

**BRUNO PEGORETTI VISELLI**

**Análise da viabilidade técnica do projeto de um  
navio mineraleiro de grande porte sem lastro**

São Paulo  
2023

**BRUNO PEGORETTI VISELLI**

**Análise da viabilidade técnica do projeto de um  
navio mineraleiro de grande porte sem lastro**

**Versão Corrigida**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do Título de Mestre em Ciências.

Área de Concentração:

Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:

Claudio Mueller Prado Sampaio

São Paulo  
2023

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 05 de Outubro de 2023

Assinatura do autor: Bruno P. Viselli

Assinatura do orientador: Claudio M. Moraes

#### Catálogo-na-publicação

Viselli, Bruno Pegoretti

Análise da viabilidade técnica do projeto de um navio mineraleiro de grande porte sem lastro / B. P. Viselli -- versão corr. -- São Paulo, 2023. 139 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Navios 2.Lastro 3.Arquitetura Naval 4.Construção Naval I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

Viselli, Bruno P. Análise da viabilidade técnica do projeto de um navio minereiro de grande porte sem lastro. 2023. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2023.

Aprovado em:

Banca Examinadora:

---

Prof. Dr.

---

Instituição

---

Julgamento

---

Prof. Dr.

---

Instituição

---

Julgamento

---

Prof. Dr.

---

Instituição

---

Julgamento

# RESUMO

Viselli, Bruno P. Análise da viabilidade técnica do projeto de um navio mineraleiro de grande porte sem lastro. 2023. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2023.

A dissertação apresenta um estudo da viabilidade da aplicação de tecnologias para a redução da quantidade de água de lastro em embarcações (Ballast Free Ship) a um navio mineraleiro do tipo VLOC centrada no conceito de utilização de dutos longitudinais de lastro renovável. Inicialmente, é apresentada uma revisão da literatura dos conceitos e patentes acerca da redução de lastro em navios. A metodologia de análise de projeto é dividida em duas fases, primeiramente são avaliadas mudanças no arranjo interno para a inserção dos dutos através de um modelo navio-caixa parametrizado. Na segunda, os resultados obtidos são adaptados para a embarcação real e são analisadas as implicações nas funcionalidades do navio. Analisa-se primeiramente uma restrição de desempenho hidrodinâmico da embarcação causada pela tecnologia que é o aumento da resistência. Através de CFD são obtidos valores para a perda de carga nos dutos, disponibilidade de pressão no casco e com um modelo do navio com dutos, o acréscimo de resistência é determinado. A análise de estabilidade inicial e arranjo conclui que não é possível eliminar completamente o lastro da embarcação utilizando somente dutos de lastro renovável sem alterar significativamente a estrutura da embarcação. Na avaliação da estabilidade intacta, são analisados normas para a estabilidade transversal, curvas de braço de endireitamento e critério de ventos, conforme requisitos da IMO. Embora ainda com margens menores, os critérios são atendidos por completo com um ponto de atenção para o ângulo de máximo GZ. Para a análise probabilística da estabilidade avariada com um navio-caixa são analisadas variações da compartimentagem, subdivisão e posicionamento dos dutos, baseadas no atendimento aos critérios SOLAS. Verifica-se que utilizando-se de dutos contínuos os critérios de estabilidade avariada não são atendidos, sendo necessário subdividir os dutos. Finalmente, é realizada uma análise a respeito das normas estruturais por meio das sociedades classificadoras, realizando a verificação dos critérios de módulo mínimo de seção. A continuidade estrutural dos dutos contribui para a rigidez estrutural longitudinal e a altura de linha neutra da seção mestra diminui, proporcionando menores valores para o módulo de seção no convés. O arranjo é harmonizado para a embarcação VLOC, com uma solução proposta com 6 dutos longitudinais, capaz de reduzir o lastro fixo embarcado em 60% em relação a situação original. Os impactos da nova tecnologia são medidos no âmbito da estabilidade, hidrodinâmica, estrutura e sistemas de potência do navio. A estabilidade inicial e intacta não foi prejudicada e a estabilidade avariada foi atendida após uma reanálise da subdivisão dos dutos. O acréscimo de resistência para o modelo final foi estimado em cerca de 4,1% e o propulsor obteve um ganho de eficiência, assim como a eficiência do casco. Ocorreu um acréscimo ao peso-leve estrutural e as margens para a tensão primária na embarcação aumentaram. As operações portuárias tiveram reduções na potência utilizada pelos geradores devido a diminuição da utilização das bombas de lastro e BWTS. A viagem em lastro teve sua potência de freio aumentada enquanto na viagem carregada houve uma diminuição da carga útil transportada.

**Palavras-Chave** – Navio, Ballast Free Ship, No Ballast, Reduced Ballast, Projeto de Navio, Embarcação sem Lastro, Resistência ao Avanço, CFD, Estabilidade, Estabilidade Avariada, Água de Lastro

# ABSTRACT

Viselli, Bruno P. Technical feasibility analysis of a very large ballast free ore carrier design. 2023. Dissertation (Master's Degree) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2023.

This dissertation presents a feasibility study on the application of technologies aiming to reduce the amount of ballast water in vessels (Ballast Free Ship) on a VLOC-type focused on the flow-through ballast longitudinal trunks concept. Initially, a literature review including concepts and patents about ship water ballast reduction is presented. The design analysis methodology is divided in two phases, firstly, the internal arrangement changes due to the insertion of the trunks are evaluated through a parametrized box shaped vessel model. In the following phase, the obtained results are adapted to the real ship configuration and the implications on the ship's functionalities are analyzed. The hydrodynamic performance constraint due to the resistance increase is analyzed through CFD. Values are obtained for the trunks head loss, hull's pressure availability and utilizing a ship model with ducts, the added resistance is determined. The initial stability and arrangement analysis conclude that it is not possible to eliminate the vessel's ballast using only renewable ballast trunks without significantly altering the vessel's structure. In the intact stability assessment, standards for transverse stability, righting lever curves and weather criterion are analyzed, according to IMO requirements. Although still with smaller margins, the criteria are fully attained with attention regarding the maximum GZ angle criterion. For the probabilistic damage stability analysis using a box shaped vessel variation in ship's compartmentation, trunks subdivision and positioning are analyzed, based on SOLAS criteria compliance. It is verified that using continuous trunks the damage stability criteria aren't attained, therefore ducts subdivision is necessary. Finally, an analysis is carried out regarding the structural norms through the classification societies, verifying the minimum section modulus criteria. The duct's structural continuity contributes to the longitudinal structural rigidity and the midship section's neutral axis height decreases, providing lower values for the section modulus on the freeboard deck. The arrangement is harmonized for the VLOC vessel, with a proposed solution including 6 longitudinal trunks, capable of reducing 60% of the on-board ballast water compared to the original condition. The impacts of the new technology are assessed in terms of stability, hydrodynamics, structure and power systems of the ship. Initial and intact stability wasn't impaired, and the damage stability safety was attained after a trunk subdivision re-analysis. The added resistance for the final model was estimated around 4,1% and a propeller efficiency gain was achieved, as well as a hull efficiency gain. The ship's structural weight suffered a substantial increase and the margins for primary stress have risen. Port operations had power savings due to the decrease of the ballast pumps and BWTS required power. The ballast service condition had its brake power increased while in the loaded condition the transported payload was reduced.

**Keywords** – Ship, Ballast Free Ship, No Ballast, Reduced Ballast, Ship Design, CFD, Resistance, Stability, Damage Stability, Ballast Water

# LISTA DE FIGURAS

1	Fluxograma da Metodologia adotada . . . . .	22
2	Conceito de navio sem lastro com casco com formato em V . . . . .	27
3	DNV Ecore Bulk Carrier . . . . .	28
4	Conceito de Yokohama . . . . .	29
5	Patente: Ship Buoyancy Control System . . . . .	30
6	Patente: Ballast Exchange System for Marine Vessels . . . . .	31
7	Conceito do ALBAFLOW . . . . .	31
8	Patente: LoBE . . . . .	32
9	Conceito de navio sem lastro com dutos . . . . .	33
10	Conceito de Navio sem lastro com dutos (Patente de Parsons) . . . . .	33
11	Estudos do conceito de dutos longitudinais . . . . .	34
12	Navio VLOC base . . . . .	37
13	Arranjo interno do navio VLOC base . . . . .	39
14	Arranjo Interno Estrutural - Valemax . . . . .	39
15	Condição de Lastro . . . . .	40
16	Condição Carregado . . . . .	42
17	Domínio da simulação: Duto Cilíndrico Isolado - Diâmetro=10m - Comprimento=280m . . . . .	47
18	Gráfico comparativo para $C_f$ - Duto Isolado . . . . .	48
19	Gráfico da perda de carga total vs velocidade para duto isolado - D=10m - L=280m . . . . .	49
20	Domínio da Simulação do duto isolado com transições cônicas . . . . .	50
21	Resultados para perda singular na contração e expansão cônica . . . . .	51



22	Gráfico da perda de carga total vs velocidade para duto isolado com variação de diâmetro . . . . .	51
23	Domínio da simulação com regiões e condições de contorno . . . . .	53
24	Vista Frontal (à esquerda) e Lateral (à direita) da distribuição de pressão na proa do VLOC (Pa) - $V = 14$ nós - Calado = 13m . . . . .	54
25	Variação da pressão ao longo de uma linha contornando o casco com cotas $z$ de 3 a 12m - $V = 14$ nós - Calado = 13m . . . . .	55
26	Variação da pressão ao longo de uma linha contornando o casco com cota $z = 6m$ e velocidade variando - Calado = 13m . . . . .	56
27	Mapa da diferença de pressão disponível variando com as escolhas para as posições de entrada e saída - $V=14$ nós . . . . .	57
28	Domínio da simulação do VLOC com dutos simplificados . . . . .	58
29	Modelo do Navio com um dois dutos laterais . . . . .	59
30	Arranjo Interno - VLOC com Dutos . . . . .	61
31	Arranjo do Navio-Caixa com anteparas . . . . .	63
32	Navio Caixa - Seção . . . . .	65
33	Largura efetiva da linha d'água . . . . .	67
34	Seção mestra típica - Indicação da passagem dos dutos . . . . .	70
35	Arranjo do Navio-Caixa com dutos . . . . .	71
36	Navio-Caixa com Dutos - Seção com dimensões iniciais . . . . .	71
37	Navio-Caixa com Dutos - Condição de Lastro . . . . .	73
38	Vista Frontal - Potenciais Pontos de embarque de água . . . . .	75
39	Curva de GZ para a condição de carregamento em lastro - Navio-Caixa com dutos . . . . .	77
40	Curva de GZ para a condição carregado - Navio-Caixa com dutos . . . . .	78
41	Critério de Áreas de Ventos . . . . .	79
42	Posição final de equilíbrio para duto(s) alagado(s) . . . . .	82
43	Curva típica do braço de endireitamento para condição avariada . . . . .	85

44	Exemplificação da subdivisão longitudinal do navio em Zonas . . . . .	86
45	Exemplificação da subdivisão transversal e distâncias $b$ . . . . .	87
46	Subdivisão Horizontal dentro de uma zona . . . . .	87
47	Subdivisão com Anteparas Horizontais e Longitudinais - Navio-caixa com Dutos . . . . .	90
48	Discretização do Navio-Caixa em 7 zonas . . . . .	90
49	Posições das anteparas transversais para a análise probabilística de avaria .	92
50	Variação da distância dos dutos ao costado . . . . .	93
51	Divisão dos dutos com Anteparas Longitudinais - Vista Frontal . . . . .	95
52	Divisão dos dutos com Anteparas Transversais - Vista Lateral . . . . .	96
53	Navio-Caixa com Dutos - Seção com dimensões atualizadas . . . . .	98
54	Arranjo final da seção mestra . . . . .	103
55	Arranjo Geral da embarcação VLOC BFS . . . . .	103
56	Detalhes das entradas e saídas - Vista Superior . . . . .	104
57	Detalhes das entradas e saídas - Vista Lateral . . . . .	104
58	Comparação entre seções mestras - VLOC Original (à esquerda) e VLOC BFS (à direita) . . . . .	105
59	Distribuição do peso-leve ao longo do VLOC BFS . . . . .	107
60	Distribuição do Peso seccional e Flutuação ao longo do VLOC BFS - Condição de Lastro . . . . .	108
61	Curvas de Força Cortante - Condição de Lastro . . . . .	108
62	Curvas de Momento Fletor - Condição de Lastro . . . . .	109
63	Momento fletor e forças cortantes - Condição de Lastro . . . . .	109
64	VLOC BFS - Posição de Equilíbrio em Lastro . . . . .	114
65	VLOC BFS - Posição de Equilíbrio na condição Carregada . . . . .	116
66	Curva de GZ para a condição de carregamento em Lastro - Comparação: VLOC BFS e VLOC Original . . . . .	118

67	Curva de GZ para a condição Carregada - Comparação: VLOC BFS e VLOC Original . . . . .	119
68	Subdivisão com Anteparas Horizontais e Longitudinais - VLOC BFS . . . . .	122
69	VLOC BFS - Subdivisão dos dutos . . . . .	123
70	Malha gerada para a simulação do VLOC BFS . . . . .	125
71	Resistência calculada para VLOC BFS via StarCCM+ para V=10 a 16 nós	126
72	Posicionamento do propulsor . . . . .	127
73	Wake Fraction Coefficient . . . . .	128

## LISTA DE TABELAS

1	Principais regulamentações sobre gerenciamento de água de lastro . . . . .	19
2	Dimensões principais do navio e adimensionais . . . . .	37
3	Informações do sistema propulsivo . . . . .	38
4	Valemax - Pesos e centros - Condição de Lastro . . . . .	41
5	Valemax - Estabilidade Inicial - Condição de Lastro . . . . .	41
6	Valemax - Pesos e centros - Condição carregado . . . . .	43
7	Valemax - Propriedades hidrostáticas - Condição Carregado . . . . .	43
8	Resultados da simulação para a perda de carga distribuída . . . . .	48
9	Distribuição de pressão ao longo do casco (kPa) . . . . .	55
10	Resultado para a resistência - Navio com 2 dutos laterais . . . . .	59
11	Dimensões e posições dos centros no Navio-Caixa . . . . .	63
12	Definição dos compartimentos no navio-caixa . . . . .	65
13	Navio caixa - Variação de $GMt$ com a altura $h_{LI}$ . . . . .	66
14	Variação das propriedades hidrostáticas do Navio-Caixa com a altura $h_{LI}$ .	67
15	Quantidade de lastro fixo necessária no Navio-Caixa com a variação da altura $h_{IC}$ . . . . .	68
16	Efeito da Variação da altura do fundo do porão de carga no $GMt$ . . . . .	69
17	Navio-Caixa com dutos - Estabilidade Inicial em carga com variação do duplo Fundo e densidade do minério . . . . .	72
18	Equilíbrio Inicial - Condição de Lastro - Navio-Caixa com Dutos . . . . .	73
19	Navio-Caixa com dutos - Estabilidade Inicial em Lastro com variação da altura do fundo dos tanques de lastro fixo . . . . .	74
20	Critérios a respeito da curva de GZ . . . . .	75
21	Resultados de Estabilidade Intacta . . . . .	76

22	Resultados obtidos para os critérios de vento . . . . .	80
23	Requisitos de estabilidade intacta - Variação da altura $H_1$ no Navio-Caixa com dutos . . . . .	80
24	Permeabilidades dos Compartimentos . . . . .	89
25	Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Navio-Caixa com Duto . . . . .	91
26	Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação do número de anteparas transversais com duto contínuo . . . . .	93
27	Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação da Distância do duto ao costado . . . . .	94
28	Resultados da análise probabilística - Anteparas Longitudinais nos Dutos .	95
29	Resultados da análise probabilística - Anteparas Transversais nos Dutos . .	96
30	Espessuras mínimas para o chapeamento no navio-caixa - $L = 280m$ . . . .	99
31	Propriedades da seção mestra - Navio-Caixa com Dutos . . . . .	100
32	Propriedades da seção mestra - Navio VLOC BFS . . . . .	106
33	Forças Cortantes e Momentos Fletores máximos - VLOC BFS Carregado e Lastro . . . . .	110
34	Distribuição do fator $F_M$ . . . . .	111
35	Momentos calculados para uma seção a meia-nau . . . . .	112
36	Tensão primária calculada para a seção mestra a meio navio - VLOC BFS	113
37	VLOC BFS - Pesos e centros - Condição de lastro . . . . .	114
38	VLOC BFS - Estabilidade Inicial em Lastro . . . . .	115
39	VLOC BFS - Pesos e centros - Condição carregado . . . . .	116
40	VLOC BFS - Estabilidade Inicial na Condição Carregada . . . . .	117
41	Resultados de Estabilidade Intacta - VLOC BFS . . . . .	119
42	Resultados obtidos para os critérios de vento - VLOC BFS . . . . .	120
43	Posições longitudinais das anteparas estanques transversais - VLOC BFS .	121

44	Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - VLOC Original . . . . .	122
45	VLOC BFS - Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação do número de divisões no Duto . . . . .	124
46	Coeficientes de Esteira - Comparação . . . . .	128
47	Coeficientes propulsivos - Comparação VLOC Original e BFS . . . . .	129
48	Potências Efetivas e de Freio - Comparação VLOC Original e BFS . . . . .	130
49	Tabela Comparativa - Potência utilizada nos geradores . . . . .	131
50	Tabela comparativa entre VLOC Original e VLOC BFS - Vantagens e Desvantagens . . . . .	135

# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>18</b>
1.1	Objetivo . . . . .	20
1.2	Metodologia . . . . .	21
<b>2</b>	<b>Revisão das Tecnologias</b>	<b>25</b>
2.1	Métodos de lastro fixo . . . . .	26
2.2	Métodos de escoamento contínuo (Lastro Renovável) . . . . .	28
2.2.1	Troca de Lastro contínuo através de compartimentos . . . . .	28
2.2.1.1	Conceito de Yokohama . . . . .	28
2.2.1.2	Troca de Lastro contínuo com auxílio de bombas . . . . .	30
2.2.1.2.1	ALBAFLOW (Fluxo de Lastro Automático) . . . . .	30
2.2.1.2.2	LOOP Ballast Exchange (LoBE) . . . . .	31
2.2.2	Conceito de Navio Sem Lastro com dutos - University of Michigan . . . . .	32
<b>3</b>	<b>Caracterização do navio de referência (Navio Base)</b>	<b>36</b>
3.1	Apresentação da embarcação . . . . .	36
3.2	Condições de Carregamento . . . . .	40
3.2.1	Condição de Lastro . . . . .	40
3.2.2	Condição Carregado . . . . .	41
<b>4</b>	<b>Primeira Fase de Projeto</b>	<b>44</b>
4.1	Análise Hidrodinâmica Inicial . . . . .	44
4.1.1	Análise da perda de carga nos dutos . . . . .	44
4.1.1.1	Perda de carga distribuída . . . . .	45
4.1.1.2	Perda de carga localizada . . . . .	50

4.1.2	Verificação da pressão ao longo do casco do navio VLOC . . . . .	52
4.1.3	Simulação do Navio com Dutos . . . . .	57
4.1.3.1	Navio com 2 dutos laterais . . . . .	58
4.2	Análise da Arquitetura Naval . . . . .	60
4.2.1	Introdução dos Dutos na Estrutura . . . . .	60
4.2.2	Simplificação para um Navio-Caixa . . . . .	62
4.2.3	Navio-Caixa sem dutos . . . . .	64
4.2.3.1	Efeito da altura da base dos TLS, $h_{LI}$ , na estabilidade inicial . . . . .	66
4.2.3.2	Efeito da altura dos tanques centrais, $h_{IC}$ , na condição BFS . . . . .	67
4.2.4	Navio-Caixa com dutos . . . . .	69
4.3	Estabilidade Inicial . . . . .	71
4.3.1	Condição de Lastro . . . . .	72
4.4	Estabilidade Intacta . . . . .	74
4.4.1	CrITÉrios a respeito da Curva do Braço de Endireitamento . . . . .	75
4.4.1.1	Efeito da variação dos parâmetros $h_{IC}$ e $h_{LI}$ na estabilidade intacta . . . . .	80
4.5	Estabilidade Avariada . . . . .	81
4.5.1	Avaliação do alagamento dos dutos . . . . .	81
4.5.2	Análise Probabilística da Estabilidade Avariada . . . . .	82
4.5.3	Cálculo do fator de sobrevivência $s_i$ . . . . .	84
4.5.4	Cálculo da probabilidade $p_i$ . . . . .	85
4.5.4.1	Subdivisão Longitudinal . . . . .	86
4.5.4.2	Subdivisão Transversal . . . . .	86
4.5.4.3	Subdivisão Horizontal . . . . .	87
4.5.5	Análise probabilística de estabilidade avariada utilizando o <i>Maxsurf-Stability</i> . . . . .	88
4.5.5.1	Definição da geometria inicial para a análise probabilística . . . . .	89
4.5.5.2	Análise da Compartimentagem do Navio-Caixa com Dutos Contínuos . . . . .	91



4.5.5.3	Análise do posicionamento transversal dos Dutos no Navio-Caixa . . . . .	93
4.5.5.4	Análise da Subdivisão dos Dutos . . . . .	94
4.5.5.4.1	Anteparas Longitudinais . . . . .	94
4.5.5.4.2	Subdivisão com Anteparas Transversais . . . . .	96
4.6	Análise Estrutural . . . . .	97
4.6.1	Cálculo das espessuras mínimas do chapeamento . . . . .	98
4.6.2	Cálculo do módulo de seção mínimo e momento de inércia . . . . .	99
4.6.3	Variação dos parâmetros geométricos da seção . . . . .	100
4.7	Conclusões da primeira fase . . . . .	101
<b>5</b>	<b>Segunda Fase de Projeto</b>	<b>102</b>
5.1	VLOC sem lastro (Ballast-Free) - Solução Proposta . . . . .	102
5.2	Estrutura . . . . .	105
5.2.1	Estimativa preliminar do peso-leve . . . . .	105
5.2.2	Cálculo do peso-leve adicional . . . . .	106
5.2.3	Distribuição do carregamento em águas calmas . . . . .	107
5.2.4	Cálculo da tensão primária . . . . .	110
5.2.4.1	Cálculo dos Momentos Fletores . . . . .	110
5.3	Verificação da estabilidade inicial e intacta . . . . .	113
5.3.1	Estabilidade Inicial . . . . .	113
5.3.1.1	Estabilidade Inicial na Condição de Lastro . . . . .	113
5.3.1.2	Estabilidade Inicial na Condição carregada . . . . .	115
5.3.2	Estabilidade Intacta . . . . .	117
5.3.3	Critério de ventos . . . . .	120
5.4	Estabilidade Avariada . . . . .	120
5.4.1	VLOC Original . . . . .	121
5.4.2	Análise da subdivisão dos dutos no VLOC . . . . .	122

5.5	Hidrodinâmica . . . . .	124
5.5.1	Cálculo para a resistência . . . . .	124
5.5.2	Cálculo do coeficiente de esteira . . . . .	126
5.6	Balço de Energia e Potência . . . . .	128
5.6.1	Cálculo da nova potência de freio . . . . .	128
5.6.2	Potência utilizada pelos geradores . . . . .	130
<b>6</b>	<b>Conclusões</b>	<b>133</b>
6.1	Limitações e Trabalhos Futuros . . . . .	136
	<b>Referências</b>	<b>137</b>

# 1 INTRODUÇÃO

A crescente preocupação com as questões ambientais na navegação se traduz em regulamentações cada vez mais rigorosas por parte da IMO (International Maritime Organization) como, por exemplo, a implementação do índice de eficiência energética de projeto (EEDI - Energy Efficiency Design Index), as restrições para emissões de gases nocivos como NO<sub>x</sub>, SO<sub>x</sub> e o despejo e tratamento da água de lastro.

A água de lastro é uma questão severa, já que ela pode ser responsável por transportar espécies aquáticas não-nativas entre diversas regiões, podendo causar grandes desequilíbrios ecológicos.

Ressalta-se que, para manter condições mandatórias de segurança na navegação, um navio de grande porte pode carregar em torno de 200.000 toneladas de água lastro em uma viagem típica. Como solução para esse problema, um navio sem lastro (BFS - Ballast Free Ship) poderia, ao invés de despejar água potencialmente contaminada, ter água local escoando através do navio, de proa à popa, por meio de tubulações. Essa tecnologia pode também ser capaz de melhorar a eficiência do hélice do navio contribuindo adicionalmente a uma economia de combustível na operação.

A ideia por trás da tecnologia BFS é, ao invés de aumentar o deslocamento do navio, diminuir a flutuação por meio de um sistema de dutos longitudinais, que se conectam ao mar e permitem o escoamento da água do mar de forma contínua entre um orifício de entrada e um orifício de saída, sem que a embarcação precise armazená-la em tanques específicos. Com uma abertura para a entrada de água na região da proa e uma abertura para descarga na popa, a diferença de pressão entre proa e popa quando o navio se move cria um fluxo contínuo dentro de cada duto capaz de trocar todo o volume de água. Esse conceito de troca de lastro ao longo da viagem é denominado como lastro renovável. Dessa forma, a água de lastro é sempre local, o que evita o problema de transporte de populações não nativas e, assim, atende os fundamentos associados às regras internacionais da IMO.

Em contraposição, no procedimento usual, para garantir a operação adequada da

embarcação, utiliza-se a água de lastro em determinados compartimentos para aumentar o deslocamento e, assim, garantir a estabilidade do navio. Usualmente, a água é embarcada em um porto de saída e seu despejo ocorre somente no final da viagem, no porto de chegada. Esse é o conceito tradicional aqui denominado como 'lastro fixo' e, de acordo com os novos requisitos pela IMO, essa água de lastro deve ser tratada.

A convenção de Gerenciamento de Água de Lastro, Ballast Water Management (BWM) Convention, foi adotada pela IMO em 2004 e regula os requisitos e procedimentos para a troca de água de lastro, Ballast Water Exchange (BWE) e o tratamento de água de lastro, Ballast Water Treatment (BWT). As regulamentações mais relevantes mostradas na tabela 1 são os artigos  $D - 1$  e  $D - 2$ , sendo que o primeiro diz respeito à eficiência volumétrica mínima da troca de lastro nos tanques e é considerado como uma medida transitória até que os navios possam instalar sistemas de tratamento de água de lastro mais eficazes, já o segundo artigo regula a qualidade da água tratada definindo limites para a quantidade de microrganismos. O emprego de tecnologias alternativas de gerenciamento de lastro, como é o caso do BFS, é contemplado pela regulamentação B-3.7, que indica que esses métodos alternativos podem ser aceitos caso mostrem-se capazes de cumprir os requisitos estabelecidos. De acordo com essas regulamentações, para navios construídos após 2012 com capacidade de água de lastro superior a  $5000 m^3$ , a IMO torna obrigatória a presença de um sistema de tratamento da água de lastro em suas operações a partir de 2016 [1].

