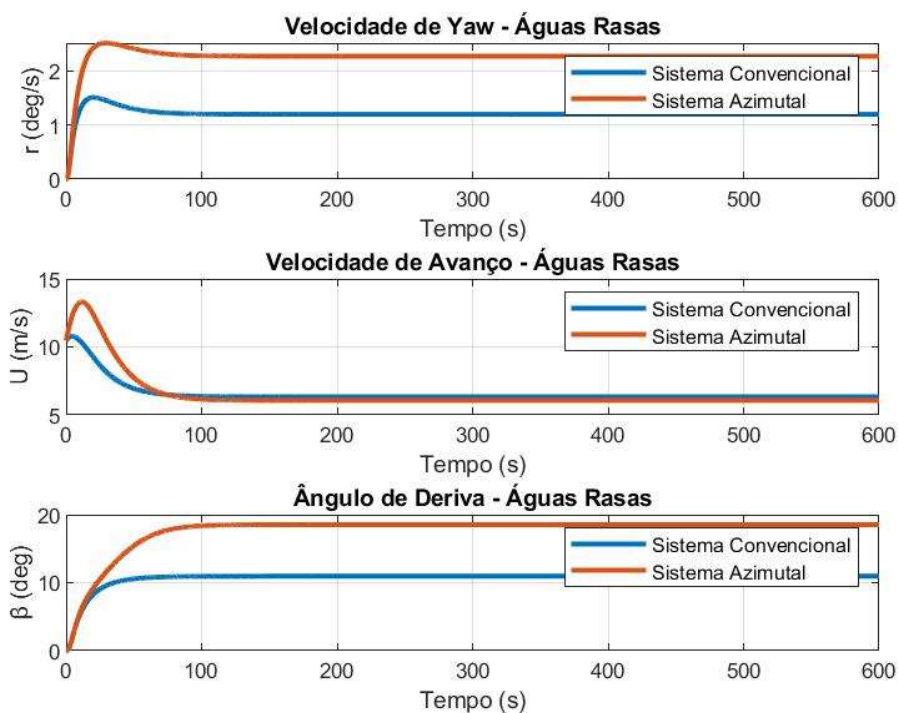


Figura 96: Parâmetros - Curva de Giro (+35°).

Temos na Tabela 37 os valores de cada parâmetro, obtidos para cada configuração de sistema propulsivo, e verificamos a mesma tendência observada nas curvas de giro realizadas para bombordo ($\delta=-35^\circ$) em águas rasas, aumento do ângulo de deriva e da velocidade de yaw e diminuição da velocidade de avanço com a utilização do sistema propulsivo azimutal.

Tabela 37: Parâmetros Curva de Giro (+35°).

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL
Velocidade de Yaw	1,19°/s	2,27°/s
Velocidade de Avanço	6,33 m/s	6,05 m/s
Ângulo de Deriva	11°	18°

G.2.2 Simulação Curva de Zig Zag (+20°/+20°)

São apresentados a seguir os resultados das simulações relacionados à manobra de curva de zig zag com primeira guinada para boreste (20°/20°) em águas rasas (Figura 97).

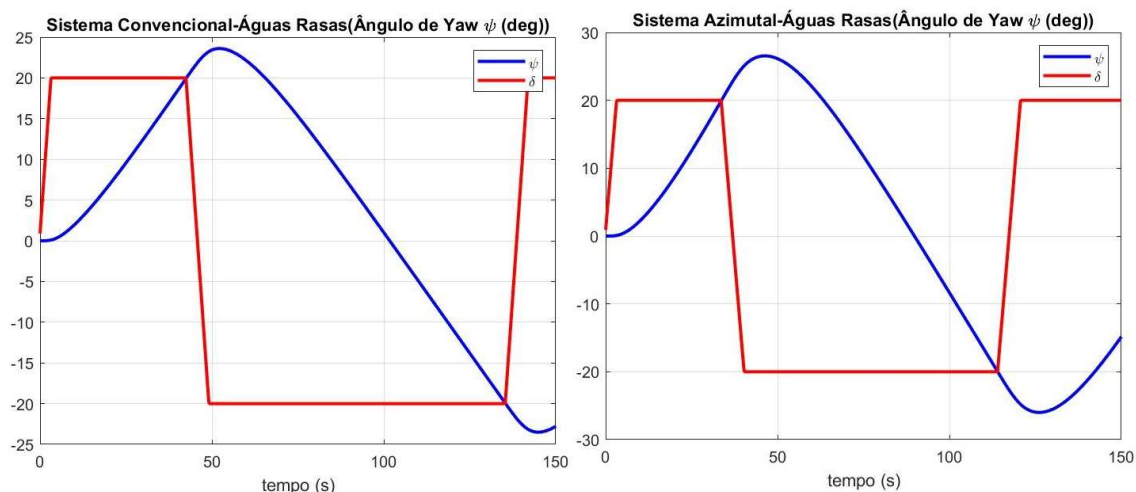


Figura 97: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.

Das Curvas de Zig Zag apresentadas foram extraídos os principais parâmetros, ângulos e tempos de overshoot, Tabela 38.

Tabela 38: Comparação Curva de Zig Zag (+20°/+20°) – Convencional x Azimutal.