Tabela 1: Principais regulamentações sobre gerenciamento de água de lastro

Basic provisions under Regulation B-3
<b>Regulation D-1</b>
Ballast Water Exchange Standard - Ships performing ballast water exchange shall do so with an efficiency of 95 per cent volumetric exchange of Ballast Water. For ships exchanging ballast water by the pumping-through method, pumping through three times the volume of each ballast water tank shall be considered to meet the standard described. Pumping through less than three times the volume may be accepted provided the ship can demonstrate that at least 95 per cent volumetric exchange is met.
<b>Regulation D-2</b>
<i>Ballast Water Performance Standard</i> - Ships conducting ballast water management shall discharge:
less than 10 viable organisms $\geq 50\mu m$ (inimum dimension) per cubic metre;
less than 10 viable organisms $< 50\mu m$ and $\geq 10\mu m$ (minimum dimension) per mL.
Discharge of indicator microbes, as a human health standard, shall not exceed:
$< 1cfu$ of toxigenic <i>Vibrio cholerae</i> (O1 and O139) per 100mL, or per 1g wet weight of zooplankton sample;
$< 250cfu$ of Escherichia coli per 100mL;
$< 100cfu$ of <i>intestinal Enterococci</i> per 100mL
<b>Regulation - B3.7</b>
Other methods of ballast water management may also be accepted as alternatives to the ballast water exchange standard and ballast water performance standard, provided that such methods ensure at least the same level of protection to the environment, human health, property or resources, and are approved in principle by IMO's Marine Environment Protection Committee (MEPC)

Fonte: Adaptado de IMO [2]

Os sistemas de lastro convencionais têm funções importantes dentro da operação da embarcação, tais como: garantir um deslocamento mínimo nas condições em que não há carga, assim, conferindo estabilidade, controle de trim e calado para operações de carregamento/descarregamento, garantir submersão do hélice e diminuir esforços estruturais, portanto, essas condições de segurança à navegação devem ser satisfeitas por qualquer sistema alternativo de lastro que seja idealizado.

De acordo com a IMO, os procedimentos tradicionais de navegação com lastro demandam a instalação de sistemas de tratamento de lastro e a eles são inerentes custos de instalação, manutenção e operação. Existem diversos tipos de sistemas de tratamento de lastro, que podem combinar diferentes métodos: mecânicos (filtração, hidrociclone), físicos (desoxigenação, radiação ultravioleta) ou químicos (ozonificação, eletrólise), como apresentados em Lloyd's Register [1] e que mostra que esses sistemas podem ter capacidades variando de 250 a  $10000m^3/h$  e o CAPEX (Capital expenditure) estaria entre US\$135.000 a US\$2.300.000 dólares, dependendo da capacidade. Além disso, D.Šateikienė *et al.* [3] mostra que os requisitos de potência podem chegar até 582kWh e ocupar de 1.6 a  $100m^2$ .

Em resposta a essa exigência, diversas tecnologias estão sendo desenvolvidas, como formas de evitar ou reduzir os custos de tratamento de água de lastro, buscando sistemas mais eficientes do ponto de vista energético, e contornar problemas operacionais ocasionados pelos BWTS, tais como, a adaptação dos equipamentos aos espaços e volumes do navio, manuseio e armazenamento de produtos químicos e segurança e confiabilidade dos sistemas de controle, manutenção e operação.

Essas tecnologias podem ser capazes de eliminar totalmente ('no ballast') ou apenas de reduzir significativamente a quantidade de lastro transportada ('minimal ballast'). Uma potencial eliminação total do lastro carregado na embarcação significa eliminar totalmente complexidades, riscos e custos associados aos sistemas de tratamento de água de lastro. Caso haja apenas redução na quantidade transportada, o risco de despejar água contaminada é apenas minimizado e por isso o navio ainda deve operar com o sistema de tratamento de lastro, de proporções reduzidas, mas mantendo-se sujeito a avaliação sob a regulamentação D-2.

## 1.1 Objetivo

Em função do exposto, a pesquisa proposta tem como objetivo estudar a viabilidade da implantação da tecnologia de redução de lastro utilizando dutos longitudinais de lastro

renovável de tal forma que a quantidade de água de lastro dentro de uma embarcação do tipo mineralero de grande porte (VLOC) seja eliminada ou minimizada.

Espera-se que ao fim do trabalho sejam conhecidas as modificações necessárias ao projeto de um navio VLOC para receber o sistema de *Ballast-Free* que tenham o menor impacto no projeto original do navio e que atendam todos requisitos regulatórios de estabilidade, intacta e avariada, de segurança, assim como, estruturas, minimização da resistência ao avanço e redução da utilização dos sistemas de potência do navio e, conseqüentemente, no desempenho energético da embarcação. Deseja-se estudar o impacto das modificações propostas nas funcionalidades da embarcação e como as diferentes alternativas e soluções adotadas afetam o atendimento às regras e as características do navio como um todo, tais como, aumento do peso-leve, alteração das tensões e esforços e variações de coeficientes propulsivos.

## 1.2 Metodologia

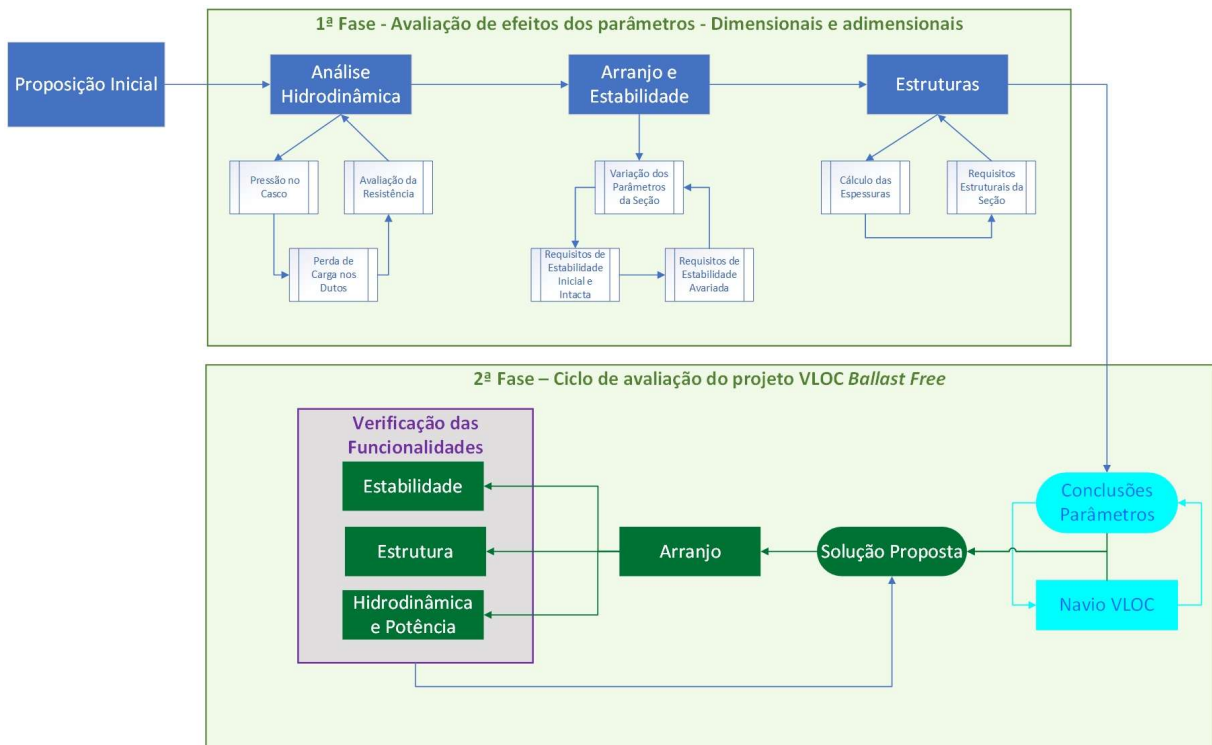
Inicialmente, são revisadas as principais tecnologias que envolvem a redução e/ou eliminação do lastro nas embarcações. Esses conceitos são discutidos brevemente, relatando as principais vantagens e desvantagens de cada sistema, baseando-se em estudos já realizados e patentes existentes.

Feito o levantamento das principais alternativas tecnológicas, o problema com os dutos contínuos e o navio escolhido é definido. São apresentadas as principais características da embarcação e condições de operação de interesse, em lastro e em carga. O conceito de dutos contínuos e sua principal consideração de desempenho, o escoamento contínuo ao longo do duto, são explicados.

Devido à complexidade do conceito a ser desenvolvido, em que a avaliação de um aspecto específico afeta outras características e funcionalidades do navio, torna-se necessário avaliar o projeto do navio de maneira holística, ou seja, integrada, harmoniosa de todo o navio, com isso propôs-se a metodologia de desenvolvimento e análise apresentada no diagrama da figura 1.

O desenvolvimento do estudo foi realizado em duas fases distintas, a primeira utilizando modelos simplificados e fracamente interdependentes para entender os efeitos globais da variação de parâmetros relevantes. A segunda com o objetivo de avaliar o conceito Ballast Free para o navio VLOC, utilizando suas estruturas pré-existentes, com o objetivo de minimizar as alterações no projeto original.

Figura 1: Fluxograma da Metodologia adotada



Fonte: Autor

A primeira fase baseia-se na análise dos diferentes aspectos da embarcação como hidrodinâmica, arranjo, estabilidade e estrutura a partir da variação sistemática dos parâmetros mais relevantes, a fim de definir parâmetros iniciais consistentes de uma solução inicial simplificada que possa ser integrada, posteriormente, ao navio VLOC respeitando suas principais restrições.

O primeiro item dessa fase foi a análise hidrodinâmica do escoamento na condição de lastro, em princípio, assumindo-se que esse aspecto específico é o mais importante, pois existe uma restrição de desempenho que é o possível aumento da resistência ao avanço. O aumento de resistência ao avanço proporcionado pelos dutos devido ao aumento da superfície molhada total, bem como a disponibilidade de um gradiente de pressão favorável para o fluxo contínuo são analisados através de dinâmica dos fluídos computacional (CFD) para um modelo simplificado do navio contendo os dutos longitudinais contínuos.

Como mostrado no diagrama, o segundo bloco envolve a verificação das condições de equilíbrio vertical e de estabilidade inicial associadas às possíveis variações geométricas do arranjo de espaços internos (tanques, porões, duplo fundo, dimensões dos dutos ...). Esse estudo foi desenvolvido adotando-se a simplificação de navio caixa, por facilitar o entendimento do efeito da variação sistemática dos parâmetros; assumindo-se, inicialmente, a

hipótese de que a perda de flutuação ocasionada pelos dutos fosse suficiente para colocar o navio em condição de equilíbrio análoga aos navios tradicionais.

Ainda nesse bloco, após avaliar as condições de um navio inicialmente estável, estuda-se os efeitos das condições de carga e lastro no atendimento às regras de estabilidade intacta (IMO [4]) e no critério probabilístico de avarias (SOLAS [5]), avaliando como os parâmetros afetam o atendimento dos critérios e como modificá-los para atendê-los.

O último bloco dessa fase inicial, considerando a melhor solução do item anterior e adotando uma seção mestra de acordo com os espaços requeridos pelo BFS, verifica-se os efeitos das novas características do navio na definição dos escantilhões e nos requisitos estruturais da viga-navio. Aqui adotam-se preliminarmente características idênticas ao navio base e avalia-se o módulo de resistência mínimo.

Com o entendimento dos efeitos da variação de parâmetros nas diversas funcionalidades, a segunda fase se inicia com uma definição preliminar de dimensões e arranjo adaptadas às características do navio VLOC. Nessa fase, a proposta de solução é analisada levando em considerações todas as complexidades envolvidas no projeto do navio base. O arranjo é reavaliado para que haja uma melhor harmonização das mudanças realizadas com os sistemas pré-existentes da embarcação.

É importante destacar que as modificações podem impactar simultaneamente em diversos aspectos do navio e para isso é requerido uma verificação das funcionalidades dos subsistemas mantendo uma visão holística do projeto e verificando os impactos em sua operação.

No âmbito da estabilidade são verificadas as condições de estabilidade inicial, intacta e avariada para o navio BFS considerando as modificações em seu peso-leve cujo acréscimo é estimado na análise do peso estrutural de aço do casco de acordo com DNV [6]. Além dos requisitos geométricos estruturais da seção mestra, a redistribuição dos pesos e esforços (cortantes e momentos fletores) são realizados e, a partir deles, os esforços primários de flexão e cisalhamento do navio são calculados.

Nesse bloco, a análise hidrodinâmica inclui a simulação em CFD para a condição de navegação em lastro do navio BFS, em que são comparados os valores de resistência ao avanço e determinados os novos coeficientes de esteira da embarcação que alteram os coeficientes propulsivos (eficiência do hélice e do casco) conseqüentemente alterando a potência de freio do motor na condição de lastro. A análise da potência requerida pelos geradores nas operações portuárias de lastreamento/deslastreamento é realizada, em que uma redução proporcional da planta de tratamento de água de lastro é proposta.



Ao final, os resultados são discutidos e as limitações do trabalho são comentadas, bem como as sugestões para trabalhos futuros para prosseguimento do desenvolvimento do projeto do navio sem lastro.

## 2 REVISÃO DAS TECNOLOGIAS

Diversos conceitos para soluções não convencionais foram propostos na literatura, esses podem ser divididos em duas categorias principais, aqueles que não envolvem qualquer despejo de lastro ('zero discharge') ou que envolvem o fluxo contínuo de água de lastro ('continuous flow') para a troca completa.

No primeiro caso, a eliminação da água de lastro pode ser feita substituindo-a por lastro sólidos, como proposto em navios contêineres, ou com mudanças no formato do casco da embarcação, neste último caso encaixa-se o conceito do casco em formato de 'V' que se baseia no alargamento da boca da embarcação e inclinação do seu fundo, mas mantendo inalterado seu deslocamento.

No segundo caso, os conceitos baseiam-se em manter um fluxo contínuo de água dentro dos compartimentos de lastro ou substituí-los por outras estruturas com o mesmo objetivo. Esse fluxo deve garantir que o volume de água de lastro contido nesses compartimentos, denominado no trabalho de 'lastro renovável', seja totalmente trocado em uma distância de 10 a 500mn percorridas pela embarcação. Devido a abertura dos compartimentos ao mar, esses conceitos baseiam-se na perda de flutuação da embarcação na condição de lastro para que seja atingido o calado de operação desejado. Os sistemas, a princípio, podem evitar ou diminuir a utilização de BWTSs (Ballast Water Treatment System) e podem envolver a instalação de múltiplas válvulas e sistemas de controle.

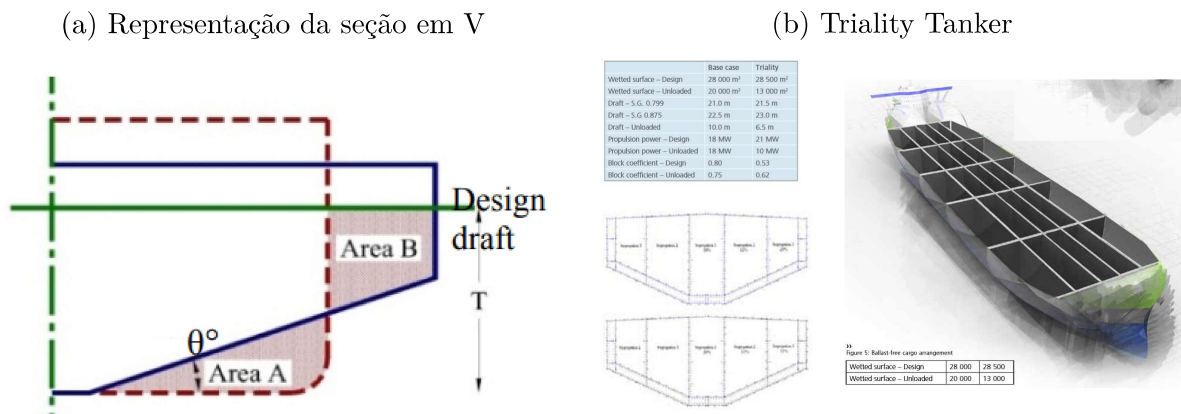
Dentro do conceito de lastro renovável, existem duas principais ideias: a primeira seria a utilização de dutos longitudinais inseridos no casco ao longo dos quais ocorre o escoamento contínuo da água da proa para a popa e uma segunda, a realização da troca de lastro contínua dentro dos próprios compartimentos da embarcação abertos ao mar. Ambas, requereriam modificações internas estruturais, mas a segunda já se aproveitaria das estruturas existentes. Apesar do trabalho estar focado no estudo das alternativas envolvendo a ideia de lastro renovável utilizando dutos, ambas as ideias são apresentadas e discutidas em relação aos seus pontos positivos e negativos no projeto da embarcação.

## 2.1 Métodos de lastro fixo

Em 2003, a Shipbuilding Research Center of Japan (SRC) propôs um conceito de uma embarcação sem lastro utilizando um casco em formato de V no qual, para um mesmo comprimento e calado, a boca do navio aumenta em função do ângulo de inclinação  $\theta$  do fundo do navio, conforme exhibe a figura 2a. A área perdida do fundo plano original (área A) é compensada através da área B associada ao aumento da boca, o equilíbrio hidrostático e deslocamento mantêm-se inalterados para a condição carregada, para isso, a área de seção abaixo da linha d'água deve permanecer a mesma, ou seja, a área incrementada 'B' deve ser igual a área reduzida 'A'. Esse formato de casco altera a distribuição vertical da flutuação causando um calado maior na condição de menor carregamento (que seria a de lastro).

A figura 2b exhibe o projeto do navio Triality Tanker VLCC de 300k DWT proposto pela DNV [7] para o qual o casco em formato de V foi desenvolvido visando diminuir o lastro e otimizar a resistência, através da minimização da área molhada, e as condições do propulsor. Nesse caso, houve redução do calado médio e a ré na condição carregada, portanto foi utilizada uma planta com dois propulsores possibilitando a operação com um calado menor. Na condição carregada houve um pequeno aumento na potência requerida, porém na condição de lastro houve uma grande economia, totalizando uma redução de 15% no consumo anual de combustível [8]. O arranjo geral foi modificado para compensar os momentos flexionais, trim e banda e os tanques de carga foram divididos longitudinalmente em 5 regiões por meio de anteparas longitudinais, além de manter as típicas anteparas transversais estanques conforme ilustrado na figura 2b. Assim, o preenchimento dos tanques pode ocorrer longitudinalmente e também simetricamente em relação a linha de centro.

Figura 2: Conceito de navio sem lastro com casco com formato em V



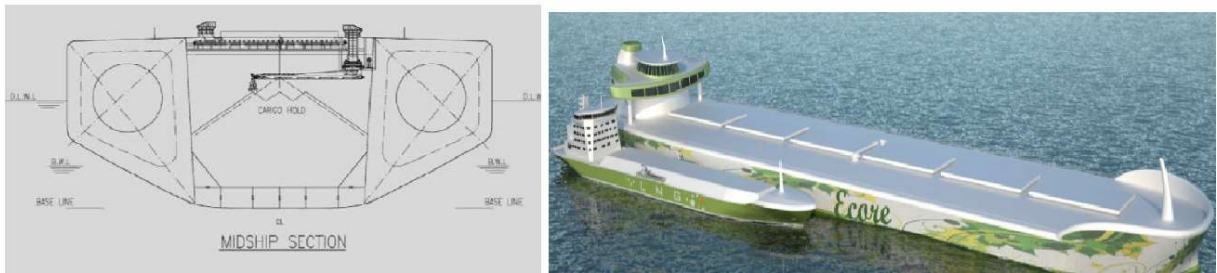
Fonte: Elkady [9]

Fonte: DNV [7]

O conceito do casco em 'V' é capaz de reduzir a quantidade de água de lastro necessária, porém somente considerando o aumento da superfície molhada, tem como consequência um aumento de resistência na condição carregada, conforme SRC [2]. Adicionalmente, o aumento na largura pode inviabilizar a operação em alguns portos e dificultar o processo de construção da embarcação, pois exige adaptação dos estaleiros. Além disso, devido ao aumento na boca, em ambas as condições, há um aumento significativo da estabilidade transversal, o que reduziria o conforto da tripulação. O estudo do SRC conduzido para um Suezmax de 134000DWT estimou um aumento de 4500t para o peso leve dessa embarcação e um custo construtivo adicional de 5,2 milhões de dólares [2].

Um segundo conceito desenvolvido pela DNV para um Bulk-Carrier de 250k DWT é o apresentada na figura 3, denominado DNV Ecore, cujo casco em V resultou em uma diminuição do lastro necessário em 30%. As alterações no formato do casco possibilitaram uma redução do peso em aço e menor capacidade de lastro, e projetou-se uma economia de 6,5% de energia.

Figura 3: DNV Ecore Bulk Carrier



Fonte: DNV [8]

## 2.2 Métodos de escoamento contínuo (Lastro Renovável)

Os métodos de escoamento contínuo propõem a substituição dos tanques de lastro tradicional por espaços dentro da embarcação que sejam destinados a passagem de um fluxo de água diretamente do mar. A configuração desses espaços variam, podendo ser caracterizados como compartimentos (como no caso do Conceito de Yokohama), dutos longitudinais (Conceito da Universidade de Michigan) ou tubulações que adentram os tanques de lastro existentes (ALBAFLOW e LOOP).

A troca de lastro contínua depende da diferença de pressão estabelecida entre a entrada e saída desses espaços, e caso seja insuficiente, alguns métodos preveem a utilização de bombeamento para o estabelecimento desse fluxo.

### 2.2.1 Troca de Lastro contínua através de compartimentos

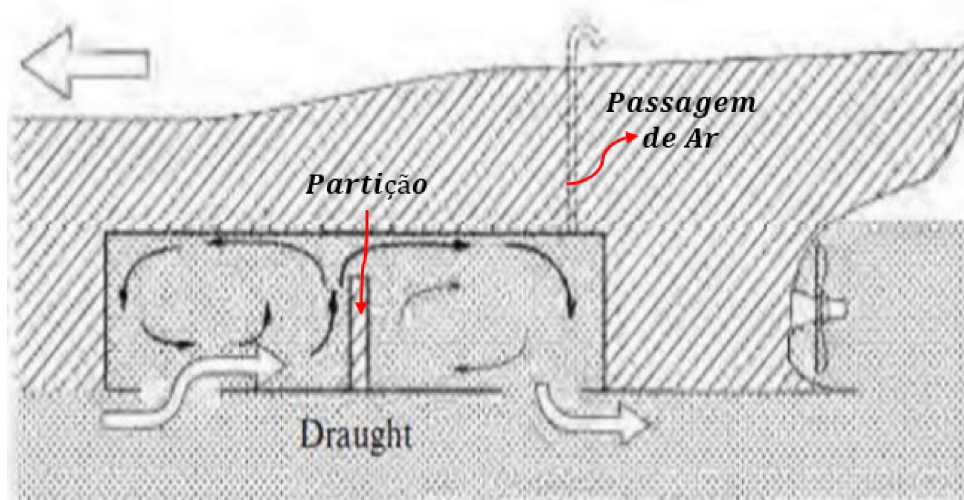
A troca de lastro contínua por meio de compartimentos utiliza os espaços pré-existentes do navio para a circulação e escoamento contínuo da água externa (do mar), podendo ser compartimentos individualizados ou conectados entre si. Normalmente, esses conceitos adotam espaços que incluem os próprios tanques de lastro tradicionais e/ou o duplo fundo do navio. As conexões entre esses compartimentos são realizadas por tubulações ou orifícios em anteparas.

#### 2.2.1.1 Conceito de Yokohama

O conceito baseia-se na conversão dos tanques de lastro convencional em tanques de controle de flutuação. Cada compartimento é inundado e o fluxo de água neles é mantido

durante a viagem. Diferente do conceito com dutos, ele pode ser instalado em navio já existentes por meio de readequação. Cada compartimento é independente visando manter o calado e a estabilidade requeridos para a embarcação e contém uma válvula de entrada e uma de saída que são posicionadas para maximizar o fluxo de água nas velocidades de viagem. O conceito é teórico e não há relatos experimentais. A figura 4 exemplifica essa ideia.

Figura 4: Conceito de Yokohama



Fonte: GEFIMO [2]

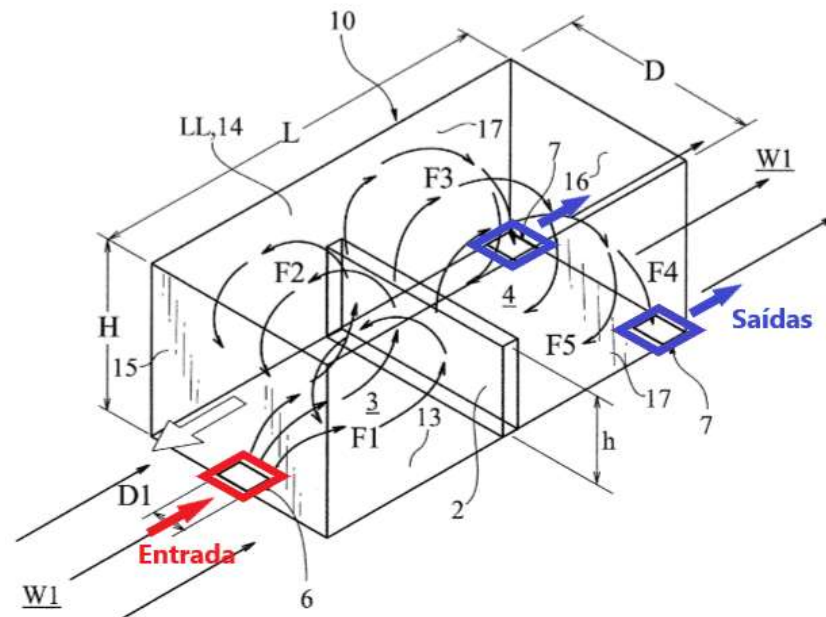
A partição forma uma barreira ao escoamento estendendo-se transversalmente no tanque dividindo-o em uma região de entrada e uma de saída que contém as aberturas respectivas no fundo do casco. A barreira tem como intuito tornar o escoamento interno mais turbulento e com isso ocasionar maior mistura entre a água entrante e a remanescente, diminuindo a ocorrência de pontos de estagnação, ou seja, áreas em que existe a possibilidade de sedimentação de organismos. Essas aberturas estão espaçadas longitudinalmente por uma distância pré-determinada.

A figura 5 mostra que a abertura de entrada fica na linha de centro do tanque enquanto as aberturas de saídas são posicionadas próximas aos bojos esquerdo e direito. O estudo de Fafandjel [10] mostra que entradas e saídas posicionadas diagonalmente nos compartimentos resultam em trocas de fluido mais rápidas e menores quedas de pressão quando comparadas a aberturas posicionadas na linha de centro. Além disso, essa configuração diminui a chance da entrada do fluido que sai de um tanque diretamente na entrada do tanque subsequente.

Durante a viagem em operação descarregada as aberturas no fundo do casco estão

abertas e durante a viagem com carga elas são fechadas por meio de tampas exteriores para cada abertura. Além disso, existem aberturas para a passagem de ar (suspiros) que conectam a parte superior do tanque de lastro com a atmosfera para abaixar a superfície d'água para um nível menor que a linha de calado.

Figura 5: Patente: Ship Buoyancy Control System



Fonte: Ship Buoyance Control System [11]

### 2.2.1.2 Troca de Lastro contínua com auxílio de bombas

As tecnologias ALBAFLOW e LoBE são semelhantes e envolvem a utilização de bombas hidráulicas, que são colocadas dentro dos compartimentos de lastro, para a retirada da água em saídas laterais caso a força hidrodinâmica não seja suficiente para causar a troca de lastro.

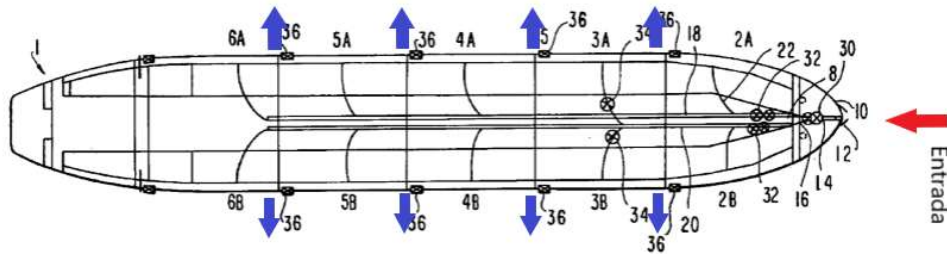
A conexão entre as tubulações e suas ramificações dentro de cada compartimento destinado à troca de lastro exigem a utilização de bombas, válvulas, sensores ou sistemas de controle para o escoamento e com isso adicionam complexidade aos sistemas.

#### 2.2.1.2.1 ALBAFLOW (Fluxo de Lastro Automático)

Água é continuamente admitida por uma abertura na proa e distribuída através de dutos no fundo dos tanques de lastro para deslocar o volume de água de lastro existente

para o mar através das saídas que ficam posicionadas em pontos superiores dos tanques de lastro nas laterais (saídas em azul na figura 6).

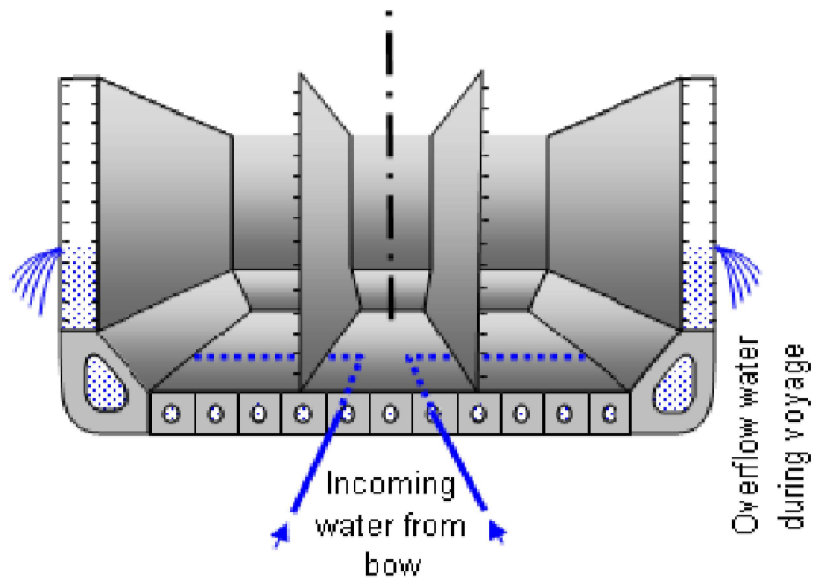
Figura 6: Patente: Ballast Exchange System for Marine Vessels



Fonte: ALBAFLOW [12]

Várias entradas podem ser criadas a partir do duto principal – como mostra a figura 7 – para facilitar a distribuição e substituição da água de lastro existente. As posições dessas entradas são escolhidas baseadas na anteparas longitudinais e elementos estruturais de cada tanque de lastro.

Figura 7: Conceito do ALBAFLOW



Fonte: GEFIMO [2]

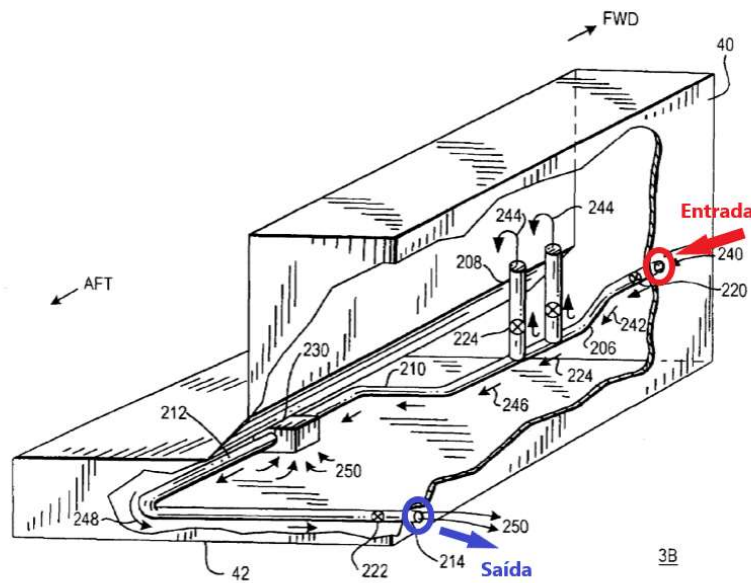
#### 2.2.1.2.2 LOOP Ballast Exchange (LoBE)

O sistema de troca de lastro LoBE consiste em entradas de água do mar localizadas na lateral do casco da embarcação que permitem a entrada da água nos tanques de lastro



quando o navio está se movendo. Para o fluxo de água do mar ocorrer em direção ao interior do tanque de lastro é necessário que a pressão na entrada supere a pressão da água de lastro que está no interior do tanque que deve ser substituída. A partir do orifício de entrada, a água é redirecionada ao tanque e um ejetor localizado na porção inferior do tanque descarrega o lastro através de uma saída lateral que fica localizada mais à ré do navio, conforme a figura 8.

Figura 8: Patente: LoBE



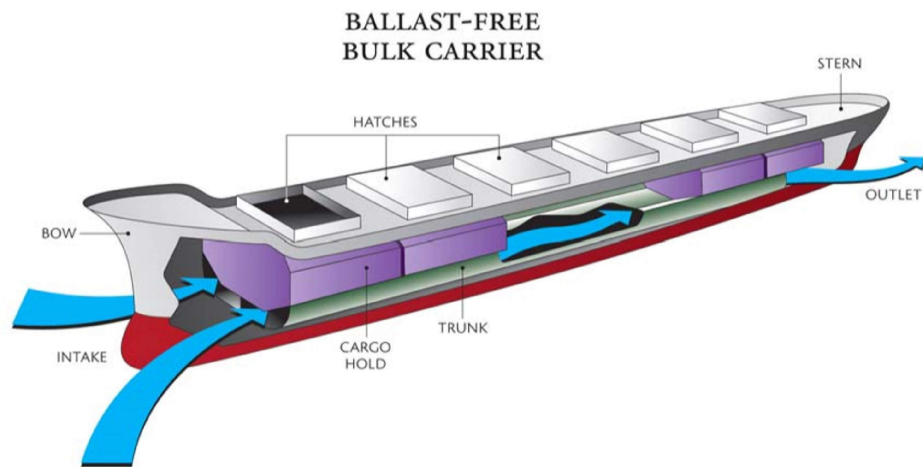
Fonte: LoBE [13]

## 2.2.2 Conceito de Navio Sem Lastro com dutos - University of Michigan

O principal desenvolvimento a respeito desse conceito foi realizado pela Universidade de Michigan, em que os tanques de lastro tradicionais são substituídos por dutos longitudinais, conforme mostra a figura 9, localizados entre o casco externo e os porões de carga e abaixo da linha d'água da condição de lastro. Na referida proposta, os dutos são conectados a uma câmara de equalização ('plenum') tanto na região de proa, como na região de popa, conforme a figura 10, o objetivo sendo que o escoamento ocorra somente como decorrência da diferença de pressão entre proa e popa, diminuindo os efeitos de turbulência e a velocidade devido ao escoamento externo. Uma diferença de pressão entre popa e proa serve para conduzir um fluxo lento de água através desses dutos o suficiente para trocar todo o volume de água contido em cada duto em um intervalo de tempo de

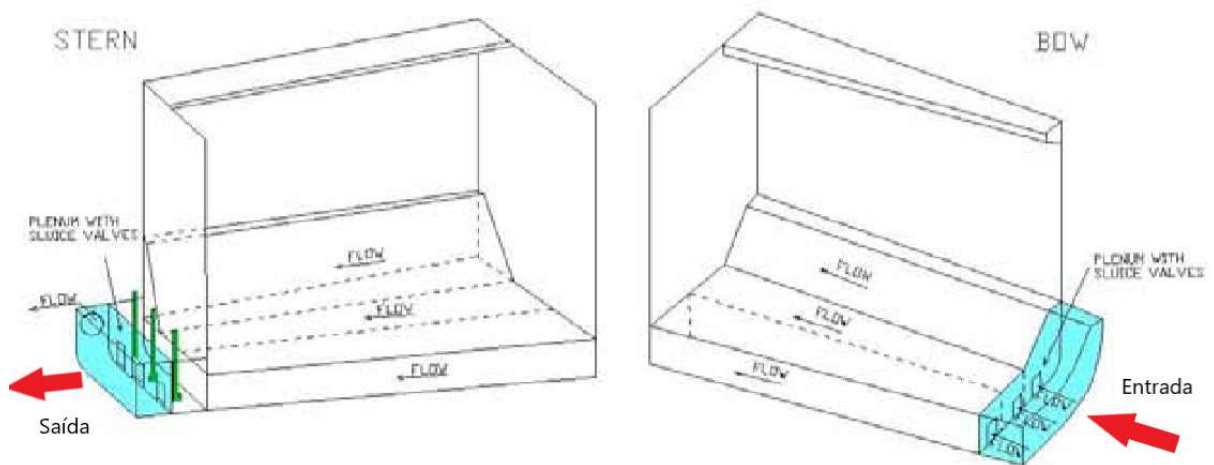
acordo com as especificações de projeto garantindo que a água contida nele seja sempre local. Os dutos são alagados quando na condição de lastro, assim diminuindo a flutuação do navio, ou seja, o navio perde volume deslocado (princípio de Arquimedes). Ao final da viagem em lastro, os dutos são isolados e o fluido bombeado até que esvaziem usando bombas de lastros convencionais. Finalmente, para que os dutos contínuos não sejam inundados durante a operação carregada, cada um deles possui uma válvula/comporta que fecha a conexão deles com as câmaras.

Figura 9: Conceito de navio sem lastro com dutos



Fonte: Kotinis & Parsons [14]

Figura 10: Conceito de Navio sem lastro com dutos (Patente de Parsons)



Fonte: Parsons [15]

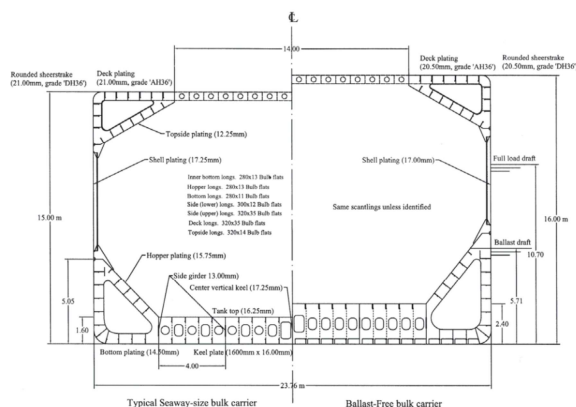
Para que haja efetivamente perda de flutuação os dutos longitudinais devem estar

abaixo da linha de superfície livre do calado de lastro, uma vez que a existência de superfície livre nos dutos, de acordo com o princípio de Arquimedes, indica que o volume deslocado somente corresponde a área abaixo da linha d'água (comprimento constante). Em função dessa consideração, o conceito de Kotinis et al. [16] situa os dutos em posições inferiores aos tanques de carga, na região do duplo fundo, conforme indica a figura 11a, que compara a seção do Seaway-size Bulk Carrier com as modificações propostas para o BFS. Nota-se que para adequar o projeto às condições do BFS, houve a necessidade de aumentar a altura do duplo fundo, bem como a altura do convés de borda livre, sendo essa última alteração para adequar a capacidade de carga e também para reduzir a tensão primária no convés.

Por outro lado, no que diz respeito ao arranjo estrutural, a passagem do fluido requer aberturas interiores ao longo do comprimento do navio, ou seja, deve-se introduzir orifícios de passagem através das anteparas transversais estanques. Adicionalmente, caso os dutos possuam continuidade estrutural, eles podem contribuir para a rigidez da embarcação. Finalmente, considerando o projeto BFS, deve-se considerar o aumento do peso leve do casco, que pode alterar a capacidade final de carga do navio.

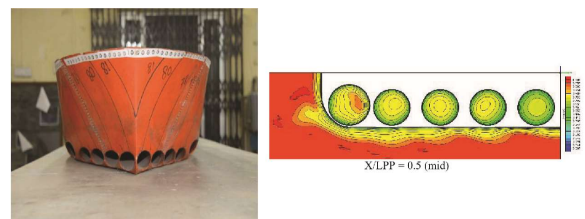
Figura 11: Estudos do conceito de dutos longitudinais

(a) Comparação da seção mestra típica de um Bulk-Carrier e BFS



Fonte: Kotinis et al. [16]

(b) Arranjo experimental e simulação numérica



Fonte: Godey et al. [17]

Dando continuidade à análise da referência, a inundação dos volumes interiores do navio significa que esses volumes não contribuirão para a flutuação da embarcação, alterando as propriedades hidrostáticas e suas curvas de estabilidade e, a existência de dutos contínuos podem dificultar a sobrevivência da embarcação a avarias, sendo potencial-

mente necessário a instalação de comportas ('sluice gates') para garantir uma subdivisão adequada.

Um dos aspectos mais importantes do estudo diz respeito a resistência ao avanço. Como já brevemente discutido, o escoamento contínuo faz uso do gradiente de pressão entre proa (pressão de estagnação positiva) e popa (região a ser escolhida de menor pressão, provavelmente adjacente aos ombros de popa). Em decorrência dos orifícios de entrada e saída, ocorrem modificações do escoamento ao longo do casco, afetando as componentes da resistência, mais significativamente a parcela de ondas e de forma. Há também um aumento da área molhada devido aos dutos, sendo que a diminuição do diâmetro dos dutos ao longo do comprimento geram velocidades menores do escoamento e conseqüentemente, acarretam em acréscimos de resistência menores [16]. Nessa análise, é interessante comentar o trabalho de Godey et al. [17] (figura 11b). Esses autores realizaram testes com modelos experimentais e simulações com entradas e saídas individuais e com corpos de popa e proa modificados, conforme a figura 11b, e obtiveram aumentos de resistência da ordem de 30% na condição de lastro devido aos dutos serem de diâmetro constante e diretamente ligados ao mar, (ou seja, não há 'plenums' para a redução da velocidade do escoamento), existe uma grande perda de carga devido a alta velocidade de avanço do navio.

Adicionalmente, os estudos de Kotinis & Parsons [14] [18] mostraram que a eficiência do conjunto casco-hélice é muito sensível a escolha do posicionamento da saída dos dutos afetando tanto a eficiência de águas abertas do hélice, como a eficiência do casco, ou seja, o coeficiente propulsivo. Após um processo cauteloso de otimização, foram obtidos ganhos de até 6,3% na eficiência propulsiva, que compensaram o aumento da resistência na condição de lastro, resultando na diminuição da potência de freio requerida para essa condição em 1,6% e que resultou na redução do consumo de combustível anual e redução do índice de frete requerido (RFR) em US\$ 1.00/t.

Os mesmos estudos mostraram que o custo de capital adicional, associado aos sistemas, equipamentos, aço e construção poderia ser compensado pela diminuição da planta de tratamento da água de lastro, resultando em uma economia de US\$ 476.000 dólares.

### **3 CARACTERIZAÇÃO DO NAVIO DE REFERÊNCIA (NAVIO BASE)**

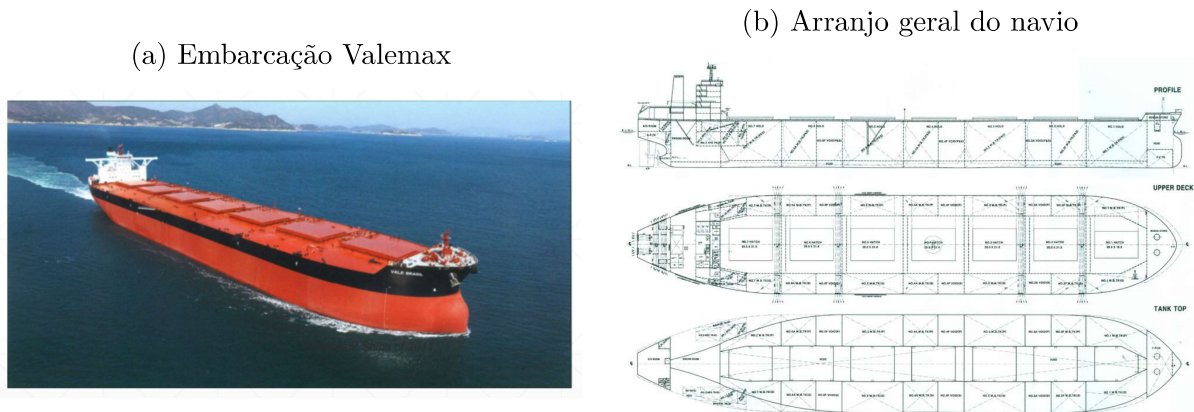
Inicialmente, são apresentadas as características fundamentais do navio que será tomado como referência, tais como dimensões principais e adimensionais, arranjo geral e estrutural, propulsão e maquinário. Também são apresentadas as condições de navegação (carregamento e velocidades). A partir dessas características básicas desenvolver-se-á mudanças cujo objetivo é avaliar a viabilidade técnica de um navio BFS do tipo VLOC com dutos longitudinais.

#### **3.1 Apresentação da embarcação**

A embarcação tomada como referência é o Valemax de primeira geração (figura 12a), um tipo de VLOC (Very Large Ore Carrier) que é classificada como um mineraleiro que opera entre Brasil e China levando cerca de 400.000t de minério de ferro à uma velocidade média de projeto de 14,8 nós. Suas dimensões principais, bem como adimensionais e pesos são exibidos na tabela 2.

O arranjo geral exibido na figura 12b mostra que a embarcação possui sete porões de carga sob os quais situam-se seis pocetos cada e oito tanques de lastro, simetricamente dispostos, situados nos bordos. A praça de máquinas situa-se a ré e associada a ela estão os compartimentos de bombas, planta de tratamento de lastro e tanques de combustível.

Figura 12: Navio VLOC base



Fonte: Significant Ships [19]

Tabela 2: Dimensões principais do navio e adimensionais

Dimensão	Valor	Carregado	Lastro	
Comprimento (LOA)	362 m	Calado (m)	22,0	13,2
Comprimento (LBP)	353 m	Deslocamento (kt)	428,3	244,8
Boca (B)	65 m	Peso de Lastro (kt)	-	192,6
Pontal (D)	33 m	Velocidade (kn)	14,8	14,0
Peso Leve	50,4 kt	$C_b$	0,827	0,797

Fonte: Autor

O navio é equipado com um motor de sete cilindros da MAN B&W abastecido a HFO/MDO cujo ponto máximo de operação em serviço (SMCR) é de 29.260kW. As potências em pontos de operação normais (NCR) para as condições de carregamento em lastro e carregado são exibidas na tabela 3, bem como as características de seu propulsor de passo fixo. O consumo estimado de combustível, somente pelo motor principal, é de 99,7 toneladas por dia [19]. O navio ainda conta com o sistema auxiliar de energia composto por três geradores-diesel idênticos de 1270kW.

Tabela 3: Informações do sistema propulsivo

	Valor	
Motor	1x 78S80ME-C8	Man B&W
Potência (SMCR)	29260	kW
Potência NCR (Carregado)	24750	kW
Potência NCR (Lastro)	18690	kW
Diâmetro do Propulsor	10,3	m
Número de Pás	4	
Passo/Diâmetro	0,67	
Razão de Área Expandida	0,51	

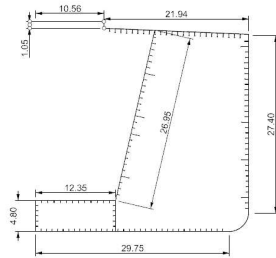
Fonte: Autor

O arranjo estrutural da seção mestra simplificado do navio Valemax está representado na figura 13a, com um porão de cargas central, um duplo fundo de 4,8m de altura com largura restrita aos porões de carga, enquanto que essa altura é reduzida para 3,28m na praça de máquinas. Os tanques de lastro estão localizados nas laterais, para melhor controle de estabilidade, algumas apresentam subdivisão maior que os porões de carga. Além disso, situadas na região do duplo fundo da embarcação encontram-se as tubulações responsáveis pelo bombeamento da água de lastro, lavagem do porões de carga e coleta de resíduos,

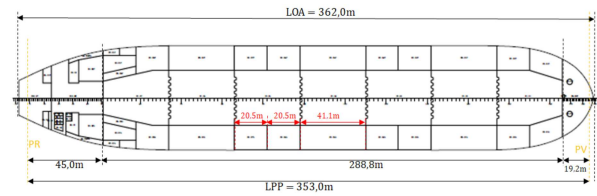
A figura 13b exibe a esquematização arranjo interno do Valemax, em que as anteparas transversais estanques estão espaçadas 41,1m na região de carga que se estende a partir da antepara de vante da praça de máquinas (situada a 45m da perpendicular de ré - PPAR) até a antepara pique de vante, à 19,2m da perpendicular de vante - PPAV. Os tanques de lastro acompanham a subdivisão dos porões de carga sendo que alguns deles possuem uma subdivisão transversal na metade de sua extensão, resultando em tanques de 20,5m de comprimento, isso ocorre para que os tanques estejam completamente cheios na condição de lastro, assegurando redução do efeito de superfície livre, assim como melhor controle de trim.

Figura 13: Arranjo interno do navio VLOC base

(a) Meia Seção Mestra - Valemax



(b) Disposição dos tanques e anteparas - Vista superior



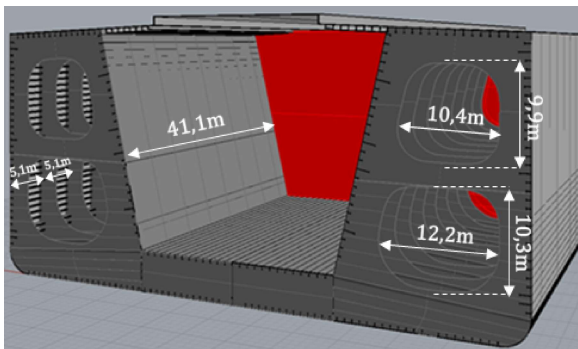
Fonte: Viselli et al. [20]

Fonte: Autor

O cavernamento transversal pesado (cavernas, hastilhas e váus) estão espaçados de 5,1m. Existem orifícios de alívio aproximadamente elípticos cujas dimensões estão exibidas na figura 14a que ilustra o esquema tridimensional da estrutura. As laterais do porão de carga são inclinadas para diminuir os riscos da liquefação de carga de minério de ferro.

Figura 14: Arranjo Interno Estrutural - Valemax

(a) Esquematização em CAD



Fonte: Autor

(b) Valemax real em estaleiro



Fonte: Vale [21]

Os porões do Valemax foram concebidos para que não hajam pontos de concentração de minério e áreas que não possam ser alcançadas pelas grabs (deadspots) na descarga. O carregamento da embarcação pode ser feito de uma só vez (single-pass), ou seja, enchendo um porão totalmente na carga estipulada sem mover o carregador de carga do terminal.



Essa facilidade permitiu a obtenção da notação de classe EL-2, relacionada ao critério de Easy Loading da DNV. A operação de carregamento pode ocorrer a uma taxa de até 16kt por hora de minério de ferro embarcado [21]. Além das notações de classe mandatórias tais como IACS S1A e S21, optou-se por adotar a notação de classe CSA-2 para melhorar a capacidade estrutural durante os carregamentos, bem como a resistência a fadiga.