PARÂMETROS	CONVENCIONAL	AZIMUTAL	DIFERENÇA (%)
1° Ângulo de Overshoot	3,61°	6,50°	-44%
Tempo 1° Overshoot	52,2s	47,40s	10%
2° Ângulo de Overshoot	3,50°	5,99°	-42%
Tempo 2° Overshoot	144,9s	126,0 s	15%

Assim como observado nas simulações realizadas para manobra de zig zag com primeira guinada para bombordo (-20°/-20°) em águas rasas, analisando os parâmetros da curva de zig zag apresentados na Tabela 38, é possível deprender que em águas rasas o sistema convencional apresenta melhor desempenho quando comparado com o sistema azimuthal. Os ângulos de overshoot foram significativamente menores com o sistema convencional.

Apêndice H: Simulador Desenvolvido

H.1 Código do Sistema Propulsivo Convencional

Programa: surface_combatant.m

Finalidade: função com código do sistema convencional, desenvolvida para calcular as derivadas de estado de um navio de combate de superfície, a partir das entradas de velocidade e do estado atual do navio. Inclui os módulos das forças externas dos propulsores e dos lemes para obter o desempenho do navio. O modelo leva em consideração as dimensões principais do navio, derivadas hidrodinâmicas, coeficientes do leme e propulsor, bem como massas e momentos de inércia.

```
function [xdot,U] = surface_combatant (x,ui)
% u   = pertubed surge velocity about Uo (m/s)
% v   = pertubed sway velocity about zero (m/s)
% r   = pertubed yaw velocity about zero (rad/s)
% x   = position in x-direction (m)
% y   = position in y-direction (m)
% psi = pertubed yaw angle about zero (rad)
% delta = actual rudder angle (rad)
% Check of input and state dimensions
if (length(x) ~= 7),error('x-vector must have dimension 7 !'); end
if (length(ui) ~= 1),error('ui must be a scalar input!'); end
% Variáveis de Normalização:
Escala= 46.588;
L = 3.048*Escala;           % [m] Lpp Protótipo
d = 0.132*Escala;          % [m] Calado Protótipo
U = sqrt(x(1)^2 + x(2)^2);
% Entrada:
delta_c = ui;
%Variáveis de Estado (Adimensionais):
u   = x(1)/U;
v   = x(2)/U;
```

```

r = x(3)*L/U;
psi = x(6);
delta = x(7);

% Parâmetros, Derivadas Hidrodinâmicas e Dimensões Principais:
delta_max = 40; % ângulo máximo leme (deg)
Ddelta_max = 9; % velocidade leme (deg/s)

% Dados do Modelo:
m = 0.1394; % (Adimensional)
Iz = m*(0.25^2)/L^2; % (Adimensional)
xG = -0.016; % (Adimensional)LCG
rho= 1025; % [kg/m3]

% Massa Adicional:
mx =0.05*m; % (Adimensional)
my =0.1082; % (Adimensional)
Jz =0.0078; % (Adimensional)

% Dados e Coeficientes Propulsor:
Dp= 0.132*Escala; % [m] Diâmetro
np= 11.4; % [rps] Rotação
xp= -0.462; % (Adimensional)LCG propulsor
yps= 0.244; % (Adimensional)TCG starboard propulsor
ypp= -0.244; % (Adimensional)TCG portside propulsor

% Coeficientes (Adimensionais):
tp= 0.21; % Coeficiente Perda Propulsiva
wpo= 0.0726; % Coeficiente de Esteira
ko= 0.3984; % polinômio Kt
k1= -0.2997; % polinômio Kt
k2= -0.1405; % Polinômio Kt

% Dados e Coeficientes Leme:
Hr= 0.094*Escala; % [m] Altura (Span)
Ar= 0.007*(Escala^2); % [m2] Área Lateral
Asp= 1.26; % Razão de Aspecto
xr= -0.4718; % (Adimensional) LCG leme

```

```

yrs= 0.249; % (Adimensional) TCG leme (Starboard)
yrp= -0.249; % (Adimensional) TCG leme (Portside)
% Coeficientes (Adimensionais):
aH= 0.0858;
tR= 0.4404;
xH= -0.4357;
epsS= 0.93; epsP= 1.0;
kiS= 0.7; kiP= 0.6;
gamarP= 0.5317; gamarS= 0.3713; % (betar<0)
gamarPP= 0.3713; gamarSS= 0.5317; % (betar>0)
lr= -0.9436;
eta= 1.3457;
% Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (Adimensionais):
Xo = -0.0161; Yv= -0.4937; Nv= -0.1622;
Xvv= -0.1823; Yvvv= -1.1735; Nr= -0.0439;
Xrr= -0.0280; Yr= -0.0536; Nvvv= -0.2252;
Xvr= 0.0152; Yrrr= -0.0519; Nrrr= -0.0479;
Yvrr= -0.7844; Nvrr= -0.2177;
Yvvr= -1.5063; Nvvr= -0.7997;
% Massa e Momento de Inércia:
m11 = m+mx;
m22 = m+my;
m23 = m*xG;
m32 = m*xG;
m33 = Iz+(xG^2)*m+Jz;
M= [m11,0,0;0,m22,m23;0,m32,m33];
Minv= inv(M);
% Dinâmica e Saturação do Leme:
if abs(delta_c) >= delta_max*pi/180,
    delta_c = sign(delta_c)*delta_max*pi/180;
end
delta_dot = delta_c - delta;