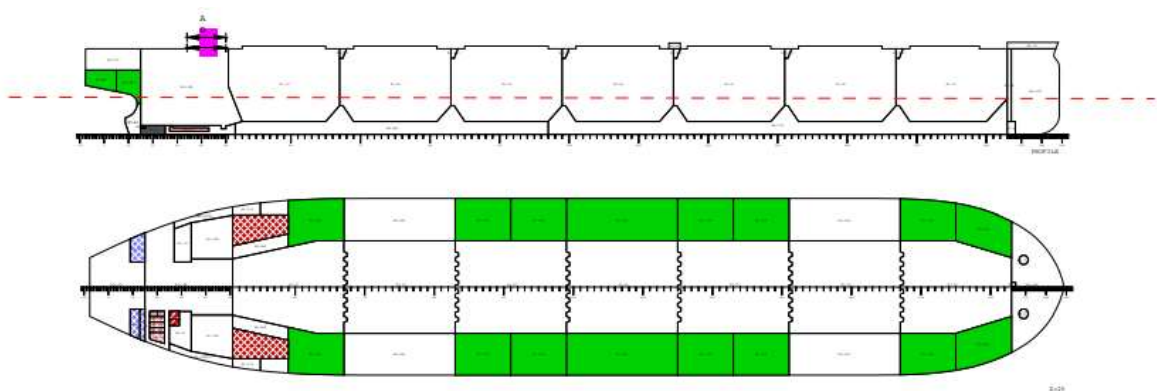
## 3.2 Condições de Carregamento

Para o desenvolvimento deste estudo, foram analisadas duas principais condições de carregamento que são descritas a seguir, sendo que as posições dos centros estão referenciadas a um sistema de coordenadas definido na perpendicular de ré e na linha de quilha.

### 3.2.1 Condição de Lastro

A primeira condição analisada foi a do navio lastreado, ou seja, com os tanques de cargas vazios, tanques de lastro ocupados e os tanques de combustível 10% ocupados, em que opera com um calado médio de 13,2m. A distribuição dos tanques de lastro (em verde) e dos tanques de combustível (em vermelho) com HFO ( $\rho_{HFO} = 0,94t/m^3$ ) estão ilustradas na figura 15:

Figura 15: Condição de Lastro



Fonte: Autor

Nota-se que nem todos os compartimentos destinados ao lastro estão ocupados, isso é feito para manter o trim favorável à uma maior submersão do hélice nessa condição e também evitar efeitos de superfície livre que poderiam ocorrer caso os tanques não

estivessem completamente cheios.

A tabela 4 exibe os dois grandes grupos de peso do navio, ou seja, peso leve e *deadweight* total, e seus respectivos centros, sendo o *deadweight* total composto pelo peso de água de lastro (192,6kt) com o peso de bunker, diesel, lubrificante, provisões, tripulação, entre outros. Os resultados para a estabilidade inicial são exibidos na tabela 5, em que se nota que a altura metacêntrica (*GMt*) bastante elevada indicando uma condição de estabilidade excessiva e desconforto na navegação (grandes acelerações angulares).

Tabela 4: Valemax - Pesos e centros - Condição de Lastro

	Peso (t)	LCG (m)	VCG (m)
Lightweight	50452,54	166,32	17,51
Deadweight	194411,79	196,67	15,96
Total	244864,33	190,13	16,28

Fonte: Autor

Tabela 5: Valemax - Estabilidade Inicial - Condição de Lastro

Propriedade	Valor
Calado Médio (m)	13,24
Trim (m)	1,17
Calado Proa ( $m^2$ )	12,65
Calado Popa (m)	13,82
LCB (m)	192,24
LCF (m)	189,28
KB (m)	6,79
BMt (m)	25,66
KG (m)	16,31
GMt (m)	16,14

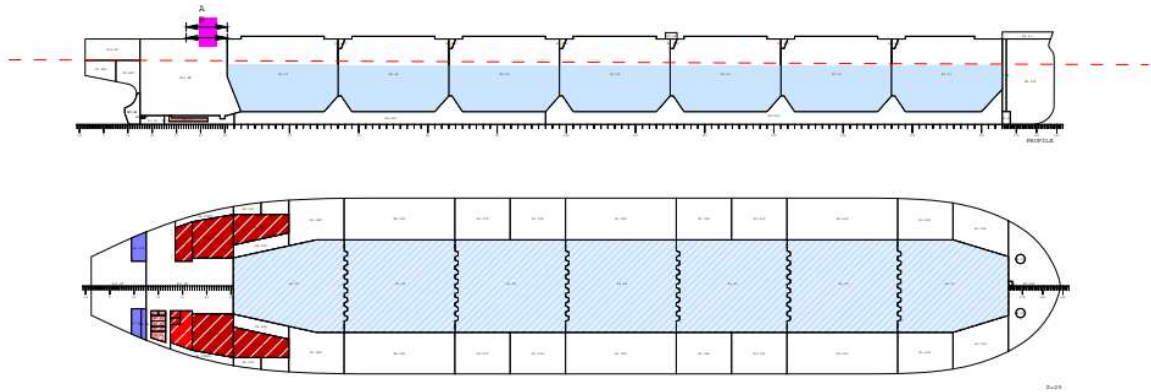
Fonte: Autor

### 3.2.2 Condição Carregado

A segunda condição analisada foi com os porões de carga em seu carregamento máximo, isto é, 55% de seus volumes ocupados com minério de ferro (densidade média de  $3,0t/m^3$ ) e com tanques de combustível totalmente cheios, resultando no calado médio

de 22m, como definido no projeto. A figura 16 ilustra a distribuição do minério de ferro nos porões (em azul), os tanques de combustível (em vermelho) e os tanques de óleo lubrificante na cor roxa.

Figura 16: Condição Carregado



Fonte: Autor

De maneira análoga a condição de lastro, a tabela 6 exibe a posição dos centros de gravidade e cargas da embarcação, em que *Deadweight* é composto pelo peso do minério de ferro (368,2kt) e das componentes operacionais (bunker, diesel, lubrificante, provisões, etc...), enquanto que a tabela 7 apresenta os resultados da estabilidade inicial. Na avaliação dessa condição, é fundamental ressaltar que foi incluído o efeito de superfície livre da carga de minério de ferro que diminui efetivamente o valor de *GMt*, sendo incluído na expressão de *GMt* como um fator de correção na altura do centro de gravidade, conforme exibe a expressão 3.1.

$$GMt = KB + BMt - KG - KG_{SL}^{Liquidos} - KG_{SL}^{Carga} \quad (3.1)$$

em que *KB* é altura do centro de carena, *BMt* é o raio metacêntrico transversal e *KG* é a altura do centro de gravidade,  $KG_{SL}^{Liquidos}$  e  $KG_{SL}^{Carga}$  são fatores incluídos pela correção e representam, respectivamente, a parcela de redução do *GM* causada pelo efeito superfície livre de líquidos (e.g. água de lastro, combustíveis,...) e pela carga (minério de ferro).

O efeito de superfície livre apesar de pequeno na condição inicial, afeta em grande parte a curva de braço de endireitamento, portanto esse tópico deve ser ressaltado na análise de estabilidade intacta.

Tabela 6: Valemax - Pesos e centros - Condição carregado

	Peso (t)	LCG (m)	VCG (m)
Lightweight	50452,54	166,32	17,51
Deadweight	377836,77	186,24	12,33
Total	428289,31	183,90	12,94

Fonte: Autor

Tabela 7: Valemax - Propriedades hidrostáticas - Condição Carregado

Propriedade	Valor
Calado Médio (m)	22,08
Trim (m)	3,13
Calado Proa ( $m^2$ )	20,51
Calado Popa (m)	23,64
LCB (m)	187,93
LCF (m)	176,22
KB (m)	11,48
BMt (m)	15,93
KG (m)	17,39
GMt (m)	10,01

Fonte: Autor

## 4 PRIMEIRA FASE DE PROJETO

Como já introduzido, na primeira fase de projeto foram realizados estudos através de modelos simplificados com o intuito de entender a influência dos parâmetros iniciais para a caracterização de uma alternativa consistente de navio sem lastro. Os três módulos envolvem as características hidrodinâmicas, a arquitetura naval (arranjo e estabilidade) e a estrutura.

Cada módulo foi analisado detalhadamente e os efeitos dos parâmetros avaliados integradamente para a especificação de condições iniciais para aplicação a um navio mine-raleiro do tipo VLOC.

### 4.1 Análise Hidrodinâmica Inicial

Como o conceito de navio sem lastro utilizando dutos longitudinais baseia-se na diferença de pressão como força motora para a realização do fluxo interno e conseqüente troca de lastro, deve-se verificar se a distribuição das forças de pressão ao longo do casco da embarcação é suficiente para garantir o fluxo de água no interior dos dutos. Para tanto, primeiramente, a resistência no interior dos dutos é estudada para estimar a perda de carga hidráulica, em que são calculadas a perda de carga distribuída, através da obtenção do coeficiente de fricção ( $C_f$ ), e a perda singular. Em seguida o casco da embarcação VLOC é investigado a fim de verificar se há disponibilidade de diferença de pressão. Ao final, uma análise preliminar de desempenho é realizada, calculando o aumento de resistência ao avanço proporcionado pelo duto na embarcação com um modelo do navio simplificado.

#### 4.1.1 Análise da perda de carga nos dutos

Para que haja fluxo de água partindo da proa em direção a popa é necessário que haja diferença de pressão capaz de vencer a perda de carga interna aos dutos, portanto o

primeiro passo é calcular essa perda de pressão.

Uma estimativa preliminar feita por Kotinis & Parsons [16] mostra que uma diferença de coeficiente de pressão  $\Delta C_p = 0,033$  seria suficiente para garantir o fluxo contínuo do fluido e a consequente troca de lastro nos dutos. A estimativa, entretanto, baseia-se em resultados empíricos e simulações para o casco de um navio do tipo Handy-Size bulk carrier. Utilizando-a para obter um valor inicial para subsequente comparação, supondo que o navio navega a uma velocidade de 14 nós (7,1 m/s), a diferença de pressão absoluta seria de:

$$\Delta C_p = C_p^{in} - C_p^{out} = \frac{p_{in} - p_{out}}{\frac{1}{2}\rho V^2} = 0,033$$

$$p_{in} - p_{out} = 0,033 \cdot 0,5 \cdot 1025 \cdot 7,1^2 = 850,9 Pa$$

em que  $C_p^{in}$  e  $C_p^{out}$  são os coeficientes de pressão na entrada e saída dos dutos respectivamente,  $p_{in}$  e  $p_{out}$  são as pressões na entrada e saída respectivamente,  $\rho$  a densidade da água do mar ( $1025 kg/m^3$ ) e  $V$  a velocidade da embarcação em m/s.

De maneira complementar ao cálculo supracitado, a perda de pressão também foi calculada por meio de simulações em CFD levando em consideração as parcelas de perda de carga distribuída e possíveis perdas singulares localizadas ao longo dos dutos. Para essa finalidade, as simulações foram realizadas com dutos isolados, isto é, apenas o fluxo interior a eles sem a inclusão da geometria do navio. Posteriormente, o valor obtido para a perda de carga, resultante da soma dessas parcelas, é comparado com a disponibilidade de pressão no casco, desenvolvida subsequentemente em simulações com a geometria do navio.

#### 4.1.1.1 Perda de carga distribuída

O estudo iniciou-se com a confecção de um modelo simplificado para entender o escoamento. Inicialmente foi proposta uma análise simplificada do escoamento do fluido no interior dos dutos. Para isso as simulações conduzidas no StarCCM+ foram realizadas apenas com cilindros circulares, retos e isolados. O domínio da simulação – figura 17 – inclui apenas o interior do duto, com faces circulares nas extremidades de entrada e saída do fluido, cujas condições de contorno são descritas a seguir:

1. Inlet: A face circular pela qual ocorre a entrada do fluido no duto. Possui velocidade fixa especificada em componentes  $(u_x, u_y, u_z) = (V, 0, 0)$  m/s e gradiente de pressão

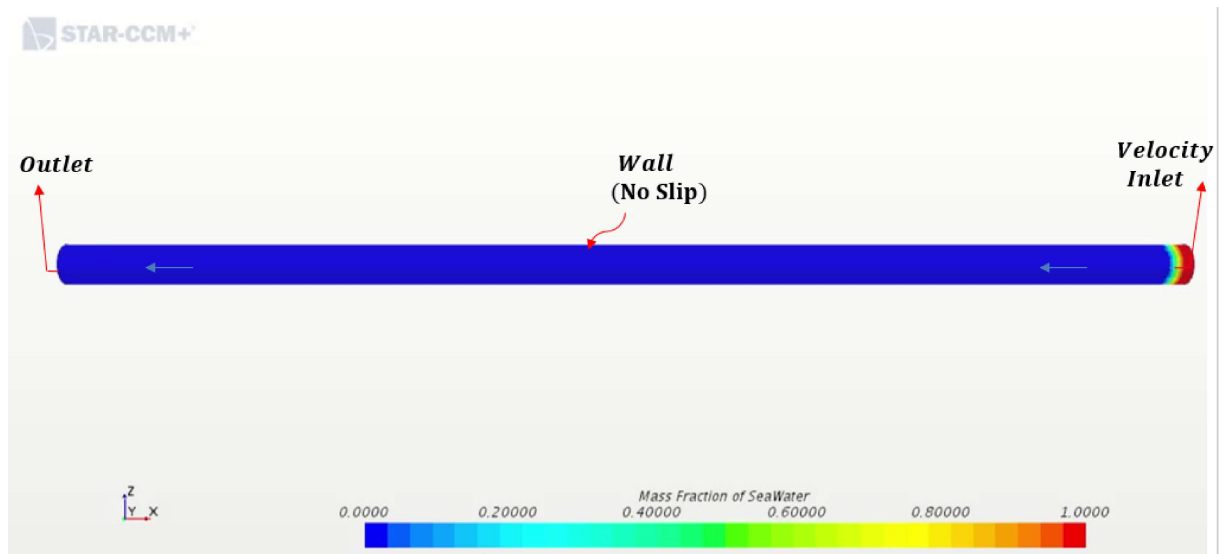
nulo na direção normal ( $\frac{\partial p}{\partial n} = 0$ ) à sua face. O valor da velocidade  $V$  é variado entre  $0,05m/s$  e  $7,5m/s$  para as simulações.

2. Outlet: A face circular pela qual ocorre a saída do fluido do duto. Possui pressão especificada  $p = p_{atm}$  e gradiente nulo de velocidade na direção normal e gradiente nulo de pressão na direção normal à sua face ( $\frac{\partial u}{\partial n} = 0$ ). Além disso as grandezas turbulentas  $k$  e  $\epsilon$  também possuem gradiente nulo na direção normal ( $\frac{\partial k}{\partial n} = 0$  e  $\frac{\partial \epsilon}{\partial n} = 0$ )
3. Wall: Representa a parede do duto. As variáveis são especificadas, a velocidade é nula (condição de não-escorregamento) e pressão também. As grandezas turbulentas obedecem uma função de parede.

Para realizar a simulação foram adotadas as seguintes hipóteses acerca do escoamento: incompressibilidade do fluido, regime permanente, escoamento viscoso, turbulento e tri-dimensional. Para que os efeitos da camada limite fossem capturados com precisão a malha foi gerada com um maior refinamento (i.e células menores), próximas às paredes dos dutos, totalizando um modelo de 1,16 milhões de células.

Para a resolução da turbulência, utilizou-se a abordagem RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes), que ao invés de resolver as equações exatas que governam os escoamentos turbulentos, utiliza-se de quantidades médias do escoamento e aproximam-se as pequenas flutuações. O modelo de turbulência utilizado foi  $k - \epsilon$ .

Figura 17: Domínio da simulação: Duto Cilíndrico Isolado - Diâmetro=10m - Comprimento=280m



Fonte: Autor

As simulações foram realizadas objetivando medir a queda de pressão ao longo do duto, calcular a resistência nas paredes para diferentes valores de velocidade dentro do duto e construir curvas do coeficiente de fricção para comparação com os valores teóricos:

- Coeficiente de Fricção para Placa Plana (Hughes):

$$C_f = \frac{0.067}{(\log_{10} Re_L - 2)^2} \quad (4.1)$$

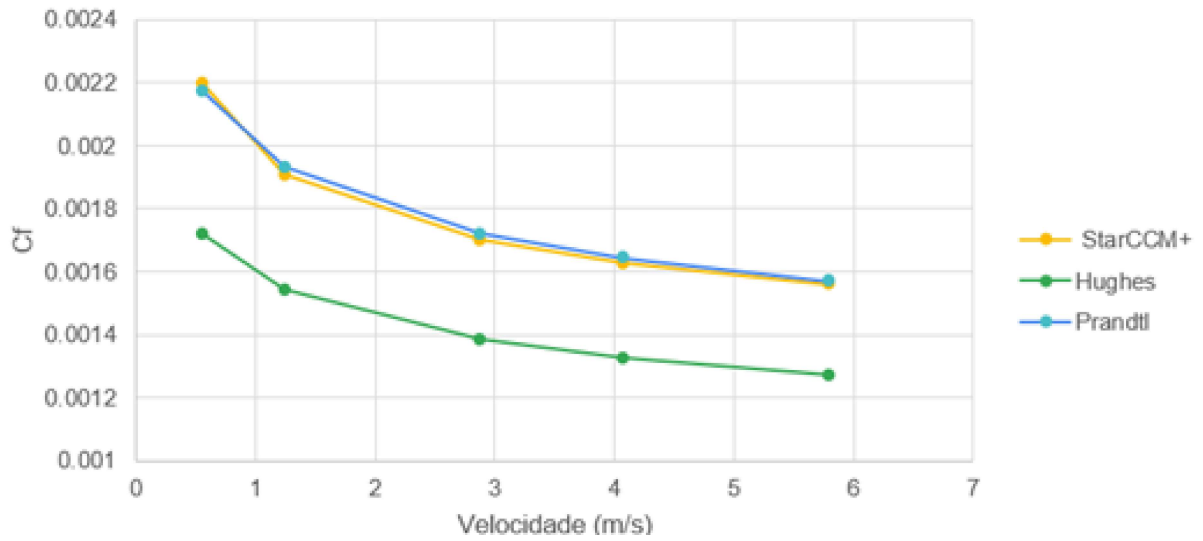
- Duto Circular Liso Turbulento (Prandtl)

$$\frac{1}{2\sqrt{C_f}} = 2 \cdot \log_{10} \left( Re_D \cdot 2\sqrt{C_f} \right) - 0.8 \quad (4.2)$$

O coeficiente de Hughes para a placa plana foi calculado a partir do Reynolds baseado em um comprimento de 280 m, indicado por  $Re_L$  enquanto o de Prandtl usa-se o Reynolds hidráulico,  $Re_D$ , baseado no diâmetro do duto de 10m.

As velocidades da entrada foram variadas entre 0,05 e 7,5 m/s e os valores obtidos para o coeficiente de fricção para um duto liso e circular de diâmetro igual a 10 metros estão exibidos no gráfico da figura 18. Nota-se que os resultados estão de acordo com o equacionamento de Prandtl para o duto circular liso turbulento e que  $C_f$  diminui com a velocidade, ou seja, com o número de Reynolds.



Figura 18: Gráfico comparativo para  $C_f$  - Duto Isolado

Fonte: Autor

Em seguida foram calculados os valores para a perda de carga distribuída, isto é, a perda de pressão por comprimento de tubulação  $\frac{\Delta P}{L}$ . A partir do cálculo do coeficiente de Darcy  $f = 4 \cdot C_f$ , escreve-se:

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{\rho V^2 f}{2D} \quad (4.3)$$

em que  $\Delta P$  é a diferença de pressão calculada entre entrada e saída,  $L$  é o comprimento do duto,  $V$  é a velocidade de entrada do escoamento (em m/s) e  $\rho$  é a densidade da água.

Tabela 8: Resultados da simulação para a perda de carga distribuída

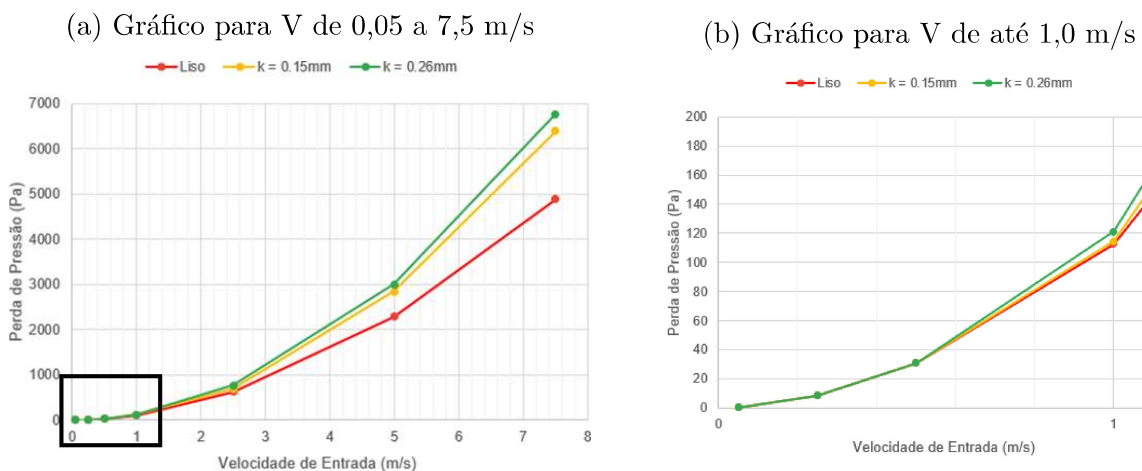
Velocidade (m/s)	Velocidade (nós)	Reynolds ( $\rho V D / \mu$ )	$\Delta P / L$ Teórico	$\Delta P / L$ StarCCM+
0,05	0,1	5,61E+05	0,002	0,002
0,25	0,5	2,81E+06	0,031	0,034
0,5	1,0	5,61E+06	0,110	0,125
1	1,9	1,12E+07	0,397	0,440
2,5	4,9	2,81E+07	2,186	2,396
5	9,7	5,61E+07	7,975	8,127
7,5	14,6	8,42E+07	17,034	16,612

Fonte: Autor

Multiplicando-se os valores obtidos para a perda de carga distribuída exibidos na tabela 8 pelo comprimento chega-se na perda de carga total exibida na figura 19, que é exatamente o valor da diferença de pressão entre entrada e saída do duto obtido na simulação. Dando prosseguimento ao estudo, com o objetivo de melhor entender o efeito da perda de carga na resistência, considerou-se importante verificar o efeito da rugosidade interior do duto. Essa avaliação foi conduzida no StarCCM+ em que o parâmetro de entrada é a altura da rugosidade,  $\epsilon$ . As curvas exibidas na figura 19 para um duto liso e para dutos com rugosidades relativas  $k$  equivalentes típicas ao aço galvanizado novo ( $k = 0,15\text{mm}$ ) e após três anos ( $k = 0,26\text{mm}$ ).

Nota-se que para valores altos de velocidade interna, a diferença de pressão pode chegar a quase 5kPa, e para velocidades iguais ou inferiores a 1m/s as perdas de pressão não superam 150Pa (conforme figura 19b), o que indica que se deve manter uma velocidade baixa dentro do duto para diminuir essa perda. Adicionalmente, nota-se que para valores maiores de rugosidade há maior perda de carga para todas as velocidades, devido ao aumento das forças friccionais na parede do duto, e o efeito da rugosidade é significativo em velocidades maiores, apesar de que uma maior rugosidade não altera significativamente o nível (ordem de grandeza) da perda de carga. Pode-se também observar que o efeito da rugosidade torna-se aparente em velocidade maiores do que 2,0m/s, portanto, as velocidades dentro do duto devem ser baixas para que a diferença de pressão necessária no casco não aumente.

Figura 19: Gráfico da perda de carga total vs velocidade para duto isolado - D-10m - L=280m



Fonte: Autor

#### 4.1.1.2 Perda de carga localizada

Para verificar as possíveis perdas de pressão provenientes de uma geometria de duto não uniforme foi construído um duto de duas seções cilíndricas circulares. Uma entrada e saída de diâmetro 1m, com uma parte central de diâmetro 10m e entre elas duas transições cônicas, exibida na figura 20. Quando o fluido passa pela transição cônica na direção do menor para o maior diâmetro, chama-se essa parte de expansão, e quando ao contrário, de contração.

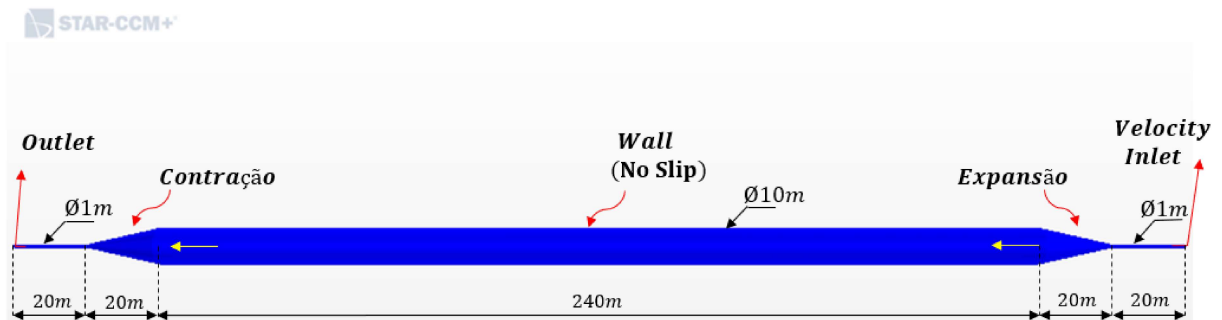


Figura 20: Domínio da Simulação do duto isolado com transições cônicas

Conforme Munson [22], a perda de carga  $h_L$  entre dois pontos no duto é dada por:

$$\left(\frac{p_1}{\gamma} + z_1 + \frac{\alpha_1 V_1^2}{2g}\right) - \left(\frac{p_2}{\gamma} + z_2 + \frac{\alpha_2 V_2^2}{2g}\right) = H_1 - H_2 = H_{LT} \quad (4.4)$$

Em que  $p$  são as pressões,  $\gamma$  o peso específico do fluido,  $z$  as alturas,  $V$  as velocidades,  $g$  a aceleração da gravidade e  $\alpha$  o coeficiente de energia cinética.

Com as simulações no StarCCM+, realizadas com configurações semelhantes à simulação de perda de carga de distribuída, foi possível obter os valores de velocidade e pressão em cada seção circular do duto, e fazendo seu valor médio na seção, a perda de carga singular  $K_L$  foi calculada como:

$$K_L = \frac{2gh_L}{V_{entrada}^2} \quad (4.5)$$

Os resultados obtidos para a expansão e contração são exibidos no gráfico 21 a seguir. Ambas as curvas mostram pequenas variações com a velocidade de entrada, porém a contração possui valores de coeficiente de perda mais baixos, já que no lugar da velocidade de entrada, no seu coeficiente de perda é considerada a velocidade de saída da contração.

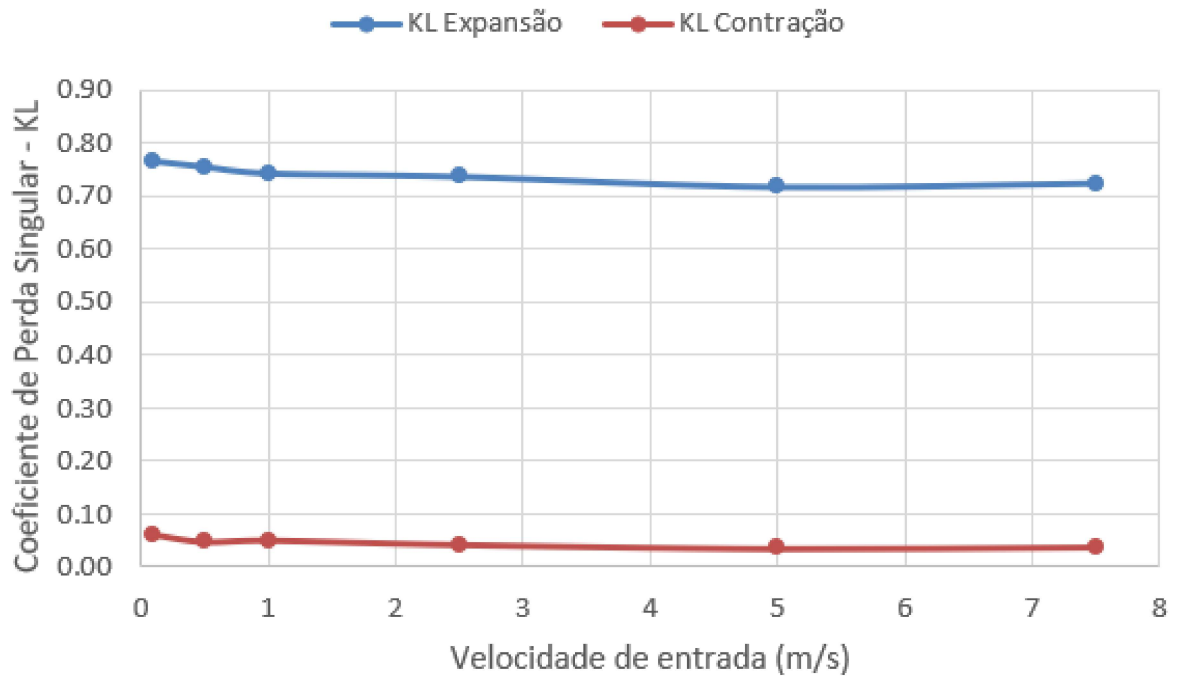
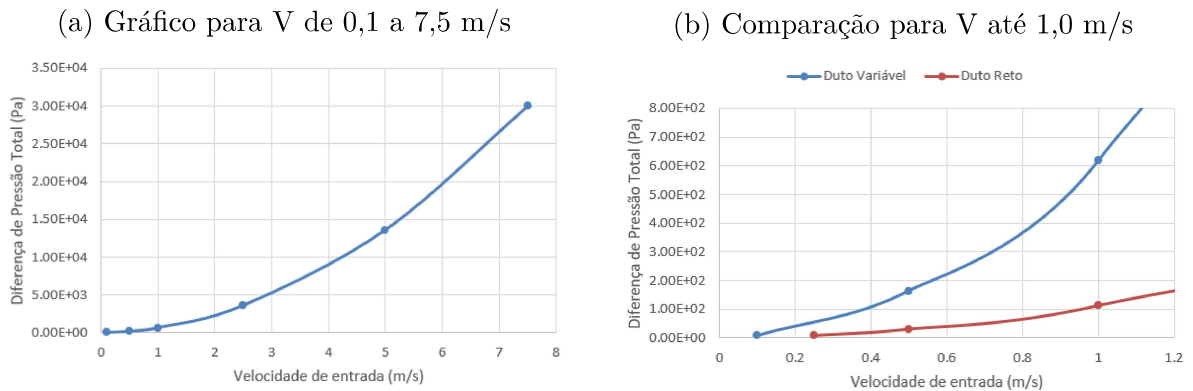


Figura 21: Resultados para perda singular na contração e expansão cônica

A curva de diferença total de pressão obtida, ou seja, levando em consideração as perdas distribuídas e singulares, entre as extremidades do duto para diferentes velocidade é mostrada na figura 22a. Caso comparado com os resultados anteriores para um duto de diâmetro uniforme ('duto reto' - figura 22b), nota-se que há um acréscimo significativo de perda de carga, mesmo para velocidades inferiores a 1,0 m/s.

Figura 22: Gráfico da perda de carga total vs velocidade para duto isolado com variação de diâmetro



Fonte: Autor

### 4.1.2 Verificação da pressão ao longo do casco do navio VLOC

Com o objetivo de verificar se a embarcação VLOC possui uma diferença de pressão suficiente para induzir um fluxo contínuo durante sua operação em lastro e também para avaliar preliminarmente o comportamento da resistência ao avanço com a introdução de dutos, foram realizadas simulações utilizando o software de CFD StarCCM+.

As simulações realizadas no StarCCM+ seguiram o padrão utilizada para se obter a resistência, ou seja, após a discretização da geometria do casco do navio VLOC, assumiu-se escoamento em regime permanente e turbulento, sem superfície livre. Admitiu-se um calado uniforme de 13m para representar a condição de lastro. A figura 23 exhibe o domínio criado com as regiões e suas condições de contorno.

1. Inlet: A região pela qual ocorre a entrada do fluido. Possui velocidade fixa especificada em componentes  $(u_x, u_y, u_z) = (V, 0, 0)$  m/s e gradiente de pressão nulo na direção normal ( $\frac{\partial p}{\partial n} = 0$ ) à sua face. O valor de  $V$  é  $7,1 \text{ m/s}$ .
2. Outlet: A região pela qual ocorre a saída do fluido. Possui pressão especificada  $p = p_{atm}$  e gradiente nulo de velocidade na direção normal e gradiente nulo de pressão na direção normal à sua face ( $\frac{\partial u}{\partial n} = 0$ ). Além disso as grandezas turbulentas  $k$  e  $\epsilon$  também possuem gradiente nulo na direção normal ( $\frac{\partial k}{\partial n} = 0$  e  $\frac{\partial \epsilon}{\partial n} = 0$ ).
3. Symmetry: Regiões em que não há escoamento normal à sua face, o fluido esco paralelamente às faces. Não há velocidade normal à sua face e os gradientes de todas as variáveis são nulos.
4. Wall: Representa a casco da embarcação. As variáveis são especificadas, a velocidade é nula (condição de não-escorregamento) e pressão também. As grandezas turbulentas obedecem uma função de parede.

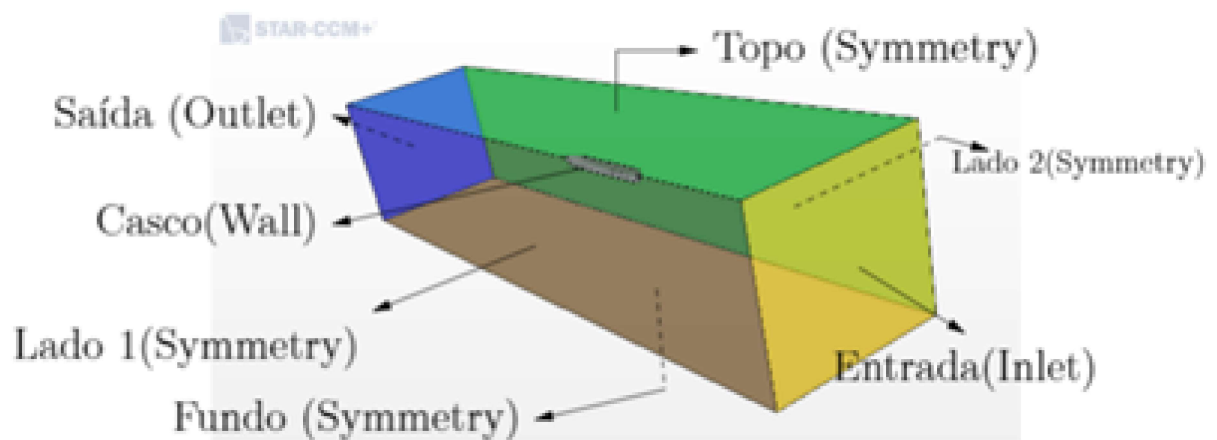
De maneira análoga a simulação realizada com os dutos, as hipóteses adotadas para a simulação permanecem idênticas, com exceção da escolha do modelo de turbulência, que foi modificado para  $k-\omega$  SST. Em comparação com o modelo  $k-\epsilon$ , resolve melhor camadas limites com gradientes adversos de pressão. O modelo  $k-\omega$  *standard* porém demonstra ter forte sensibilidade em relação às condições de contorno da corrente livre. O modelo  $k-\omega$  SST (*Shear-Stress-Transport*) desenvolvido por Menter [23], foi uma modificação ao modelo original para eliminar essa dependência supracitada.

Para essa série de simulações, foram realizados previamente, testes de convergência de malhas, ou seja, o tamanho das células foi variado de forma com que o resultado final

seja convergente, consistente e seja independente de subseqüentes variações de malhas. Com isso um modelo de 6,6 milhões de células foi utilizado para atingir uma ordem de convergência  $\mathcal{O}(10^{-3})$ .

Além disso, a região de entrada do domínio ( a vante da embarcação) foi alongada com intuito de que o escoamento chegue ao navio bem desenvolvido e praticamente uniforme. A saída do domínio também deve estar afastada da embarcação para evitar escoamento com recirculação em sua face.

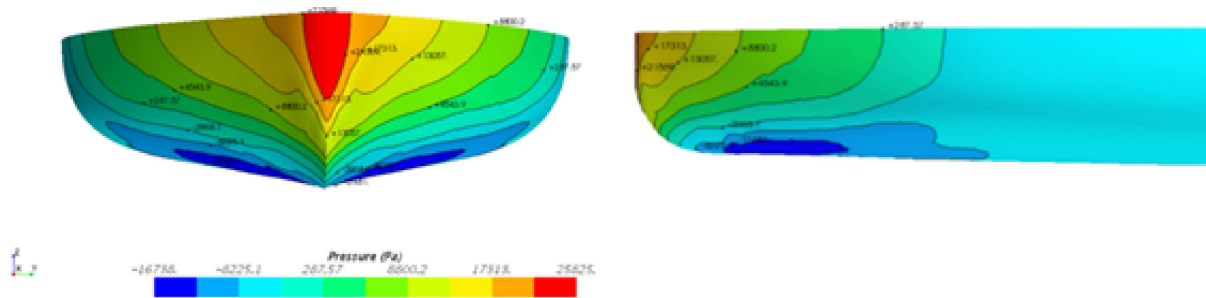
Figura 23: Domínio da simulação com regiões e condições de contorno



Fonte: Autor

Uma primeira avaliação foi realizada impondo-se uma velocidade de 14 nós na entrada do domínio (ou seja, velocidade de avanço do navio). A figura 24 mostra que a pressão relativa de estagnação (aumento em relação a pressão atmosférica de 101,3kPa) na proa chega a superar 25kPa em uma profundidade próxima à superfície (em vermelho), enquanto no fundo do casco encontra-se também o ponto de mínima pressão (em azul escuro). Isso indica que a proa é uma região com grandes variações de pressões, fato que não ocorre na região de popa onde as variações de pressões são mais ‘suaves’.

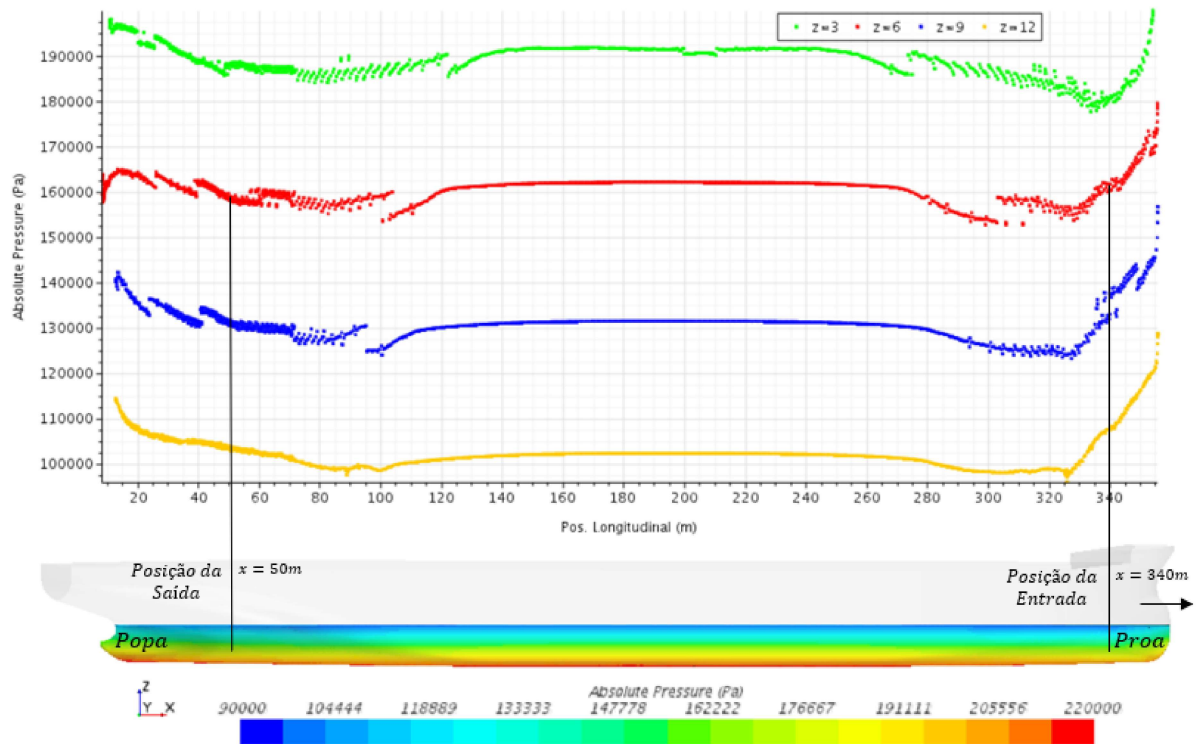
Figura 24: Vista Frontal (à esquerda) e Lateral (à direita) da distribuição de pressão na proa do VLOC (Pa) -  $V = 14$  nós - Calado = 13m



Fonte: Autor

Para entender a variação de pressão ao longo do casco em diferentes profundidades, assumiram-se quatro cotas,  $z$ , em relação a linha de base, isto é, de 3m, 6m, 9m e 12m, conforme a distribuição de pressões mostradas na figura 25. Como observado, a melhor região para a localização da entrada do duto corresponde aos primeiros 15m em relação a perpendicular de vante, por outro lado, para a saída identifica-se que a região em torno de 75 a 110 m (a partir da perpendicular de ré) é uma região de mínimo (local) da pressão. Nota-se que a diferença de pressão, entre entrada e saída dos possíveis dutos é sensível à escolha da posição, mas situa-se entre 2 a 6 kPa.

Figura 25: Variação da pressão ao longo de uma linha contornando o casco com cotas  $z$  de 3 a 12m -  $V = 14$  nós - Calado = 13m



Fonte: Autor

Tabela 9: Distribuição de pressão ao longo do casco (kPa)

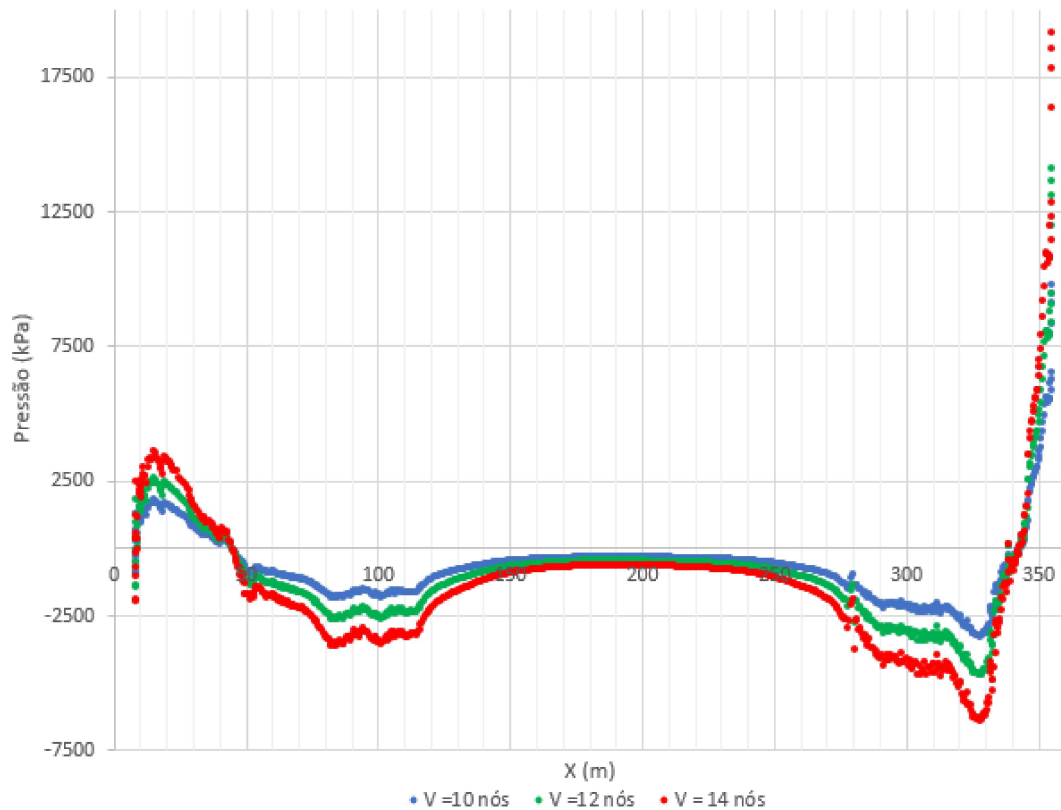
	x=50m	x=80m	x=100m	x=330m	x=340m	x=345m
z=3m	188,3	184,2	186,8	179,2	180,9	183,9
z=6m	157,9	155,6	153,4	156,3	160,4	164,2
z=9m	130,4	128,0	124,0	126,1	136,6	141,6
z=12m	103,6	99,0	98,8	100,8	108,1	112,2

Fonte: Autor

Uma segunda avaliação foi feita considerando duas velocidades adicionais, isto é, 10 e 12 nós, para verificar o comportamento das curvas de pressão. Como era esperado, a pressão de estagnação diminuiu com a diminuição da velocidade mas as posições longitudinais em que pontos de mínimos e máximos de pressão ocorrem se mantêm inalteradas, conforme mostra a figura 26.



Figura 26: Variação da pressão ao longo de uma linha contornando o casco com cota  $z = 6m$  e velocidade variando - Calado = 13m



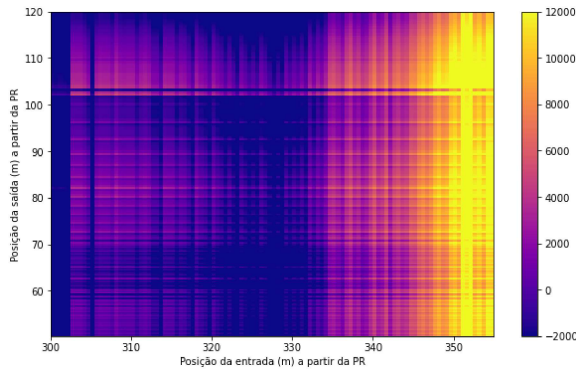
Fonte: Autor

A figura 27 mostra um mapa da diferença de pressão entre possíveis pontos a serem escolhidos para entrada e saída dos dutos, determinados a partir da PR, sendo cogitados pontos de 300 a 350m para a entrada e pontos de 50 a 120m para a saída. A figura 27a mostra que para entradas e saídas niveladas, há a possibilidade de que a diferença de pressão não seja suficiente e até inferior a zero (regiões roxas), isso indicaria que o fluxo no interior dos dutos pode não ocorrer (ou ocorrer de maneira inversa à desejada) a não ser para pontos de entrada a vante de 335m (região alaranjada).

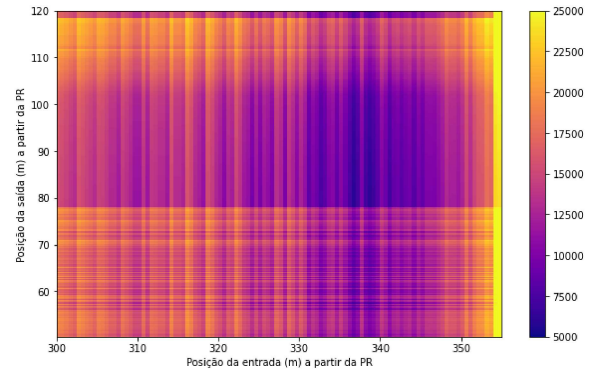
Entretanto, para entradas e saídas com desnível de 2m, conforme a figura 27b, nota-se que o valor de diferença de pressão mínimo, cerca de 6kPa, é elevado em comparação com os valores de perda de carga total obtidos anteriormente, sendo mais provável de ocorrer o fluxo no interior dos dutos.

Figura 27: Mapa da diferença de pressão disponível variando com as escolhas para as posições de entrada e saída -  $V=14$  nós

(a) Diferença de pressão para escolhas de pontos na mesma cota -  $z=6\text{m}$



(b) Diferença de pressão para escolhas de pontos de entrada em  $z=4\text{m}$  e saída em  $z=6\text{m}$



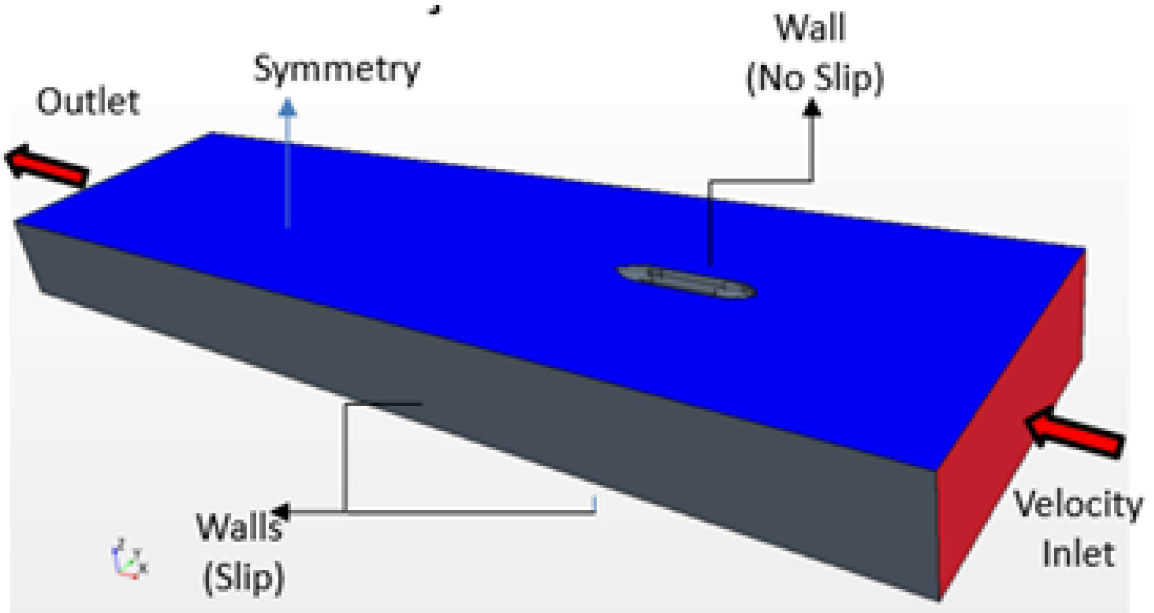
Fonte: Autor

A análise da distribuição de pressões ao longo do casco juntamente com o cálculo da perda de carga no interior dos dutos mostra que é possível estabelecer um fluxo de escoamento entre proa e popa na condição de operação em lastro da embarcação, já que existem escolhas para a posição da entrada e saída dos dutos que possibilitam superar a perda de pressão.

### 4.1.3 Simulação do Navio com Dutos

Para avaliar a resistência de avanço integrada, ou seja, casco e dutos, assim como entender suas parcelas, foram realizadas simulações da embarcação VLOC com dutos simplificados passando pelo interior do navio. A figura 28 exibe o domínio criado e as regiões com suas condições de contorno.