```

```

if abs(delta_dot) >= Ddelta_max*pi/180,
    delta_dot = sign(delta_dot)*Ddelta_max*pi/180;
end
% Forças e Momentos do Casco:
XH= Xo*u + Xvv*v^2 + (Xvr+m+my)*v*r + (Xrr+m*xG)*r^2;
YH= Yv*v + (Yr-m-mx)*r + Yvvv*v^3 + Yvvr*v^2*r + Yvrr*v*r^2 + Yrrr*r^3;
NH= Nv*v + (Nr-m*xG)*r + Nvvv*v^3 + Nvvr*v^2*r + Nvrr*v*r^2 + Nrrr*r^3;
% Forças devido ao Propulsor:
beta= atan(-v/u); % Ângulo de Deriva
betap= beta-xp*r;
wp= wpo*exp(-4*betap^2);
Jps=((1-wp)*(u+yps*r))*U/(np*Dp);
Jpp=((1-wp)*(u+ypp*r))*U/(np*Dp);
Kts= ko+k1*Jps+k2*Jps^2;
Ktp= ko+k1*Jpp+k2*Jpp^2;
XPP= (1-tp)*(rho*np^2*Dp^4*Ktp)/(U^2*L^2*rho);
XPs= (1-tp)*(rho*np^2*Dp^4*Kts)/(U^2*L^2*rho);
XP=XPP+XPs;
% Forças devido ao Leme:
betar=beta-lr*r;
if betar <0,gamaP = gamarP;else,gamaP=gamarPP;end
if betar <0,gamaS = gamarS;else,gamaS=gamarSS;end
deltarP= gamaP*betar-atan(yrp/xp);
deltarS= gamaS*betar-atan(yrs/xp);
alfarP= delta-deltarP;
alfarS= delta-deltarS;
upP= (1-wp)*(u+ypp*r);
upS= (1-wp)*(u+yps*r);
uRP= epsP*upP*(sqrt(eta*(((1+kiP)*((sqrt(1+(8*Ktp)/(pi*(Jpp^2))))-1))^2)+(1-eta)));
uRS= epsS*upS*(sqrt(eta*(((1+kiS)*((sqrt(1+(8*Kts)/(pi*(Jps^2))))-1))^2)+(1-eta)));
vRP= uRP*tan(deltarP);
vRS= uRS*tan(deltarS);

```

$$FNp = 0.5 * \rho / \rho * (Ar / L^2) * ((uRP^2) + (vRP^2)) * ((6.13 * Asp) / (Asp + 2.25)) * \sin(\alpha P);$$

$$FNs = 0.5 * \rho / \rho * (Ar / L^2) * ((uRS^2) + (vRS^2)) * ((6.13 * Asp) / (Asp + 2.25)) * \sin(\alpha S);$$

$$XR = -(1 - tR) * (FNp * \sin(\delta) + FNs * \sin(\delta));$$

$$YR = -(1 + aH) * (FNp * \cos(\delta) + FNs * \cos(\delta));$$

$$NR = -(xr + aH * xH) * (FNp * \cos(\delta) + FNs * \cos(\delta)) + (1 - tR) * (yrp * FNp * \sin(\delta) + yrs * FNs * \sin(\delta));$$

% Forças e Momentos Totais:

$$X = XH + XP + XR;$$

$$Y = YH + YR;$$

$$N = NH + NR;$$

$$I = \text{Minv} * [X; Y; N];$$

$$\begin{aligned} \dot{x} = [& I(1) * (U^2 / L) \\ & I(2) * (U^2 / L) \\ & I(3) * (U^2 / L^2) \\ & (\cos(\psi) * u - \sin(\psi) * v) * U \\ & (\sin(\psi) * u + \cos(\psi) * v) * U \\ & r * (U / L) \\ & \dot{\delta} \quad]; \end{aligned}$$

H.2 Código do Sistema Propulsivo Azimutal

Programa: surface_combatant_azimutal.m

Finalidade: função com código do sistema azimutal, desenvolvida para calcular as derivadas de estado de um navio de combate de superfície, a partir das entradas de velocidade e do estado atual do navio. Inclui os módulos das forças externas dos propulsores azimutais para obter o desempenho do navio. O modelo leva em consideração as dimensões principais do navio, derivadas hidrodinâmicas, coeficientes dos azimutais, bem como massas e momentos de inércia.

```
function [xdot,U] = surface_combatant_azimutal(x,ui)
% u   = pertubed surge velocity about Uo (m/s)
% v   = pertubed sway velocity about zero (m/s)
% r   = pertubed yaw velocity about zero (rad/s)
% x   = position in x-direction (m)
% y   = position in y-direction (m)
% psi = pertubed yaw angle about zero (rad)
% delta = actual azimuth angle (rad)
% Check of input and state dimensions
if (length(x) ~= 7),error('x-vector must have dimension 7 !'); end
if (length(ui) ~= 1),error('ui must be a scalar input!'); end
% % Variáveis de Normalização:
Escala= 46.588;
L = 3.048*Escala;           % [m] Lpp Protótipo
d = 0.132*Escala;         % [m] Calado Protótipo
U = sqrt(x(1)^2 + x(2)^2);
% Entrada:
delta_c = ui;
% Variáveis de Estado (Adimensionais):
u   = x(1)/U;
v   = x(2)/U;
r   = x(3)*L/U;
psi = x(6);
```

```

delta = x(7);
% Parâmetros, Derivadas Hidrodinâmicas e Dimensões Principais:
delta_max = 40; % ângulo máxima azimutal (deg)
Ddelta_max = 9; % velocidade azimutal (deg/s)
% Dados do Modelo:
m = 0.1394; % (Adimensional)
Iz = m*(0.25^2)/L^2; % (Adimensional)
xG = -0.016; % (Adimensional)LCG
rho = 1025; % [kg/m3]
% Massa Adicional:
mx =0.05*m; % (Adimensional)
my =0.1082; %(Adimensional)
Jz =0.0078; %(Adimensional)
% Dados e Coeficientes Azimutais:
Dp= 0.132*Escala; %[ m] Diâmetro (protótipo)
np= 11.4; % [rps] Rotação
xpod= -0.462; % (Adimensional)LCG propulsor
ypods= 0.244; % (Adimensional)TCG starboard propulsor
ypodp= -0.244; % (Adimensional)TCG portside propulsor
% Coeficientes (Adimensionais):
tpod= 0.21; % Coeficiente de Perda Propulsiva
wpod= 0.0726; % Coeficiente de Esteira
aH= 0.0858; % Coeficiente de Interação casco azimutal
xH= -0.4357;
gamapodP= 0.5317; gamapodS= 0.3713; % (beta<0)
gamapodPP= 0.3713; gamapodSS= 0.5317; % (beta>0)
delta0p= deg2rad(8);
delta0s= -deg2rad(8);
% Coeficientes de Empuxo:
Ktop= 0.5960; Ktos= 0.5970;
tddjp= 0.2241; tddjs= 0.3111;
tdjp= 0.1470; tdjs= -0.1267;

```



```
tjp= -0.4347; tjs= -0.4620;  
tddjpp=0.0747; tddjjs=0.0242;  
tdjpp=-0.1026; tdjjs= 0.0793;  
tjjp= -0.0162; tjjs= -0.0005;
```

% Coeficientes Força Lateral:

```
Ksop= -0.0301; Ksos= 0.0321;  
sjjdp=0.3592; sjjds=0.4010;  
sjjdp=-0.8759; sjjds=-0.8550;  
sjdp= -0.4015; sjds= -0.5211;  
sjjdddp=-0.3453; sjjddd= -0.3768;  
sjjdddp= 0.4542; sjjddd= 0.3626;  
sjdddp= 0.0969; sjddd= 0.2376;
```

% Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (Adimensional):

```
Xo = -0.0161; Yv= -0.4937; Nv= -0.1622;  
Xvv= -0.1823; Yvvv= -1.1735; Nr= -0.0839;  
Xrr= -0.0280; Yr= -0.0536; Nvvv= -0.2252;  
Xvr= 0.0152; Yrrr= -0.0519; Nrrr= -0.0479;  
Yvrr= -0.7844; Nvrr= -0.2177;  
Yvvr= -1.5063; Nvvr= -0.7997;
```

% Massa e Momento de Inércia:

```
m11 = m+mx;  
m22 = m+my;  
m23 = m*xG;  
m32 = m*xG;  
m33 = Iz+(xG^2)*m+Jz;  
M=[m11,0,0;0,m22,m23;0,m32,m33];  
Minv=inv(M);
```

% Saturação e Dinâmica dos Azimutais:

```
if abs(delta_c) >= delta_max*pi/180,  
    delta_c = sign(delta_c)*delta_max*pi/180;
```

```
end
```

```
delta_dot = delta_c - delta;
```

```

if abs(delta_dot) >= Ddelta_max*pi/180,
    delta_dot = sign(delta_dot)*Ddelta_max*pi/180;
end
% Forças e Momentos do Casco:
XH= Xo*u + Xvv*v^2 + (Xvr+m+my)*v*r + (Xrr+m*xG)*r^2;
YH= Yv*v + (Yr-m-mx)*r + Yvvv*v^3 + Yvvr*v^2*r + Yvrr*v*r^2 + Yrrr*r^3;
NH= Nv*v + (Nr-m*xG)*r + Nvvv*v^3 + Nvvr*v^2*r + Nvrr*v*r^2 + Nrrr*r^3;
% Forças devido aos Azimutais:
beta= atan(-v/u); %Ângulo de Deriva
if beta <0,gamaP = gamapodP;else,gamaP=gamapodPP;end
if beta <0,gamaS = gamapodS;else,gamaS=gamapodSS;end
alfap= delta-(delta0p+gamaP*beta);
alfas= delta-(delta0s+gamaS*beta);
Jpod= (1-wpod)*u*U/(np*Dp); Jp= Jpod; Js= Jpod;
Ktp=
Ktop+(tddjp*(alfap^2)+tdjp*alfap+tjp)*Jp+(tddjjp*(alfap^2)+tdjjp*alfap+tjjp)*(Jp^2);
Ksp=
Ksop+(sjjjdp*(Jp^3)+sjjdp*(Jp^2)+sjdp*Jp)*alfap+(sjjjddp*(Jp^3)+sjjddp*(Jp^2)+sj
dddp*Jp)*(alfap^3);
Kts=
Ktos+(tddjs*(alfas^2)+tdjs*alfas+tjs)*Js+(tddjjs*(alfas^2)+tdjjs*alfas+tjjs)*(Js^2);
Kss=
Ksos+(sjjjs*(Js^3)+sjjds*(Js^2)+sjds*Js)*alfas+(sjjjdds*(Js^3)+sjjdds*(Js^2)+sjddd
s*Js)*(alfas^3);
Tp= (rho*np^2*Dp^4*Ktp)/(U^2*L^2*rho);
Sp= (rho*np^2*Dp^4*Ksp)/(U^2*L^2*rho);
Ts= (rho*np^2*Dp^4*Kts)/(U^2*L^2*rho);
Ss= (rho*np^2*Dp^4*Kss)/(U^2*L^2*rho);
Xbhpp= Tp*cos(delta)+Sp*sin(delta);
Ybhpp= -Tp*sin(delta)+Sp*cos(delta);
Xbhps= Ts*cos(delta)+Ss*sin(delta);
Ybhps= -Ts*sin(delta)+Ss*cos(delta);
XPODp= (1-tpod)*Xbhpp;