Figura 28: Domínio da simulação do VLOC com dutos simplificados



Fonte: Autor

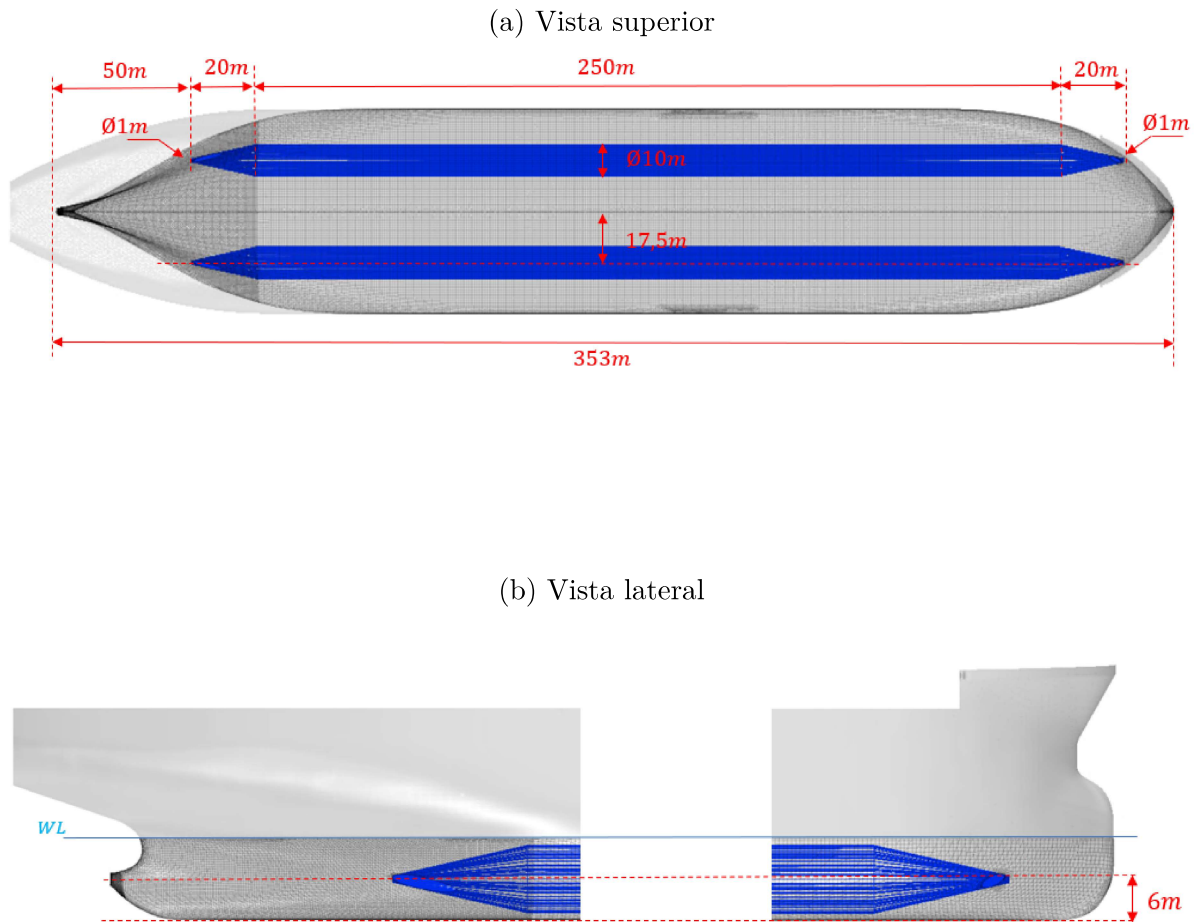
As simulações foram realizadas adotando-se velocidade de avanço de 14 nós, navio sem trim e hipóteses análogas ao caso descrito na seção 4.1.2 para o modelo em CFD.

A geometria testada contém um duto de diâmetro contínuo de 10m em que nas regiões próximas das entradas e saídas esse diâmetro é reduzido para 1m. Para que houvesse uma transição suave, foi adicionada uma seção cônica para a transição entre a seção principal do duto e suas entradas/saídas.

#### 4.1.3.1 Navio com 2 dutos laterais

A configuração testada corresponde a um par de dutos idênticos localizados transversalmente a 17,5m da linha de centro da embarcação conforme exibe a figura 29. Embora as saídas e entradas não estejam localizadas no ponto ótimo de diferença de pressão como exibido na figura 27, esses pontos foram escolhidos por se adequarem a geometria do casco de forma com que os dutos fossem inicialmente retos, por simplicidade.

Figura 29: Modelo do Navio com um dois dutos laterais



Fonte: Autor

Ambas as aberturas de entrada e saída situam-se na mesma cota,  $z = 6\text{m}$ , e conforme o diagrama esquemático na figura 29b, que indicam as posições longitudinais escolhidas para elas, a diferença de pressão entre esses pontos não é superior a  $2\text{kPa}$ , porém o fluxo dentro dos dutos tem velocidade média de apenas  $0,43\text{m/s}$ . Comparativamente, utilizando-se esse valor de velocidade interna nos dutos observa-se (através do gráfico 22) um valor de apenas  $180\text{Pa}$  para a perda de carga total.

Tabela 10: Resultado para a resistência - Navio com 2 dutos laterais

Arranjo	Arrasto Total (kN)	Arrasto Pressão (kN)	Arrasto Fricção (kN)	Velocidade no Duto (m/s)
Original	1230	274	957	-
Calado = 13m, $D_{entrada} = 10\text{m}$	2110	671	1440	6,57
Calado = 13m, $D_{entrada} = 1\text{m}$	1292	327	965	0,52
Calado = 12m, $D_{entrada} = 1\text{m}$	1260	315	945	0,43

Fonte: Autor

Nos casos em que a entrada possui maior diâmetro, não só houve aumento da resistência friccional pelo fato das velocidades dentro dos dutos serem altas, como também da parcela de pressão, o que mostra a interferência dos fluxos de saída na distribuição de pressão ao longo da embarcação.

Nota-se que ao diminuir o diâmetro de entrada, o arrasto total diminui significativamente, pois a velocidade dentro do duto é muito menor. A proporção de aumento da resistência total entre o caso original e as configurações com menores diâmetros de entrada, de calados 13m e 12 são, respectivamente, de 5,0% e 2,4% .

Os resultados da análise da resistência ao avanço por meio do CFD ao longo do casco mostraram que há um aumento da resistência, porém, reduzidos os diâmetros das entradas de água, o acréscimo de resistência foi menor que 5% em relação ao casco original. Ainda assim, de acordo com Kotinis & Parsons [14], é possível que exista um ganho de eficiência no propulsor, devido a alteração do escoamento na esteira do navio proporcionado pelas saídas dos dutos, que pode diminuir os gastos com potência efetivamente.

Uma vez entendidos os principais aspectos da hidrodinâmica, o próximo item a ser avaliado preliminarmente é o arranjo interno da embarcação e com os dutos.

## 4.2 Análise da Arquitetura Naval

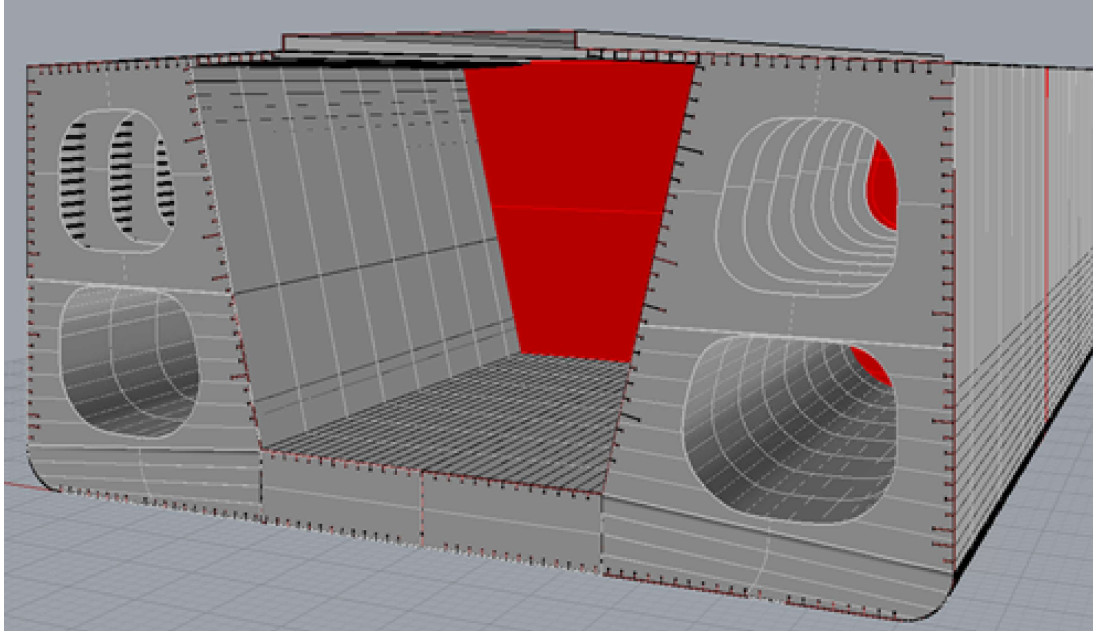
### 4.2.1 Introdução dos Dutos na Estrutura

Conceitualmente, busca-se maximizar o volume disponível para a instalação da tecnologia abaixo da linha d'água e ao mesmo tempo obter o mínimo de resistência adicional, eliminando as interferências e possíveis pontos de estagnação do fluxo de água interno. Os dutos possibilitam um fluxo da água de lastro sem interrupções ou obstáculos, evitando possíveis pontos de estagnação. Para criar esses dutos de forma contínua ao longo do casco seria necessário criar passagens nas anteparas estanques transversais que separam os compartimentos.

Caso essa estrutura tradicional fosse aproveitada para um navio sem lastro, as partes laterais inferiores, bem como o duplo fundo, conforme indicado na figura 30, poderiam ser ocupados com os dutos longitudinais de lastro. Esse arranjo também poderia ser aproveitado para realizar o escoamento da água lastro através dos dutos lisos na sua parte inferior, onde já existem orifícios aproximadamente circulares. Nesse caso, as mudanças no projeto estrutural seriam pouco significativas, a não ser a readequação desses orifícios.

O volume ao redor do duto se manteria intacto e com sua compartimentagem como a original.

Figura 30: Arranjo Interno - VLOC com Dutos



Fonte: Autor

Assim como exibido na tabela 2, a condição de lastro carrega um volume de cerca de  $187900 \text{ m}^3$  de água de lastro. Para que esse volume fosse completamente eliminado pela inserção dos dutos longitudinais seria necessário que esses dutos permitissem uma perda de flutuação equivalente à condição de lastro. Porém, considerando um par de dutos cilíndricos idênticos com 280m de comprimento, eles deveriam ter 10,5m de raio para que o volume seja semelhante. A inserção de estruturas dessa magnitude no interior do navio demandaria um projeto estrutural completamente novo.

Alternativamente, se pensássemos em manter as dimensões aproximadas da abertura, conforme indicado na figura 30, para um duto de seção de 10m de diâmetro, seriam necessários 8 dutos idênticos para eliminar o volume de lastro necessário.

A substituição completa do volume de lastro carregado pela redução da flutuação é dificultada pela proporção do peso-leve no deslocamento, já que na condição de lastro, o lastro fixo representa uma grande fração (79%) do deslocamento do navio. Portanto, é necessário uma avaliação cautelosa da dimensão e posicionamento dos dutos dentro da embarcação para que o arranjo não seja muito prejudicado e para que haja efetivamente perda de flutuação para tentar, pelo menos, minimizar a quantidade de água de lastro embarcada. Essa análise se inicia na seção seguinte.

A análise de estabilidade é estruturada da seguinte forma: Primeiramente, para o estudo inicial de arranjo e estabilidade foi realizada uma simplificação em relação ao navio real, essa simplificação tendo como objetivo avaliar o efeito da variação de diferentes parâmetros geométricos tanto na estruturação do arranjo de espaços/volumes, como também avaliar como estes parâmetros afetam os critérios de estabilidade inicial, intacta e avariada.

O estudo se inicia com uma análise da estabilidade inicial que é realizada em duas etapas, a primeira etapa adotando-se apenas as dimensões do envólucro dos compartimentos (figura 31), a segunda etapa incluindo já as dimensões dos dutos inseridos em uma estrutura com os espaços dos elementos estruturais. Ao fim dessa etapa, é determinado uma configuração de compartimentos e dutos que diminuam ou eliminem o lastro tradicional, que seja estável e atenda a um calado mínimo definido.

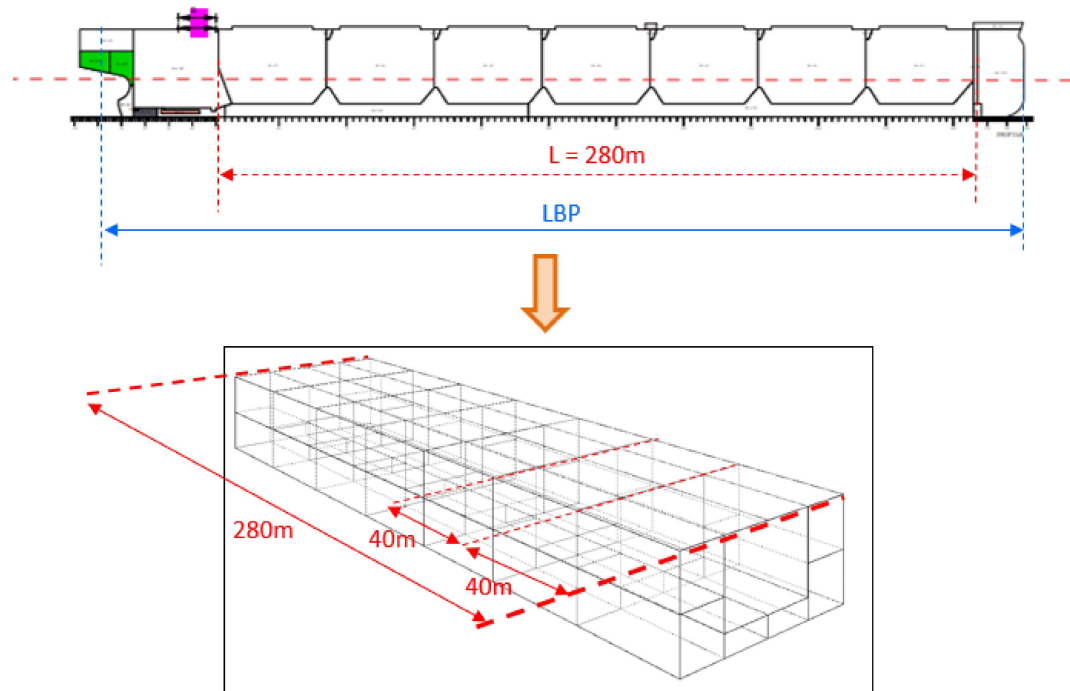
Essa configuração é, em sequencia, avaliada com relação a estabilidade intacta, mais uma vez verificando como os parâmetros caracterizam os requisitos definidos pelas normas internacionais (IMO). Posteriormente, a análise da estabilidade avariada é realizada, sendo verificados os casos de alagamento dos dutos e em seguida o cálculo probabilístico segundo o SOLAS.

Ao final do estudo preliminar da arquitetura naval, uma vez em que os parâmetros finais do navio-caixa estejam adequados às regras avaliadas, o arranjo é introduzido e readequado ao navio VLOC com seu formato real e as análises de estabilidade são reconduzidas na segunda fase do projeto.

#### **4.2.2 Simplificação para um Navio-Caixa**

Para entender as complexidade de projeto de um navio BFS, em uma primeira análise, assumiu-se um navio-caixa com as dimensões da seção de carga do navio VLOC original, ou seja, de dimensões 280m x 65m x 30m, como mostrado na figura 31, cujas dimensões são as exibidas na tabela 11. O peso leve adotado possui um valor próximo ao real e a posição de seu centro de gravidade e centro de carena estão na linha de centro e à meia nau, para que em uma primeira análise o trim seja nulo.

Figura 31: Arranjo do Navio-Caixa com anteparas



Fonte: Autor

A compartimentagem inicial é baseada no arranjo do VLOC e possui sete anteparas transversais estanques espaçadas uniformemente em 40m. A geometria dos porões de carga original foi substituída por uma seção prismática retangular com valor médio da largura de  $b_{PC} = 30,8m$ .

Tabela 11: Dimensões e posições dos centros no Navio-Caixa

Nome	Sigla	Valor
Comprimento	L	280m
Boca	B	65m
Pontal	H	30m
Peso Leve	-	50000t
Posição longitudinal do CG do Peso Leve	LCG	140m
Posição Vertical do CG do Peso Leve	VCG	15m
Posição Longitudinal do Centro de Carena	LCB	140m
Posição Vertical do Centro de Carena	VCB ou KB	Varia com a seção

Fonte: Autor



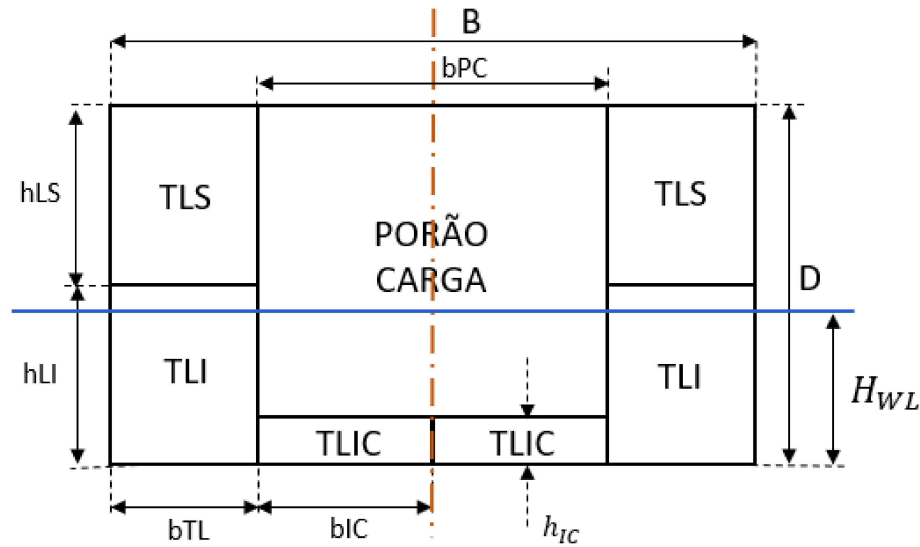
O objetivo dessa análise inicial é definir as dimensões dos compartimentos de tal maneira a satisfazer uma condição de estabilidade inicial estável e ao mesmo tempo buscar minimizar a quantidade de lastro fixo utilizado, e se possível eliminá-lo. A análise é conduzida segundo as seguintes premissas e restrições:

- O navio será analisado apenas pelo afundamento paralelo, isto é, sem trim e sem banda.
- As condições de equilíbrio são calculadas por meio da perda de flutuabilidade.
- O valor de KB é calculado como a altura do centroide do volume intacto submerso em relação a linha de base.
- Para compensação do aumento de resistência proporcionado pelos dutos (conforme a análise hidrodinâmica realizada) e também para diminuir perda de flutuação necessária, foi definido um calado-alvo de 12m, considerando que um navio do tipo Valemax tem um hélice de 10,3m de diâmetro.
- Para a condição carregado é mantido um calado de projeto igual a 22m.
- Tanto na condição de lastro quanto na condição carregado, é necessário que a estabilidade transversal inicial,  $GMt$ , seja maior que 0.5 , seguindo o critério estabelecido pela IMO [4].

### 4.2.3 Navio-Caixa sem dutos

A geometria da seção exibida na figura 32, mostra as dimensões e a nomenclatura para cada tipo de compartimento definido. Os tanques laterais superiores são onde situam-se os tanques de lastro fixo convencionais, denominados TLS, que são preenchidos, caso necessário, afim de atingir o calado-alvo.

Figura 32: Navio Caixa - Seção



Fonte: Autor

Os espaços indicados como TLI (Tanques de Lastro Inferiores) e TLIC (Tanques de Lastro Inferiores Centrais) são inundáveis, isto é, aqueles que possuirão aberturas para o mar, são tratados como 'alagados' na operação em lastro o que significa que eles não contribuem para a flutuação da embarcação. As definições dos compartimentos e tipo dos tanques estão apresentadas na tabela 12. As dimensões dos tanques de lastro são definidas pelos parâmetros cujas variações serão analisadas na seção que se sucede.

Tabela 12: Definição dos compartimentos no navio-caixa

Sigla	Nome	Operação em Lastro		Operação com Carga	
		Carregamento	Tipo	Carregamento	Tipo
Carga	Porão de Carga	Vazio	Intacto	Minério de Ferro	Intacto
TLI	Tanque de Lastro Inferior	Água do Mar	Alagado	Vazio	Intacto
TLIC	Tanque de Lastro Inferior Central	Água do Mar	Alagado	Vazio	Intacto
TLS	Tanque de Lastro Superior	Lastro (Caso necessário)	Intacto	Vazio	Intacto

Fonte: Autor

Para analisar as dimensões da seção, como ponto de partida, os valores para as larguras dos espaços inundáveis são definidos  $b_{IC} = 15,4m$  e  $b_{TL} = 17,1m$  possibilitando que os entornos dos porões de carga sejam completamente alagáveis e os valores das alturas  $h_{LI}$  e  $h_{IC}$ , que correspondem à estrutura do fundo dos tanques de lastro laterais superiores (TLS), foram variados, e seus efeitos a respeito da estabilidade inicial e equilíbrio foram

avaliados.

#### 4.2.3.1 Efeito da altura da base dos TLS, $h_{LI}$ , na estabilidade inicial

O valor para a altura do TLIC foi mantido fixo  $h_{IC} = 3m$ , enquanto o valor de  $h_{LI}$  foi variado entre 15 a 20m. Para manter um calado de 12 m, a quantidade total de lastro fixo alocada é de 29,6kt.

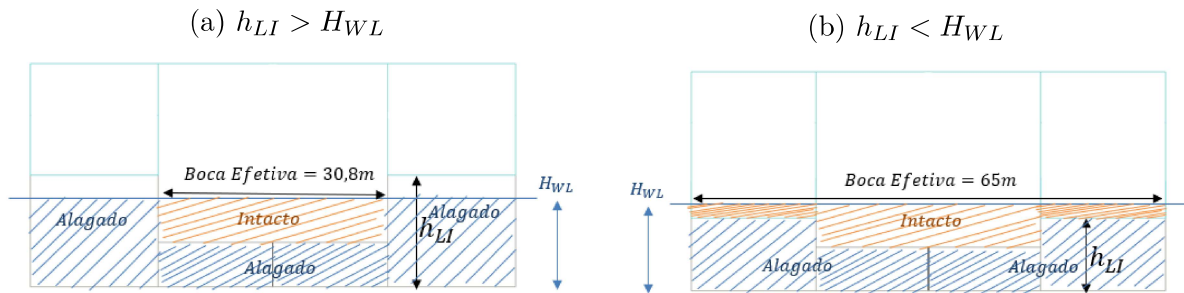
Tabela 13: Navio caixa - Variação de  $GMt$  com a altura  $h_{LI}$

$h_{LI}$ (m)	KG (m)	$GMt$ (m)
20	17,4	-1,1
19	17	-0,8
18	16,7	-0,4
17	16,3	0
16	15,9	0,4
15	15,6	0,7

Fonte: Autor

Nota-se que o valor de  $GMt$  passa a ser positivo para  $h_{LI} < 17m$  graças a diminuição da altura do centro de gravidade do lastro fixo, resultando em um menor KG. Adicionalmente, é interessante notar que caso o valor de  $h_{LI}$  seja superior ao valor da altura da linha d'água  $H_{WL}$ , conforme ilustra a figura 33, isto é, se  $h_{LI} > H_{WL}$  o plano de linha d'água inclui apenas a área dos porões de carga, o que significa que a largura da linha d'água é efetivamente 30,8m (figura 33a). Entretanto, quando  $h_{LI} < H_{WL}$ , a largura do casco na linha d'água corresponde a boca do navio-caixa (figura 33b), portanto, caso a linha d'água ultrapasse esse limiar, que é a altura  $h_{LI}$ , o valor de  $BMt$  pode variar abruptamente como mostra a análise seguinte.

Figura 33: Largura efetiva da linha d'água



Fonte: Autor

A tabela 14 compara as propriedades hidrostáticas para as situações em que  $H_{WL} = 12m$  com  $h_{LI} = 11m$  e  $h_{LI} = 15m$ . Nota-se que apesar do aumento do deslocamento, devido a maior necessidade de lastro fixo no TLS, o valor de BMt é muito maior no caso em que  $h_{LI} = 11m$  devido ao aumento do momento de inércia da área de flutuação. Há ainda um aumento do valor do KB, devido à área submersa dos TLS.

Tabela 14: Variação das propriedades hidrostáticas do Navio-Caixa com a altura  $h_{LI}$

Propriedade	$h_{LI} = 11m$	$h_{LI} = 15m$
Deslocamento	123,7 kt	77,6kt
Calado	12m	12m
KB	8m	7,5m
BMt	53,1m	8,8m
KG	14,9m	15,6m
GMt	46,3m	0,7m

Fonte: Autor

Portanto, verificou-se que  $h_{LI}$  deve ser superior a altura da linha d'água, caso contrário, há um aumento exagerado do valor de BMt e, conseqüentemente, de GMt. O valor excessivo de GMt causa altas acelerações no convés da embarcação em movimentos de balanço (*roll*).

#### 4.2.3.2 Efeito da altura dos tanques centrais, $h_{IC}$ , na condição BFS

A análise do efeito da altura  $h_{IC}$  foi dividida em duas partes, já que ela afeta as condições de equilíbrio inicial para o carregamento em lastro e também em carga, distin-

tamente.

Na condição de lastro, variou-se a altura  $h_{IC}$  mantendo-se a altura  $h_{LI} = 15m$  fixada, sendo o volume de lastro fixo nos tanques TLS ajustados para manter o calado de 12m e verificou-se que com uma altura de 6,3m não é necessário lastro fixo para atingir esse afundamento, conforme mostra a tabela 15 a seguir.

Tabela 15: Quantidade de lastro fixo necessária no Navio-Caixa com a variação da altura  $h_{IC}$

$H_1$	Lastro Fixo (kt)	Preenchimento do TLF (%)	BMt (m)	KB (m)	KG (m)	GMt (m)
3	29556,4	29,6	8,8	7,5	15,6	0,7
4	20716,8	21,0	9,9	8,0	15,3	2,6
5	11877,2	12,4	11,3	8,5	15,1	4,7
6	3037,6	3,8	13,2	9,0	15,0	7,2
6,3	0,0	0	13,9	9,2	15,0	8,0

Fonte: Autor

Nota-se que o aumento da altura  $h_{IC}$  contribui para a elevação do centro de carena KB, já que a altura do centroide da área é deslocado para cima. O alagamento dos tanques centrais diminui o volume deslocado para atingir o calado de 12m conseqüentemente para uma mesma área de flutuação o valor para BMt aumenta. Observa-se que com quantidades cada vez menores de lastro fixo, o KG da embarcação tende ao centro de gravidade do peso-leve.

A definição da altura dos tanques centrais impõe, entretanto, uma verificação da condição carregada, uma vez que a elevação do teto (ou fundo do porão de carga) desses tanques acarretam uma elevação do centro de gravidade da carga e, portanto, na estabilidade.

A altura do fundo do porão de carga,  $h_{IC}$ , foi variada do valor original do navio VLOC de 4,8m até 11,8m, mantendo-se todas as outras dimensões constantes. Os resultados para KG e GMt são mostrados na tabela 16, em que pode-se concluir que a estabilidade inicial continua sendo satisfeita, apesar do aumento do KG. Ressalta-se que com a elevação de  $h_{IC}$ , a capacidade dos porões centrais também diminui, mas ainda é suficiente para carregar toda a carga original de, aproximadamente,  $129000m^3$  de minério de ferro.

Tabela 16: Efeito da Variação da altura do fundo do porão de carga no *GMt*

$h_{IC}$ (m)	KG (m)	GMt (m)	Volume do Porão Disponível ( $m^3$ )	Ocupação do Porão (%)
4,8	12,8	14,1	217324,8	61,4
5,8	13,7	13,3	208700,8	63,9
6,8	14,6	12,4	200076,8	66,7
7,8	15,5	11,5	191452,8	69,7
8,8	16,3	10,7	182828,8	73
9,8	17,2	9,8	174204,8	76,6
10,8	18,1	8,9	165580,8	80,6
11,8	19	8	156956,8	85

Fonte: Autor

Esse resultado mostra que é possível elevar o teto do duplo fundo (fundo do porão de cargas) sem perda de estabilidade inicial mantendo sua capacidade de carregar o volume desejado de minério de ferro.

#### 4.2.4 Navio-Caixa com dutos

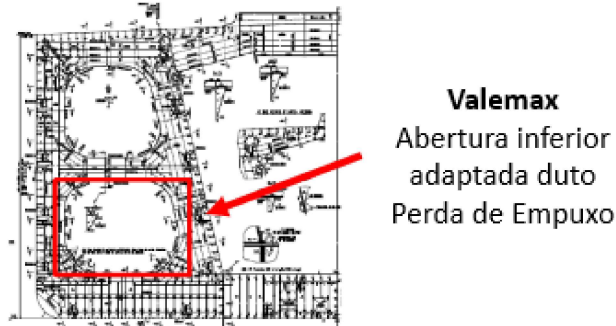
Em princípio, como analisado no item anterior, seria possível um navio totalmente BFS, porém essas condições somente seriam satisfeitas idealmente, ou seja, com a premissa de que as regiões destinadas a passagem do lastro renovável seriam 100% disponíveis a entrada de água no arranjo físico da seção mestra. Essa disponibilidade, entretanto, não é real uma vez que existe toda uma estrutura interna necessária para conferir ao navio resistência estrutural.

Adicionalmente, considerando a simplificação de navio-caixa, introduz-se nessa seção a ideia de volume útil disponível, ou seja, tanques longitudinais inundáveis internos, cujas capacidades estão limitadas por uma estrutura interna realista da seção transversal pesada do navio, conforme a figura ??.

Em consequência, a hipótese de eliminação total do lastro não sendo viável para este tipo de navio, havendo a necessidade de uma quantidade de lastro fixo. Adicionalmente, a fim de evitar mudanças profundas no arranjo estrutural, decidiu-se assumir uma seção transversal semelhante à seção original (figura 34 ) desenvolvendo-se uma seção esquemática como mostrada na figura ??, que assim como no caso da estrutura transversal pesada do VLOC possibilitassem alocar as novas estruturas dos dutos de lastro renovável.

É importante ressaltar que, apesar da continuidade dos dutos, sejam os centrais ou os laterais, as anteparas estanques que separam os porões de carga continuam estanques com exceção das seções de passagem dos dutos.

Figura 34: Seção mestra típica - Indicação da passagem dos dutos



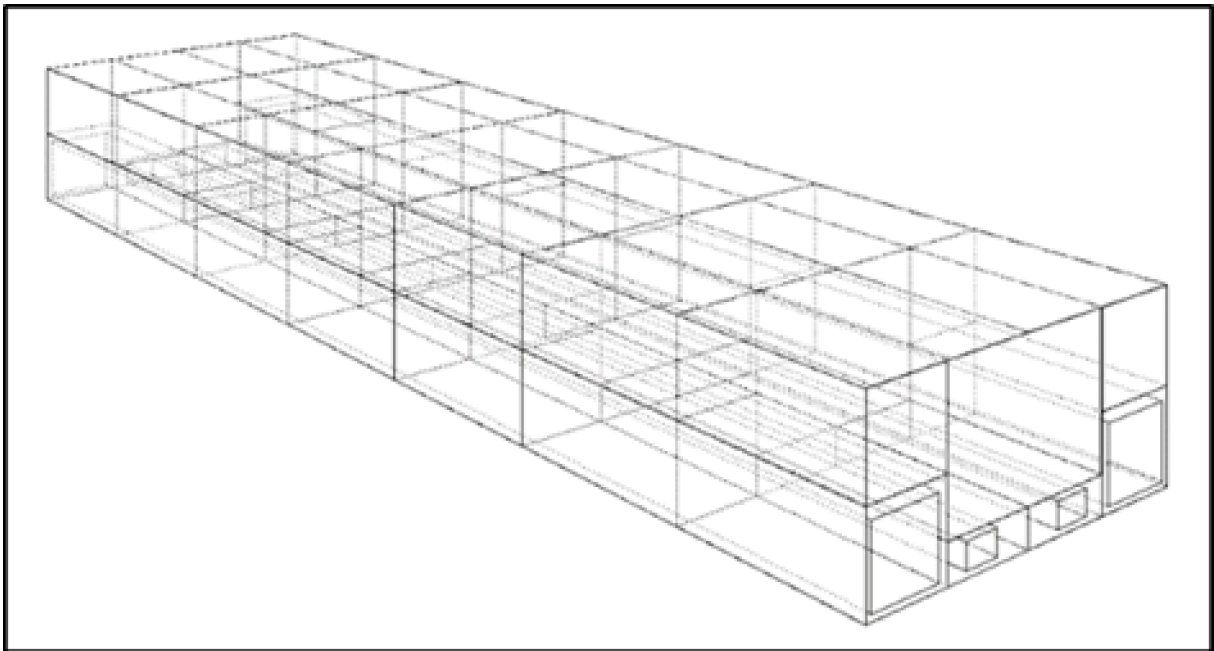
Fonte: Autor

Ainda comentando alguns aspectos da figura citada, os dutos laterais e centrais devem permanecer abaixo da linha d'água, com exceção da estrutura do topo dos dutos laterais, que deve estar emersa para diminuir a boca efetiva do navio. Além disso, o duplo fundo não deveria ser inteiramente alagado pois há necessidade de espaço para as tubulações de lastro (organizadas em um duto de quilha) e pocetos dos porões de carga.

Devido a maior complexidade do modelo do navio-caixa com dutos, o arranjo foi introduzido no software *Maxsurf Stability*, através do qual as condições de estabilidade inicial, intacta e avariada foram avaliadas.

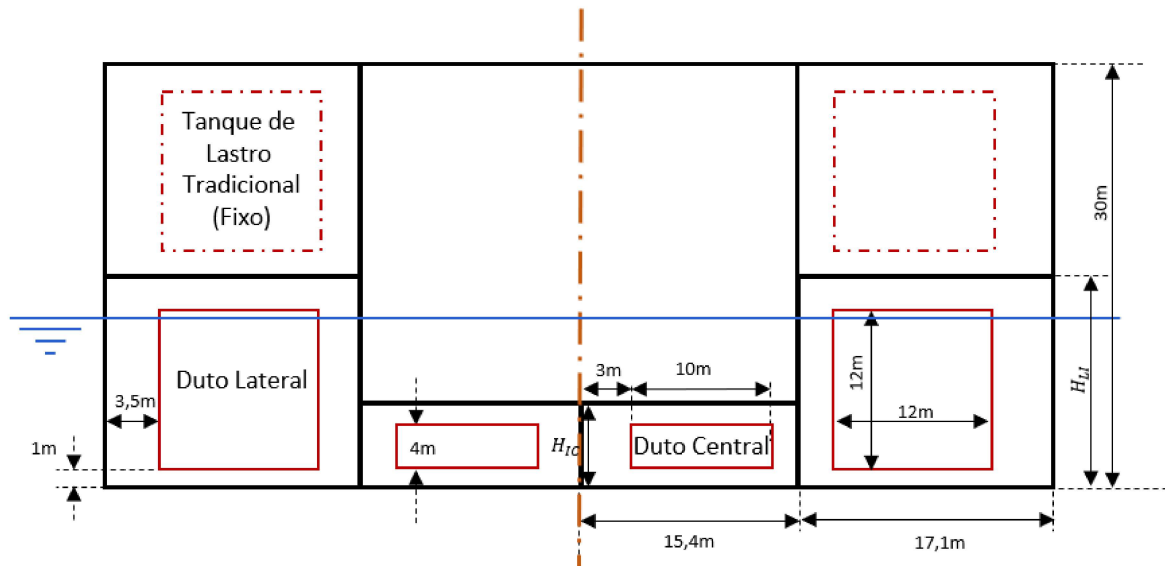
Inicialmente, foram tomadas as dimensões da seção retangular de 4x10m para os dutos centrais e 12x12m para os dutos laterais, uma altura de duplo fundo  $H_1 = 6m$  e  $H_2 = 15m$ . Os dutos laterais estão posicionados a 3,5m do costado e os dutos centrais a 4,5m do centro, conforme exhibe a figura 36 a seguir.

Figura 35: Arranjo do Navio-Caixa com dutos



Fonte: Autor

Figura 36: Navio-Caixa com Dutos - Seção com dimensões iniciais



Fonte: Autor

### 4.3 Estabilidade Inicial

Complementando os estudos do item anterior com uma estrutura mais real, em que se busca também uma redução do lastro fixo e/ou dutos centrais de maiores dimensões,



estudou-se duas alternativas de altura do duplo fundo como mostrado na tabela 17, em que variou-se o valor de  $h_{IC}$  mantendo-se as demais dimensões da seção e dos dutos fixa. Adicionalmente, a tabela 17 mostra para diferentes densidades de minério de ferro, a estabilidade se mantém com uma grande margem em relação ao requisito ( $GMt \geq 0,15m$ ) e que a limitação ocorre devido ao volume necessário quando carregado com minérios de baixa densidade. Portanto, é possível elevar o duplo fundo para até 8,0m sem perda de estabilidade inicial desde que a carga não tenha densidade inferiores a  $1,8t/m^3$ .

Tabela 17: Navio-Caixa com dutos - Estabilidade Inicial em carga com variação do duplo Fundo e densidade do minério

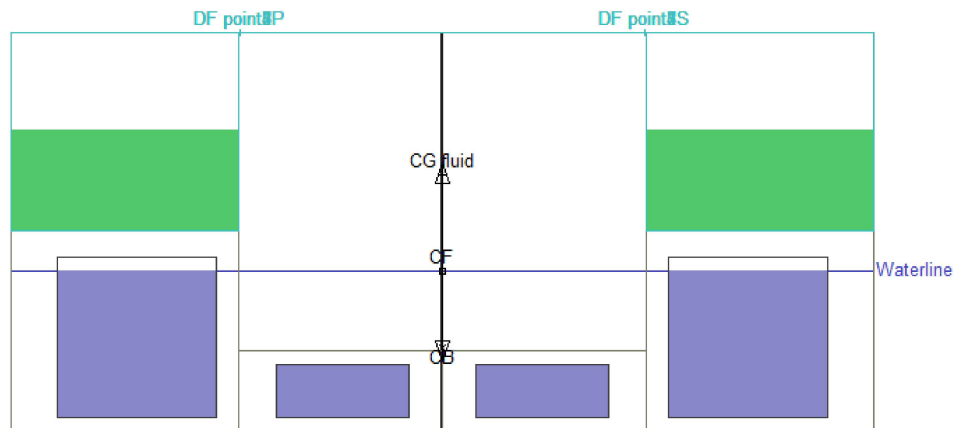
	$\rho_{minério} = 3,0t/m^3$		$\rho_{minério} = 1,8t/m^3$	
	$h_{IC} = 6m$	$h_{IC} = 8m$	$h_{IC} = 6m$	$h_{IC} = 8m$
VCG (m)	7,2	10,0	11,9	13,5
GMt (m)	8,8	7,1	5,3	3,8
Ocupação porão	58%	63%	92%	100%

Fonte: Autor

### 4.3.1 Condição de Lastro

A segunda condição analisada é o carregamento em lastro, no qual os tanques centrais e laterais abertos ao mar contribuem cada um, respectivamente, com uma perda de flutuação equivalente a  $11.200m^3$  e  $30.800m^3$ , totalizando uma perda de flutuação total de  $84.000m^3$ . Para atingir o calado alvo de 12m seriam, então, necessários 73,2kt de água de lastro nos tanques de lastro superiores, que, assumindo uma distribuição uniforme ao longo do modelo, ocupariam um volume de 51% desses tanques (em verde - figura 37).

Figura 37: Navio-Caixa com Dutos - Condição de Lastro



Fonte: Autor

Os dutos laterais foram criados com uma altura suficiente para que seu topo permanesse acima do nível de linha d'água, criando uma superfície livre em seu interior. Isso é importante para diminuir a área de superfície molhada fazendo com que o valor de  $BMt$  não seja extremamente alto. Os resultados para o equilíbrio inicial são exibidos na tabela 18 a seguir.

Tabela 18: Equilíbrio Inicial - Condição de Lastro - Navio-Caixa com Dutos

Propriedade	Valor
Deslocamento	123,2 kt
Calado	12m
KB	6,2m
BMt	22,7m
KG	19,2m
GMt	9,7m

Fonte: Autor

Nota-se que o deslocamento na condição diminuiu significativamente, em comparação com a condição original (tabela 5), de 249,7kt para 123,2kt, essa diminuição pode afetar a embarcação quando avaliado os critérios de estabilidade intacta sob ventos. O  $GMt$  é consideravelmente menor, porém ainda é positivo com uma margem muito grande.

A influência da altura  $h_{LI}$  na estabilidade inicial foi analisada para verificar se há alguma limitação na altura dos tetos dos dutos laterais.

Apesar da estabilidade inicial na condição de lastro ser afetada pela elevação da altura do centro de gravidade do volume de lastro fixo embarcado, a limitação do valor da altura  $h_{LI} \leq 22m$  ocorreria pela ocupação dos tanques de lastro fixo que não possuiriam mais capacidade para acomodar o lastro fixo necessário para atingir o calado de 12m.

Tabela 19: Navio-Caixa com dutos - Estabilidade Inicial em Lastro com variação da altura do fundo dos tanques de lastro fixo

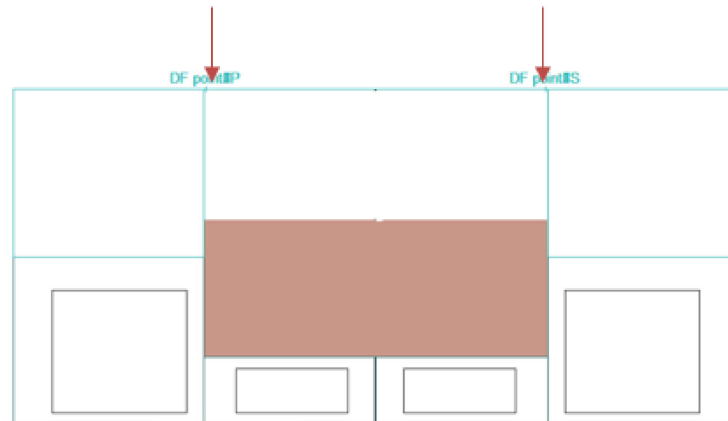
	$h_{LI} = 15m$	$h_{LI} = 18m$	$h_{LI} = 21m$	$h_{LI} = 22m$
VCG (m)	19,2	21,1	22,8	23,4
GMt (m)	9,7	7,8	6,1	5,5
Ocupação tanque de lastro fixo	51%	64%	85%	96%

## 4.4 Estabilidade Intacta

Dando continuidade a análise de estabilidade, deseja-se verificar o efeito do arranjo adotado para o navio BFS nos critérios de estabilidade intacta. Para isso, o navio continuará sendo analisado com a seção exibida na figura 35 para as condições de carregamento em lastro e com carga, exibidas anteriormente.

Para a verificar a estabilidade da embarcação é necessário se atentar ao embarque de água no navio, por isso deve-se definir os pontos de *downflooding*. As aberturas das escotilhas dos porões de carga do VLOC, situadas no convés de borda livre, são considerados como pontos de potenciais embarque de água (*downflooding*). Esses pontos foram situados no navio-caixa à uma altura de 32,6m a partir da linha de base e à 15,4m da linha de centro da embarcação em ambos os lados da embarcação, como indica a figura 38.

Figura 38: Vista Frontal - Potenciais Pontos de embarque de água



Fonte: Autor

#### 4.4.1 Critérios a respeito da Curva do Braço de Endireitamento

De acordo com a resolução internacional em estabilidade intacta de 2008 [4] ( Resolução MSC.267(85)), para navios de carga, os principais requisitos de estabilidade são apresentados na tabela 20.

Tabela 20: Critérios a respeito da curva de GZ

Nº	Critério	Referência (Código IS 2008)
1	A área sob a curva de GZ deve ser pelo menos 0,055 m.rad até $\theta = 30^\circ$	
2	A área sob a curva de GZ deve ser pelo menos 0,090 m.rad até $\theta = 40^\circ$	Item 2.2.1
3	A área sob a curva de GZ deve ser pelo menos 0,030 m.rad entre $\theta = 30^\circ$ e $\theta = 40^\circ$ ou $\theta = 30^\circ$ e ângulo de downflooding ( $\theta_{Downflooding}$ )	
4	Braco de endireitamento, GZ, superior a 0.2m para ângulos maiores que $30^\circ$	Item 2.2.2
5	O GZ máximo deve ocorrer para ângulos superiores a $30^\circ$ , preferencialmente, mas nunca menores que $25^\circ$	Item 2.2.3
6	GM inicial ( $GM_0$ ) maior ou igual a 0.15m	Item 2.2.4

Fonte: Adaptado de IMO [4]

Os resultados obtidos pela análise são exibidos na tabela 21 que mostra que todos os critérios são atendidos com margem considerável. Um ponto notável é o ângulo de máximo GZ obtido para a condição carregada que é de  $25.6^\circ$  e supera o critério de estabilidade ( $25^\circ$ ) por uma margem muito pequena. Isso deve ter sido causado pela elevação do centro de gravidade da carga de minério de ferro em relação ao estado original e pelo fato das

anteparas longitudinais dos porões não serem inclinadas. Observa-se também que, mesmo com um ângulo de *downflooding* menor que  $40^\circ$ , as áreas mínimas são atendidas.

As curvas de braço de endireitamento para ambas condições de carregamento foram obtidas com o auxílio do software Maxsurf Stability e são exibidas nas figuras 40 e 39.

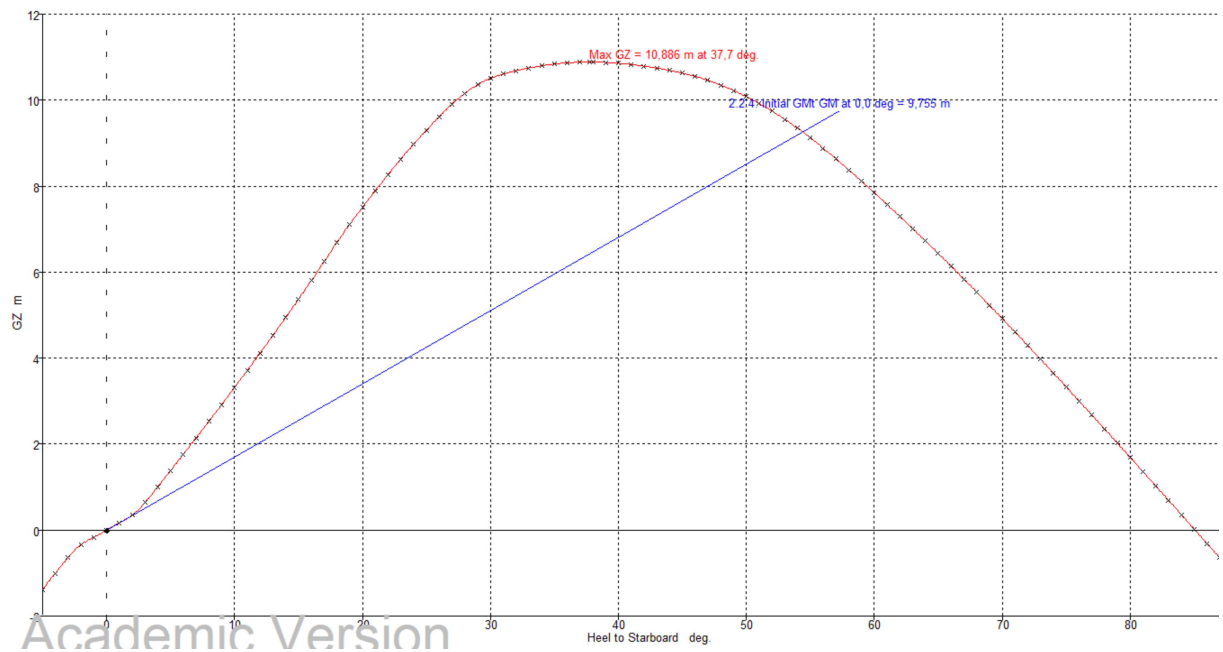
Tabela 21: Resultados de Estabilidade Intacta

N <sup>o</sup>	Valor do Requisito	Valores Obtidos		Verificação
		Carregado	Lastro	
1	3,151 m.grau	60,8 m.grau	160,6 m.grau	OK
2	5,156 m.grau	72,9 m.grau	268,4 m.grau	OK
3	1,718 m.grau	12,1 m.grau	107,9 m.grau	OK
4	0,2 m	2,95 m	10,8 m	OK
5	$25^\circ$	$25,6^\circ$	$37,7^\circ$	OK
6	0,15 m	8,8 m	9,7 m	OK

Fonte: Autor

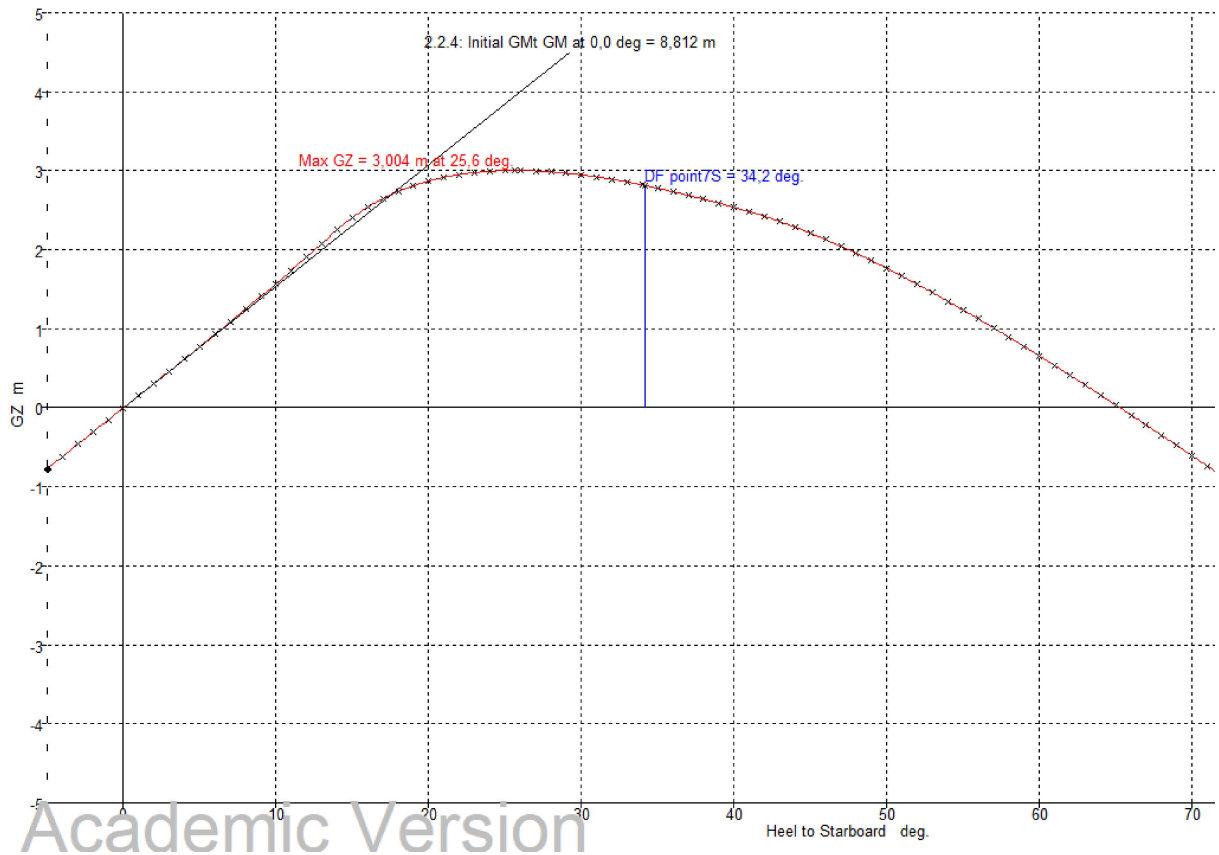
Nota-se que para a condição de lastro, diferentemente da condição carregada, a reta tangente a curva em torno da condição de equilíbrio horizontal em zero graus, isto é, GM inicial, possui menor inclinação. Isso se deve ao fato de que na condição de lastro, com os dutos abertos ao mar, a área de flutuação do plano de linha d'água é menor e, à medida em que a embarcação se inclina, essa área aumenta devido a submersão dos volumes intactos da parte superior da embarcação.