```

```

XPODs= (1-tpod)*Xbhps;
YPODp= (1+aH)*Ybhpp;
YPODs= (1+aH)*Ybhps;
NPODp= (xpod+aH*xH)*Ybhpp-ypodp*Xbhpp;
NPODs= (xpod+aH*xH)*Ybhps-ypods*Xbhps;
% Forças e Momentos Totais:
X= XH + XPODp + XPODs;
Y= YH + YPODp + YPODs;
N= NH + NPODp + NPODs;
I=Minv*[X;Y;N];
xdot = [    I(1)*(U^2/L)
          I(2)*(U^2/L)
          I(3)*(U^2/L^2)
          (cos(psi)*u-sin(psi)*v)*U
          (sin(psi)*u+cos(psi)*v)*U
          r*(U/L)
          delta_dot    ];

```

H.3 Código da Curva de Giro

Programa: turncircle.m

Finalidade: função que realiza a simulação da curva de giro do navio. Essa função recebe vários parâmetros de entrada, incluindo o modelo do navio, o estado inicial do navio, o tempo final de simulação, o tempo em que o comando do leme/azimutal é ativado e o tempo de amostragem. Os parâmetros de saída incluem séries temporais de vários estados do navio, incluindo posição, velocidade e ângulos de deriva. A função utiliza o método de Runge-Kutta de 4ª Ordem para realizar a integração do modelo do navio. Além disso, a função plota um gráfico da curva de giro do navio e exibe algumas informações relevantes, como o raio de giro, o diâmetro tático, o avanço e a transferência do navio durante a manobra de giro.

```
function [t,u,v,r,x,y,psi,U] = turncircle(ship,x,ui,t_final,t_rudderexecute,h)

% Inputs: 'ship'      = ship model.
% x                  = initial state vector for ship model
% ui                 = [delta,:] at time = t_rudderexecute
% t_final            = final simulation time
% t_rudderexecute    = time control input is activated
% h                  = sampling time
% Outputs: t         = time vector
% u,v,r,x,y,psi,U   = time series

if nargin~=6, error('number of inputs must be 6'); end

if t_final<t_rudderexecute, error('t_final must be larger than t_rudderexecute'); end

N = round(t_final/h);                % Número de Amostras
xout = zeros(N+1,8);                  % Alocação de Memória
store1 = 1; store2 = 1;                % Varáveis Lógicas (0,1)

disp('Simulating...')

for i=1:N+1,
    time = (i-1)*h;
```

```

if round(abs(x(6))*180/pi)>=90 & store1==1,
    transfer=x(5);                % Transferência (90°)
    advance =x(4);                % Avanço (90°)
    store1 = 0;

end

if round(abs(x(6))*180/pi)>=180 & store2==1,
    tactical=x(5);                % Diâmetro Tático (180°)
    store2 = 0;

end

u_ship = ui;

if round(time) < t_rudderexecute,
    u_ship(1) = 0;                % Ângulo zero do leme/azimutal
end

[xdot,U] = feval(ship,x,u_ship); % Modelo do Navio

xout(i,:) = [time,x(1:6)',U];

x = rk4('surface_combatant',x,u_ship,h); % Integração Runge Kutta 4ª Ordem

end

% Série Temporal:

t = xout(:,1);
u = xout(:,2);
v = xout(:,3);
r = xout(:,4)*180/pi;
x = xout(:,5);
y = xout(:,6);
psi = xout(:,7)*180/pi;
U = xout(:,8);

```

```

Nrudder = round(t_rudderexecute/h);
Nrudder = round(t_rudderexecute/h);
% turning radius, tactical diameter, advance and transfer
disp(' ')
disp(sprintf('Rudder execute (x-coordinate) : %4.0f m',abs(x(Nrudder))))
disp(sprintf('Steady turning radius : %4.0f m',U(N+1)/abs(r(N+1)*pi/180)))
disp(sprintf('Maximum transfer : %4.0f m',abs(max(abs(y))))))
disp(sprintf('Maximum advance : %4.0f m',abs(max(abs(x))-x(Nrudder))))
disp(sprintf('Transfer at 90 (deg) heading : %4.0f m',abs(transfer)))
disp(sprintf('Advance at 90 (deg) heading : %4.0f m',abs(advance-x(Nrudder))))
disp(sprintf('Tactical diameter at 180 (deg) heading : %4.0f m',abs(tactical)))
% Obtenção das Curvas de Giro:
figure(1)
plot(x,y,x(Nrudder),y(Nrudder),'linewidth',2), hold on
plot(x(Nrudder),y(Nrudder),'*r',advance,transfer,'or'), hold off
grid,axis('equal'),xlabel('x-posição'),ylabel('y-posição')
title('Curva de Giro (* = Leme Executado, o = 90° Aproamento)')
figure(2)
subplot(311),plot(t,r),xlabel('tempo (s)'),title('Velocidade de Yaw r (deg/s)'),grid
subplot(312),plot(t,U),xlabel('tempo (s)'),title('Velocidade U (m/s)'),grid
subplot(313),plot(t,atan(-v./u)*180/pi),xlabel('tempo (s)'),title('Ângulo de Deriva  $\beta$  (deg)'),grid

```

H.4 Código da Curva de Zig Zag

Programa: zigzag.m

Finalidade: função que realiza a simulação da curva de zig zag do navio. Essa função recebe vários parâmetros de entrada, incluindo o modelo do navio, o estado inicial do navio, o tempo final de simulação, o tempo em que o comando do leme/azimutal é ativado e o tempo de amostragem. Os parâmetros de saída incluem séries temporais de vários estados do navio, incluindo posição, velocidade e ângulos de aproamento. A função utiliza o método de Runge-Kutta de 4ª Ordem para realizar a integração do modelo do navio. Além disso, a função plota um gráfico da curva de zig zag do navio, sendo necessário escolher o ângulo do leme e de aproamento máximo desejado.

```
function [t,u,v,r,x,y,psi,U] = zigzag(ship,x,ui,t_final,t_rudderexecute,h,maneuver)

% Inputs: 'ship'      = ship model.
% x                  = initial state vector for ship model
% ui                 = [delta, :] where delta=0
% t_final            = final simulation time
% t_rudderexecute    = time control input is activated
% h                  = sampling time
% maneuver            = [rudder angle, heading angle].
% Outputs: t         = time vector
% u,v,r,x,y,psi,U    = time series

if nargin>7 | nargin<6, error('number of inputs must be 6 or 7'); end

if t_final<t_rudderexecute, error('t_final must be larger than t_rudderexecute'); end

if nargin==6, maneuver = [20,20]; end

N = round(t_final/h);           % Número de Amostras
xout = zeros(N+1,9);           % Alocação de Memória

disp('Simulating...')

u_ship=ui;
```

```

delta_cmd = 0;
for i=1:N+1,
    time = (i-1)*h;
    psi = x(6)*180/pi;
    r = x(3);

    if round(time)<=t_rudderexecute,
        delta_cmd = maneuver(1)*pi/180;
    end

    if round(time) > t_rudderexecute,
        if (psi>=maneuver(2) & r>0),
            delta_cmd = -maneuver(1)*pi/180;
        elseif (psi<=-maneuver(2) & r<0),
            delta_cmd = maneuver(1)*pi/180;
        end
    end

    end

% Leme/Azimutal - velocidade de 9°/s
delta_rate = 9*pi/180; % Velocidade Leme/Azimutal (9°/s)
delta_error = delta_cmd - u_ship(1);
delta_sign = sign(delta_error);
delta_mag = abs(delta_error);
delta_mag = min(delta_mag, delta_rate*h);
u_ship(1) = u_ship(1) + delta_sign * delta_mag;
[xdot,U] = feval(ship,x,u_ship); % Modelo do Navio
xout(i,:) = [time,x(1:6)',U,u_ship(1)];
x = rk4('surface_combatant',x,u_ship,h);
end

```



```
% Série Temporal:
```

```
t = xout(:,1);
```

```
u = xout(:,2);
```

```
v = xout(:,3);
```

```
r = xout(:,4)*180/pi;
```

```
x = xout(:,5);
```

```
y = xout(:,6);
```

```
psi = xout(:,7)*180/pi;
```

```
U = xout(:,8);
```

```
delta_c = xout(:,9)*180/pi;
```

```
% Obtenção das Curvas de Zig Zag:
```

```
figure(1)
```

```
plot(x,y,'linewidth',2),grid,axis('equal'),xlabel('x-posição'),ylabel('y-posição')
```

```
title('Curva de Zig-Zag')
```

```
figure(2)
```

```
plot(t,psi,'b','linewidth',2)
```

```
hold on
```

```
plot(t,delta_c,'r','linewidth',2)
```

```
hold off
```

```
xlabel('tempo (s)'),title('Ângulo de Yaw \psi (deg)'),grid
```

```
legend('\psi','\delta')
```

```
figure (3)
```

```
plot(t,U,'linewidth',2),xlabel('tempo (s)'),title('Velocidade U (m/s)'),grid
```

```
figure(4)
```

```
plot(t,atan(-v./u)*180/pi,'linewidth',2),xlabel('tempo (s)'),title('Ângulo de Deriva  $\beta$  (deg)'),grid
```

H.5 Código do Runge Kutta 4ª Ordem

Este método resolve as equações diferenciais acopladas que representam a dinâmica do corpo ao longo do tempo [38] com as condições iniciais fornecidas [39].

$$dy/dx = f(t, x) \quad [\text{H.1}]$$

$$y(t_0) = y_0 \quad [\text{H.2}]$$

Sendo que o algoritmo de solução das equações ao longo do tempo possui a seguinte representação:

$$Y_{n+1} = Y_n + \frac{1}{6}(k_1 + 2K_2 + 2k_3 + k_4) \quad [\text{H.3}]$$

$$k_1 = f(t_n, y_n) \quad [\text{H.4}]$$

$$k_2 = f\left(t_n + \frac{1}{2}h, y_n + \frac{1}{2}hK_1\right) \quad [\text{H.5}]$$

$$k_3 = f\left(t_n + \frac{1}{2}h, y_n + \frac{1}{2}hK_2\right) \quad [\text{H.6}]$$

$$k_4 = f(t_n + h, y_n + hK_3) \quad [\text{H.7}]$$

- h é o passo de tempo;
- Y_n é o valor estimado de $y(t_n)$ quando o tempo $t = n = t_0 + nh$; e
- $Y_0 = y(t_0)$, ou seja, o valor de y no tempo inicial t_0 .

O método de integração Runge-Kutta de 4ª ordem (também conhecido como RK4) é um método numérico para resolver equações diferenciais ordinárias de primeira ordem. É um dos métodos mais populares e eficientes para a resolução de problemas de integração numérica.

O RK4 é um método iterativo que utiliza uma série de estimativas para aproximar a solução exata da equação diferencial. A cada iteração, o método calcula a derivada da função em diferentes pontos do intervalo de integração e utiliza essas informações para obter uma aproximação mais precisa da solução. O processo é repetido até que a solução seja obtida com a precisão desejada. O método RK4 é considerado um dos métodos mais precisos e robustos para a resolução de equações diferenciais ordinárias. Ele é amplamente utilizado em várias áreas da física, engenharia, matemática e ciências computacionais.

Programa: rk4.m

Finalidade: A função rk4 implementa o método de integração numérica Runge-Kutta de 4ª ordem para resolver sistemas de equações diferenciais ordinárias. O método recebe como entrada a função f que representa o sistema de equações diferenciais, o estado atual x, o vetor de entrada u, o passo de tempo h e o tempo atual t. O método começa calculando o valor de k1, que é a derivada do sistema no estado atual x multiplicada pelo passo de tempo h. Depois, atualiza o estado para $x + 0.5*k1$ e calcula o valor de k2 usando a função f novamente. Esse processo é repetido para k3 e k4, atualizando o estado a cada etapa. Por fim, o método retorna o próximo estado xnext, calculado usando os valores de k1, k2, k3 e k4.

```
function xnext = rk4(f,x,u,h,t)
xo = x;
if nargin == 4
    k1 = h*feval(f,xo,u);
    x = xo+0.5*k1;
    k2 = h*feval(f,x,u);
    x = xo+0.5*k2;
    k3 = h*feval(f,x,u);
    x = xo+k3;
    k4 = h*feval(f,x,u);
else
    k1 = h*feval(f,xo,feval(u,xo,t),t);
    x = xo+0.5*k1;
    k2 = h*feval(f,x,feval(u,x,t+h/2),t+h/2);
    x = xo+0.5*k2;
    k3 = h*feval(f,x,feval(u,x,t+h/2),t+h/2);
    x = xo+k3;
    k4 = h*feval(f,x,feval(u,x,t+h),t+h);
end
xnext = xo + (k1+2*(k2+k3)+k4)/6;
```

H.6 Código de Execução Curva de Giro

Programa: `turncircle_surface_combatant.m`

Finalidade: simula a curva de giro de um navio de combate (Surface Combatant Ship) usando o método implementado na função "turncircle". A simulação tem duração de 600 segundos, com um tempo de amostragem de 0.1 segundos e um tempo de execução do leme/azimutal de 0.05 segundos. A condição inicial do navio é definida no vetor "x", que contém as seguintes variáveis: u (velocidade longitudinal), v (velocidade lateral), r (velocidade angular), x (posição longitudinal), y (posição lateral), psi (ângulo de aproamento) e delta (ângulo do leme/azimutal). O ângulo do leme/azimutal para execução da curva é definido como -35 graus (em radianos). A função "turncircle" implementa o método RK4 para integrar um sistema de equações diferenciais ordinárias que descreve o movimento do navio. A função retorna as variáveis de estado do navio ao longo do tempo, armazenadas nos vetores "t", "u", "v", "r", "x", "y", "psi" e "U".

```
t_final = 600; % Tempo Final da Simulação (seg.)
t_rudderexecute = 0.05; % Tempo para execução do Leme/Azimutal (seg.)
h = 0.1; % Tempo de Amostragem (seg.)
disp('Curva de Giro do Navio Surface Combatant Ship')
% Simulação da Curva de Giro Navio "Surface Combatant Ship":
x = [10.45 0 0 0 0 0 0]; % x = [ u v r x y psi delta ]' (Condição Inicial)
ui = ((-35*pi)/(180)); % Ângulo Leme/ Azimutal
[t,u,v,r,x,y,psi,U] = turncircle('surface_combatant',x,ui,t_final,t_rudderexecute,h);
```

H.7 Código de Execução Curva de Zig Zag

Programa: zigzag_surface_combatant.m

Finalidade: simula a curva de zig zag de um navio de combate (Surface Combatant Ship) usando o método implementado na função "zigzag". A simulação tem duração de 100 segundos, com um tempo de amostragem de 0.1 segundos e um tempo de execução do leme/azimutal de um segundo. A condição inicial do navio é definida no vetor "x", que contém as seguintes variáveis: u (velocidade longitudinal), v (velocidade lateral), r (velocidade angular), x (posição longitudinal), y (posição lateral), psi (ângulo de aproamento) e delta (ângulo do leme/azimutal). O ângulo do leme/azimutal inicial é definido como zero graus (em radianos) e os ângulos do leme e de aproamento para inversão do leme de 20° e 20° respectivamente. A função "zigzag" implementa o método RK4 para integrar um sistema de equações diferenciais ordinárias que descreve o movimento do navio. A função retorna as variáveis de estado do navio ao longo do tempo, armazenadas nos vetores "t", "u", "v", "r", "x", "y", "psi" e "U".

```
t_final = 100;           % Tempo Final da Simulação (seg.)
t_rudderexecute = 1;    % Tempo para execução do Leme/Azimutal (seg.)
h = 0.1;                % Tempo de Amostragem (seg.)

disp('Curva de Zig Zag do Navio Surface Combatant Ship')

% Simulação da Curva de Zig Zag Navio "Surface Combatant Ship":
x = [10.45 0 0 0 0 0 0]; % x = [ u v r x y psi delta ] (Condição Inicial)
ui = deg2rad(0);        % Ângulo Leme/ Azimutal no tempo t < t_rudderexecute

[t,u,v,r,x,y,psi,U] = zigzag('surface_combatant',x,ui,t_final,t_rudderexecute,h,[20,20]);
```

H.8 Código do Efeito de Águas Rasas

Programa: shallow_water.m

Finalidade: O código é uma implementação de cálculos matemáticos para correção das derivas hidrodinâmicas do navio devido ao efeito de águas rasas. Essa correção é importante para obter resultados mais precisos nas simulações de comportamento e manobras do navio. Os valores de entrada são as dimensões físicas do navio, massa adicional e as derivas e coeficientes hidrodinâmicas originais do casco. A partir disso, são aplicadas formulações para obter as correções nas derivas hidrodinâmicas e nos coeficientes dos propulsores. As equações são complexas, envolvendo várias constantes e fatores, e incluem correções específicas para diferentes tipos de derivas hidrodinâmicas. Essas correções levam em consideração o efeito de águas rasas, que afeta significativamente o comportamento do navio. Por fim, os resultados das correções nas derivas hidrodinâmicas são calculados e armazenados em variáveis para serem utilizados posteriormente em simulações e análises de comportamento e manobras do navio.

% Correção das Derivas Hidrodinâmicas devido ao Efeito de Águas Rasas:

Escala= 46.588;

B=0.409*Escala;

T=0.132*Escala;

L=3.048*Escala;

Cb=0.506;

h=1.2*T;

m = 0.1394;

% Massa Adicional:

mx =0.05*m; %(Adimensional)%

my =0.1082; %(Adimensional)

Jz =0.0078; %(Adimensional)

% Correção Massa Adicional (Li & Wu):

mx_shallow=mx*(1+((3.77+1.14*(B/T)-0.233*(L/T)-3.43*(Cb))/((h/T-1)^1.3)));

my_shallow=my*(1+((0.413+0.032*(B/T)+0.0129*((B/T)^2))/((h/T-1)^0.82)));

Jz_shallow=Jz*(1+((0.413+0.0192*(B/T)+0.00554*((B/T)^2))/((h/T-1)^0.82)));

% Derivadas Hidrodinâmicas do Casco (Adimensional):

Xo = -0.0161; Yv= -0.4937; Nv= -0.1622;

Xvv= -0.1823; Yvvv= -1.1735; Nr= -0.0439;

Xrr= -0.0280; Yr= -0.0536; Nvvv= -0.2252;

Xvr= 0.0152; Yrrr= -0.0519; Nrrr= -0.0479;

Yvrr= -0.7844; Nvrr= -0.2177;

Yvvr= -1.5063; Nvvr= -0.7997;

% Correção Derivadas Hidrodinâmicas (Ankudinov):

HT=h/T-1;

B1=Cb*B*(1+B/L)^2;

K0=1+(0.0775/HT^2)-(0.011/HT^3)+(0.000068/HT^5);

K1=-(0.0643/HT)+(0.0724/HT^2)-(0.0113/HT^3)+(0.0000767/HT^5);

if B/T>4,K2 = (0.137/HT)*(B/T);**else**,K2=0.0342/HT;**end**

fnr=K0+1/2*K1*(B1/T)+1/3*K2*(B1/T)^2;

fyv=1.5*fnr-0.5;

fyr=K0+2/5*K1*(B1/T)+24/105*K2*(B1/T)^2;

Xvv_shallow=Xvv*fyv;

Xrr_shallow=Xrr*fnr;

Xvr_shallow=Xvr*fyr;

Yv_shallow=Yv*fyv;

Yvvv_shallow=fyv*Yvvv;

Yr_shallow2=Yr*fyr;

gnr=K0+8/15*K1*B1/T+40/105*K2*((B1/T)^2);

Yrrr_shallow=Yrrr*gnr;

```

Yvrr_shallow=Yvrr*fyv;
Yvvr_shallow= Yvvr*fyv;
fnv=K0+K1*(B1/T)+K2*((B1/T)^2);
Nv_shallow=Nv*fnv;
Nr_shallow=Nr*fnr;
Nvvv_shallow=Nvvv*fyv;
Nrrr_shallow=Nrrr*gnr;
A1Nvrr=40*Cb*B/T-88;
A2Nvrr=-295*Cb*B/T+645;
A3Nvrr=312*Cb*B/T-678;
Nvrr_shallow=gnr*Nvrr;
A1Nvvr=91*Cb*T/B-25;
A2Nvvr=-515*Cb*T/B+144;
A3Nvvr=508*Cb*T/B-143;
Nvvr_shallow=Nvvr*gnr;

```

% Correção Coeficientes Hidrodinâmicos dos Propulsores:

```

tp= 0.21;
wpo= 0.0726;
wpos= wpo*(1+((-4.932+0.6425*(Cb*L/T)-0.0165*((Cb*L/T)^2))*(T/h^1.655)));
tps=1-(((1+((29.495-14.089*Cb*L/B+1.6486*(Cb*L/B)^2)*(0.004-0.035*T/h-
0.104*(T/h)^2))))*(1-tp));

```

% Correção do Coeficiente de Resistencia ao Avanço:

```

Xos = Xo/(1-tps);

```