Figura 39: Curva de GZ para a condição de carregamento em lastro - Navio-Caixa com dutos



Fonte: Autor

Figura 40: Curva de GZ para a condição carregado - Navio-Caixa com dutos



Fonte: Autor

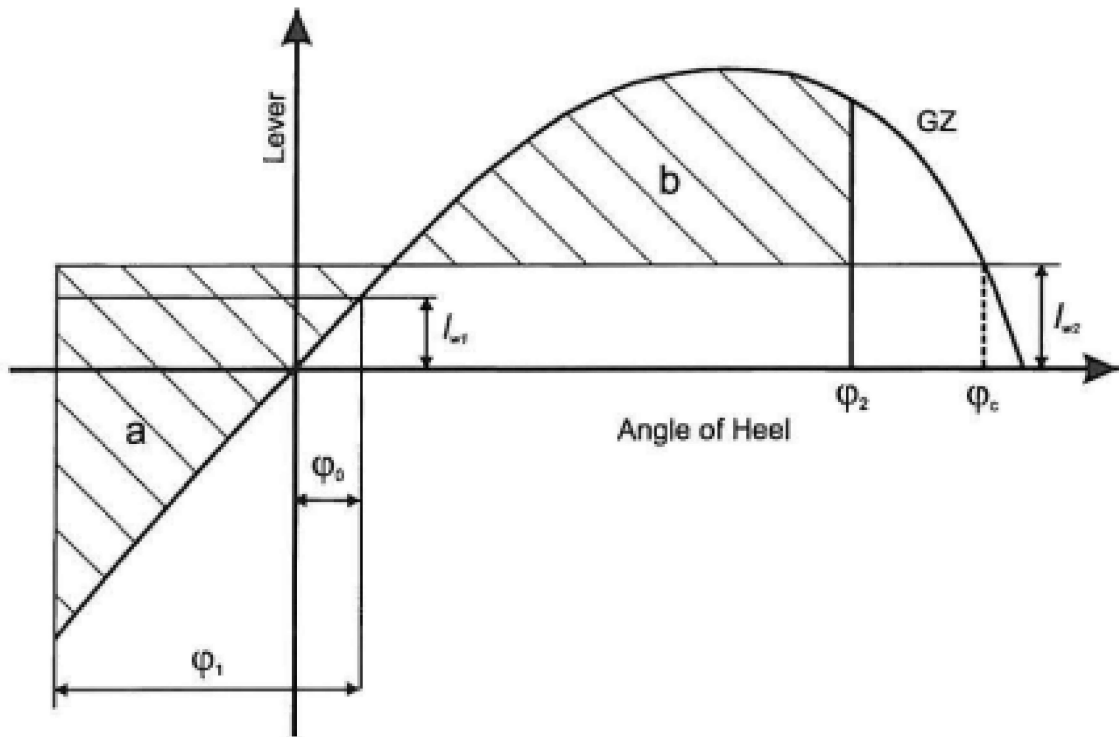
Além dos requisitos citados anteriormente, existem critérios relacionados ao momento de emborcamento sobre a embarcação causado por condições de ventos severos e rajadas. De acordo com a IMO [4], o braço de emborcamento do vento ( $l_{w1}$ ) e de rajada ( $l_{w1}$ ) podem ser calculados conforme as equações 4.6 e 4.7 :

$$l_{w1} = \frac{P \cdot A \cdot Z}{1000 \cdot g \cdot \Delta} \quad (4.6)$$

$$l_{w2} = 1,5 \cdot l_{w1} \quad (4.7)$$

em que  $P$  é a pressão do vento e é, por definição, 504 Pa.  $A$  é a área projetada dos elementos da embarcação que situam-se a cima da superfície da água ( $m^2$ ).  $Z$  é a distância vertical do centro da área projetada  $A$  até o centro das áreas da embarcação que situam-se sob a linha d'água (m).  $\Delta$  é o deslocamento do navio (t) e  $g$  é a aceleração da gravidade (9,81 m/s).

Figura 41: Critério de Áreas de Ventos



Fonte: IMO [4]

Em que  $\varphi_0$  é o ângulo de equilíbrio sob a ação dos ventos,  $\varphi_1$  é o ângulo de *roll* em direção a barlavento devido a ação de ondas.  $\varphi_2$  é o ângulo de downflooding ( $\varphi_{Downflooding}$ ) ou  $50^\circ$  ou o valor do ângulo da segunda intersecção entre o braço  $l_{w2}$  e a curva GZ, o que for menor.

A tabela 22 traz os resultados para os critérios de vento. Com a diminuição do deslocamento na condição de lastro devido a abertura dos dutos ao mar, o braço de emborcamento causado pelo vento tende a aumentar, como se observa na equação 4.6,  $l_{w1}$  e  $\Delta$  são inversamente proporcionais. Porém, o aumento não é suficiente para causar efeitos adversos em nenhuma das condições analisadas e as margens que superam os critérios são grandes.



Tabela 22: Resultados obtidos para os critérios de vento

N	Requisito	Obtido-Carregado	Obtido-Lastro	Verificação
2.3.1.2	Ângulo de equilíbrio sob a ação do vento ( $\theta_0$ ) deve ser menor que $16^\circ$	0,0°	0,2°	OK
2.3.1.2	A razão entre o ângulo de equilíbrio e o ângulo de imersão da extremidade do convés deve ser menor que 80%	0,23%	0,49%	OK
2.3.1.4	A razão entre as áreas b e a deve ser no mínimo 1	2,87	7,39	OK

Fonte: Autor

#### 4.4.1.1 Efeito da variação dos parâmetros $h_{IC}$ e $h_{LI}$ na estabilidade intacta

A análise da variação do parâmetro  $h_{IC}$  ocorreu verificando-se os critérios de curva de GZ para condição carregada, já que essa condição foi a principal limitante depois da análise inicial. Os requisitos de critério em ventos também sofrem alterações, porém as margens continuam grandes. O valor de  $h_{IC}$  foi variado de 6m a 9m, e para esse intervalo os requisitos de estabilidade para a condição de lastro não sofreram alterações. A tabela 23 exhibe os resultados.

Nota-se que para a condição carregada, quando  $h_{IC} > 9m$ , ocorre uma limitação importante devido ao critério de estabilidade relacionado ao valor do ângulo de GZ máximo, que passa a ser inferior a  $25^\circ$ . Com relação aos demais critérios, ocorre uma diminuição não significativa das margens de estabilidade devido a diminuição da área sob a curva de GZ, porém os critérios ainda são atendidos para valores de  $h_{IC}$  até 9m.

Tabela 23: Requisitos de estabilidade intacta - Variação da altura  $H_1$  no Navio-Caixa com dutos

N°	Valor do Requisito	Valores Obtidos para Condição Carregada			
		$H_1 = 6m$	$H_1 = 7m$	$H_1 = 8m$	$H_1 = 9m$
1	3,151 m.grau	60,8	60,1	59,4	58,9
2	5,156 m.grau	72,9	71,9	71,1	70,5
3	1,718 m.grau	12,1	11,8	11,6	11,3
4	0,2 m	2,95	2,87	2,88	2,91
5	$25^\circ$	$25,6^\circ$	$25,4^\circ$	$25,2^\circ$	$24,8^\circ$
6	0,15 m	8,8 m	8,0 m	7,1 m	6,3

A variação da altura do duplo fundo  $h_{IC}$  não tem efeito na estabilidade intacta em lastro, porém uma elevação de  $h_{LI}$  altera a posição do KG do lastro fixo nessa condição. Essa consideração não tem grande influência na curva de restauração, entretanto, é interessante notar o aumento abrupto da área de linha d'água quando ocorre a imersão da base do tanque de lastro fixo.

## 4.5 Estabilidade Avariada

Como introduzido anteriormente, a terceira verificação corresponde a estabilidade avariada. Aqui é interessante ressaltar que devido a hipótese de dutos contínuos, qualquer avaria que atinja esses dutos, representará uma grande perda de flutuabilidade, por isso é importante averiguar a estabilidade nas situações de risco, já que essa perda pode comprometer a sobrevivência da embarcação.

A estabilidade da embarcação em estado avariado é analisada de duas maneiras. Primeiramente, os casos de alagamento envolvendo somente os dutos são analisados de forma determinística e simples, avaliando se ocorre ou não o afundamento da embarcação. Posteriormente, são introduzidos os conceitos de probabilidade de sobrevivência para que então a estabilidade avariada seja avaliada através de uma análise probabilística que estima a chance total de sobrevivência da embarcação à uma série de eventos com suas probabilidades de ocorrência cujos cálculos são feitos de acordo com as regras de subdivisão e estabilidade encontrados em SOLAS(2009)-Part B-1 [5].

### 4.5.1 Avaliação do alagamento dos dutos

Antes de proceder a análise probabilística, foi realizada uma análise para verificar o comportamento do navio em caso de alagamento dos dutos, assumidos contínuos, para o navio na condição carregada, ou seja, com calado de 22m, pois espera-se que essa condição seja mais crítica.

A figura 42, mostra a posição final de equilíbrio para o navio em casos de alagamentos assimétricos, com apenas um dos dutos laterais alagados, e simétricos, com ambos dutos laterais alagados, sendo a região vermelha a carga de minério de ferro inclinada e a região cinza os duto alagados.

Para um alagamento assimétrico (figura 42a), ocorre apenas banda, sendo o ângulo de equilíbrio de  $11,5^\circ$ , o que é suficiente para submergir a extremidade do convés de borda livre, porém o ponto de *downflooding* (abertura de escotilha do porão de carga) não é

submerso.

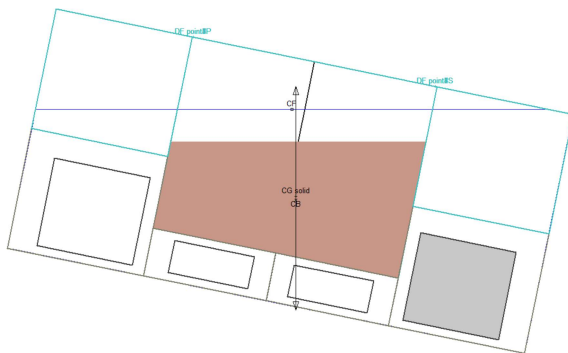
Para o caso simétrico (figura 42b) , o ângulo de banda é nulo, sendo o calado final de equilíbrio para essa condição de 26m, o que mostra que a embarcação possui flutuabilidade suficiente para não afundar caso seus dois maiores dutos sejam danificados na condição carregada.

O caso de alagamento de somente um dos dutos se mostra mais severo do que com ambos. Isso pode possibilitar uma eventual mitigação dos efeitos de uma avaria assimétrica através do alagamento do duto oposto.

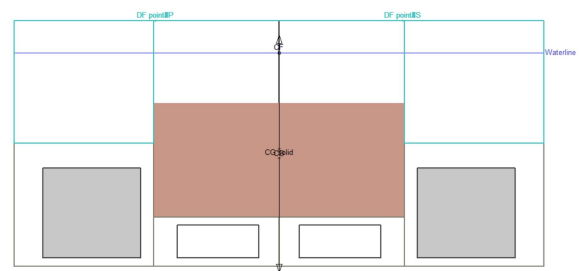
Para quantificar objetivamente a estabilidade do navio após alagamento em cada um desses casos, pode-se avaliá-los sob a ótica do fator de sobrevivência que é abordado na seção seguinte e introduz a análise probabilística.

Figura 42: Posição final de equilíbrio para duto(s) alagado(s)

(a) Alagamento Assimétrico - 1 Duto alagado



(b) Alagamento Simétrico - 2 Dutos alagados



Fonte: Autor

## 4.5.2 Análise Probabilística da Estabilidade Avariada

A análise probabilística da estabilidade avariada é complexa e computacionalmente custosa já que calcula a curva de GZ residual para um número muito alto de casos de avarias gerados através de combinações dos compartimentos danificados.

A compartimentagem de um navio é considerada suficiente se o índice de compartimentagem obtido  $A$  para o navio em análise for maior que ou igual ao índice de compartimentagem exigido  $R$  :

$$A \geq R$$

Para um navio de carga com comprimento superior a 100m, tem-se:

$$R = 1 - \frac{128}{L_s + 152} \quad (4.8)$$

em que  $L_s$  é o comprimento de compartimentagem que é igual ao comprimento do convés de subdivisão da embarcação. O índice A é calculado pela seguinte equação:

$$A = 0,4 \cdot A_s + 0,4 \cdot A_p + 0,2 \cdot A_l \quad (4.9)$$

em que, os índices parciais  $A_p$ ,  $A_s$  e  $A_l$ , são os índices de compartimentagem obtidos para calados específicos definidos a seguir, em que cada índice específico não deve ser inferior à  $0.5R$ . Cada um dos índices parciais  $A_s$ ,  $A_l$  e  $A_p$  são calculados por meio da equação 4.11 para uma condição de carregamento cujo calado é, respectivamente,  $d_s$ ,  $d_l$  e  $d_p$ , que são definidos como:

- Calado máximo da compartimentagem ( $d_s$ ) é a linha d'água que corresponde ao calado na linha de carga de verão da embarcação.
- Calado leve de serviço ( $d_l$ ) é o calado mínimo de serviço de corresponde ao carregamento mais leve previsto, na condição lastreada.
- Calado parcial da compartimentagem ( $d_p$ ) é igual a  $d_l$  mais 60% da diferença entre  $d_l$  e  $d_s$ .

$$d_p = d_l + 0.6 \cdot (d_s - d_l) \quad (4.10)$$

Cada um desses índices é obtido pelo somatório dos produtos entre a probabilidade de ocorrer uma avaria em determinada posição e de extensão (comprimento, profundidade e altura),  $p_i$ , e a probabilidade de sobrevivência  $s_i$ :

$$A_c = \sum p_i \cdot s_i \quad (4.11)$$

em que o subíndice  $c$  representa uma das três condições de carregamento,  $i$  é o compartimento, ou grupo de compartimentos (zonas) considerado,  $p_i$  representa a probabilidade de ocorrer o dano em determinada localidade e extensão,  $s_i$  representa a probabilidade da embarcação sobreviver a determinada avaria após o alagamento, e que são calculados conforme a regra 7-1 e 7-2, respectivamente, e descritos, resumidamente, nas seções a seguir.

### 4.5.3 Cálculo do fator de sobrevivência $s_i$

A probabilidade de sobrevivência  $s_i$  classifica cada caso de avaria em relação à um caso de referência que têm valor 1. Se o estado de equilíbrio avariado é melhor do que padrão referenciado  $s_i = 1$ . Em casos com estabilidade menor do que a referência  $s_i$  têm valores menores que 1, sendo 0 no caso em que ocorre afundamento.

Os fatores de sobrevivência  $s_i$  de cada um dos casos de avaria em qualquer condição de carregamento, para navios de carga que não possuem alagamento cruzado (*crossflooding*) dos compartimentos, devem ser obtidos a partir da chance de sobrevivência no equilíbrio final de alagamento,  $s_{final,i}$ , que deve ser calculada a partir da seguinte equação:

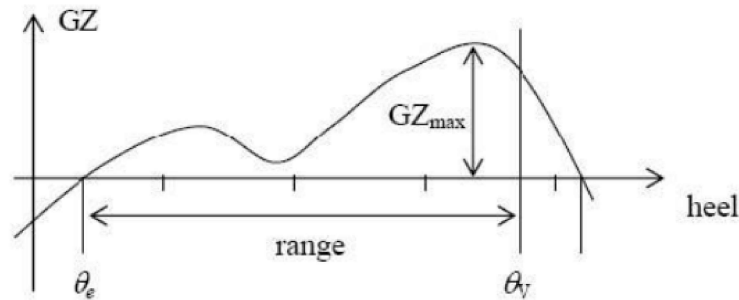
$$s_{final,i} = K \cdot \left[ \frac{GZ_{max}}{TGZ_{max}} \cdot \frac{Range}{TRange} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (4.12)$$

em que os valores  $TRange$  e  $TGZ_{max}$  são constantes, respectivamente,  $20^\circ$  e  $0.12m$ , para navios de carga.  $\theta_e$  é o ângulo final de equilíbrio após o alagamento,  $\theta_v$  é o ângulo de perda de estabilidade ou de submersão do ponto de *downflooding*, o que for menor. A faixa de inclinação (ou *range*) representa o intervalo entre  $\theta_e$  e  $\theta_v$  e se esse intervalo for maior que  $TRange$  adota-se o valor de  $TRange$ .  $GZ_{max}$  é o máximo braço de endireitamento dentro na faixa  $\theta_e$  até  $\theta_v$ , se esse valor for maior que  $TGZ_{max}$  adota-se  $TGZ_{max}$ . Esses parâmetros estão indicados no diagrama exibido na figura 43, em que a constante  $K$  é dada pela expressão:

$$K = \begin{cases} 1 & \text{se } \theta_e \leq \theta_{min} \\ 0 & \text{se } \theta_e \geq \theta_{max} \\ \sqrt{\frac{\theta_{max} - \theta_e}{\theta_{max} - \theta_{min}}} & \text{caso contrário} \end{cases}$$

sendo que, para navios de carga, têm-se,  $\theta_{min} = 25^\circ$  e  $\theta_{max} = 30^\circ$ .

Figura 43: Curva típica do braço de endireitamento para condição avariada



Fonte: SOLAS [24]

Adicionalmente, o fator  $s_i$  também deve ser considerado nulo nos casos em que a linha d'água, considerando afundamento, trim e banda, é capaz de submergir a linha de borda do convés de borda livre ou pontos de aberturas não estanques, potenciais pontos de *downflooding*, tais como a abertura de escotilhas não-estanques.

#### 4.5.4 Cálculo da probabilidade $p_i$

Dando prosseguimento a descrição do cálculo do índice de compartimentagem obtido  $A$ , o segundo fator de interesse é a probabilidade de ocorrência de avaria  $p_i$ , que pode se desmembrar em outros três fatores quando um navio possui anteparas longitudinais e/ou anteparas horizontais  $p$ ,  $r$  e  $v$ . Esses fatores consideram a penetração da avaria e subdivisão horizontal acima da linha d'água e a equação 4.11 fica:

$$A = \sum p_i \cdot s_i = \sum p \cdot r \cdot v \cdot s_i \quad (4.13)$$

Os fatores  $p$ ,  $r$  e  $v$  podem ser entendidos da seguinte maneira, de acordo com Sekine & Kimura [25]. A probabilidade  $p$  está associada a uma extensão de avaria (comprimento da avaria em determinada posição longitudinal do casco. Associada a essa avaria, tem-se de considerar a profundidade (penetração) representada pelo fator  $r$ , também relacionada por uma probabilidade e dependente da existência de anteparas longitudinais. Se  $r$  denota a probabilidade somente do compartimento mais exterior ser alagado, então a probabilidade do compartimento interior ser alagado é  $(1-r)$ . Finalmente, navios com anteparas horizontais acima da linha d'água possuem dois casos de alagamento dependendo da extensão vertical da avaria, um caso em que somente os compartimentos abaixo da antepara são alagados e outro caso em que os compartimentos acima e abaixo da antepara são alagados. Na regulamentação, a probabilidade do alagamento ocorrer somente no

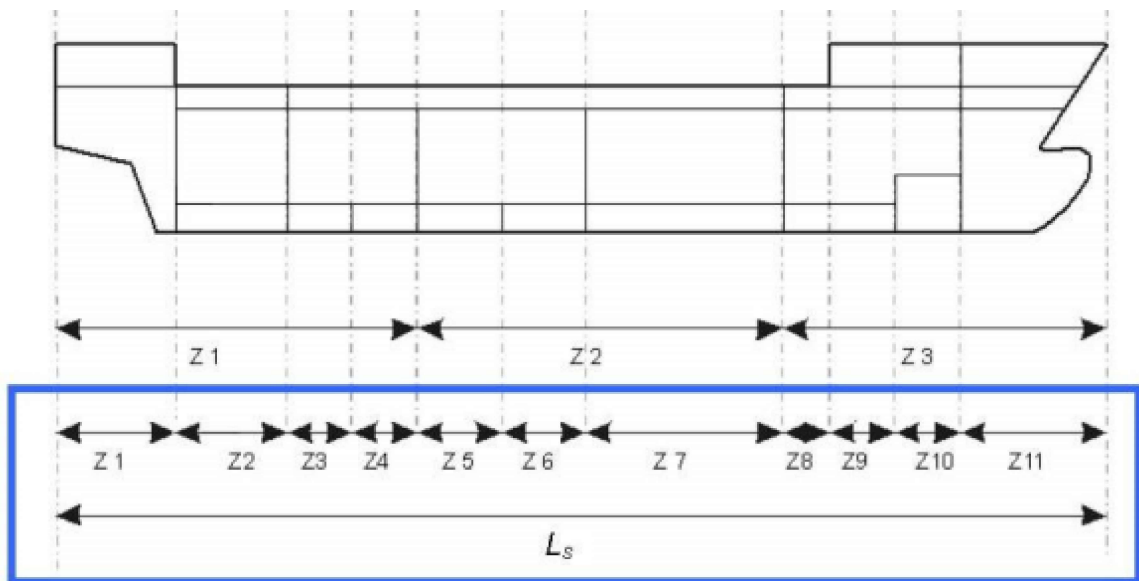
compartimento inferior é expressa por  $v$ , enquanto a probabilidade de ocorrer em ambos os compartimentos é  $(1-v)$ .

As probabilidades  $p$ ,  $r$  e  $v$  são calculadas a partir de funções de distribuição de probabilidade levantadas a partir de um histórico de dados de avarias documentadas.

#### 4.5.4.1 Subdivisão Longitudinal

Para o cálculo do índice  $A$  é necessário discretizar longitudinalmente o navio em um número fixo de regiões, que são denominadas zonas. Não há regras específicas para realizar essa divisão, somente o comprimento  $L_s$  deve definir as extremidades. Conforme mostra a exemplificação na figura 44 abaixo, os limites das zonas não precisam coincidir com as anteparas estanques. O índice atingido  $A$  tende a ser menor caso seu cálculo seja feito com um número baixo de zonas, porém com o aumento do número dessas regiões o cálculo passa a ser mais demorado.

Figura 44: Exemplificação da subdivisão longitudinal do navio em Zonas



Fonte: SOLAS [24]

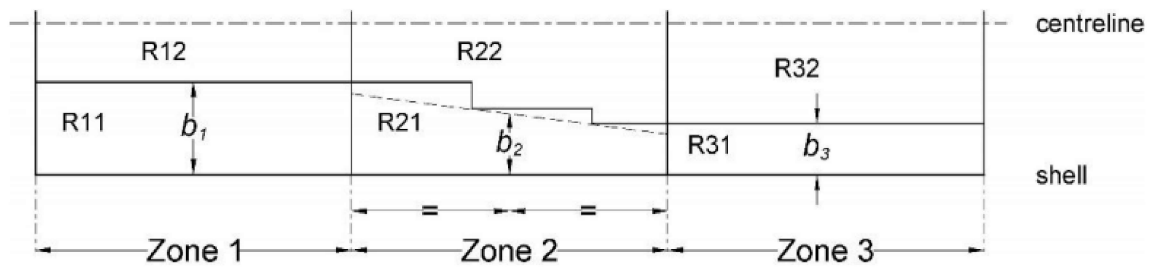
#### 4.5.4.2 Subdivisão Transversal

Dentro de cada zona são definidas as subdivisões transversais. A distância  $b$  do costado até a antepara longitudinal - figura 45 - é calculada como a distância média do casco a um plano vertical representando a antepara. Para o caso do navio-caixa, em que as paredes das anteparas são todas verticais, cada valor de  $b$  é a própria distância da antepara

considerada ao costado.

Em caso de uma antepara inclinada, como ocorre com a lateral do porão de cargas no VLOC original, a distância  $b$  é a média entre a extremidade mais próxima e a mais distante do costado. Sendo que, o valor não deve ser maior do que o dobro da menor distância ao costado tampouco maior do que meia-boca.

Figura 45: Exemplificação da subdivisão transversal e distâncias  $b$



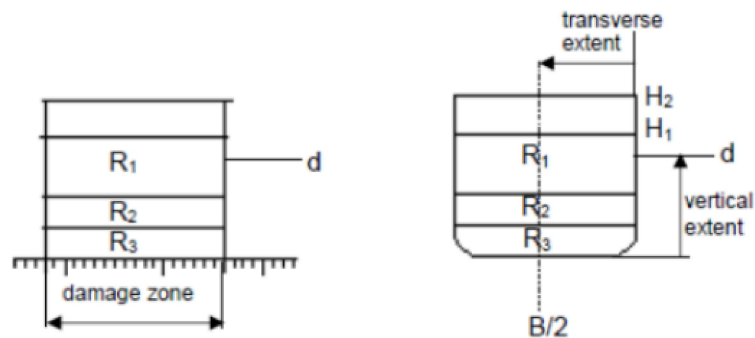
Fonte: SOLAS [24]

#### 4.5.4.3 Subdivisão Horizontal

Dentro de cada zona também são definidas as subdivisões horizontais, conforme a figura 46, a distância  $H$  é a altura do convés, que limita verticalmente a avaria, até a linha de base.

Quando existem subdivisões verticais dentro de uma zona, o fator de sobrevivência considerado é o menor fator de sobrevivência obtido dentre todas as combinações de casos de avaria quando o dano se estende para baixo da antepara considerada.

Figura 46: Subdivisão Horizontal dentro de uma zona



Fonte: SOLAS [24]



#### 4.5.5 Análise probabilística de estabilidade avariada utilizando o *Maxsurf-Stability*

Uma vez explicados os fatores que influenciam o cálculo da estabilidade avariada por meio da abordagem probabilística e a tornam tão complexa, a geometria do navio-caixa com dutos e os parâmetros para o cálculo são configurados no software *Maxsurf-Stability*, cuja análise baseia-se nas seguintes hipóteses (configurações), que são definidas pelo usuário:

- O comprimento máximo da avaria é limitado a 60m, conseqüentemente, limitando as avarias a até 3 zonas adjacentes;
- Altura máxima de cada avaria é limitada a 30m. (Avarias com altura superior a do convés são desconsideradas);
- O dano ocorre em meia-boca do navio (em boreste), porém são analisados ambas as direções de inclinação lateral/banda;
- São desprezadas as probabilidades  $p < 0,0001$

Para realizar a análise probabilística através do *Maxsurf Stability*, além de definir os pontos de *downflooding* da embarcação, é preciso fixar as 3 condições de carregamento sob as quais os cálculos serão realizados, são elas:  $d_s = 22m$ ,  $d_l = 12m$  e a condição parcial terá um calado de  $d_p = 18m$ , conforme a equação 4.10.

As considerações sobre as condições de carregamento são mantidas as mesmas com exceção da condição de lastro em que os tanques laterais superiores (tanques de lastro fixo) estão 51% ocupados por água de lastro e o restante dos compartimentos estão vazios. Todos os compartimentos são considerados como estanques, exceto os dutos de lastro renováveis laterais e centrais que são considerados como inicialmente alagados, não contribuindo para a flutuação, nessa condição.

Além disso, é necessário definir as permeabilidades de cada compartimento, que é a fração do volume daquele compartimento que pode ser ocupado pela água em caso de avaria, que por sua vez, depende do calado considerado, conforme a regulamentação 7-3 SOLAS exibida na tabela 24.

Tabela 24: Permeabilidades dos Compartimentos

	Permeabilidade no calado $d_s$	Permeabilidade no calado $d_p$	Permeabilidade no calado $d_l$
Compartimentos de Carga Seca	0,7	0,8	0,95
Carga de Líquidos	0,7	0,8	0,95

Fonte: SOLAS [5]

Portanto, utilizando a equação 4.8, o índice requerido de subdivisão para o navio-caixa em estudo é:

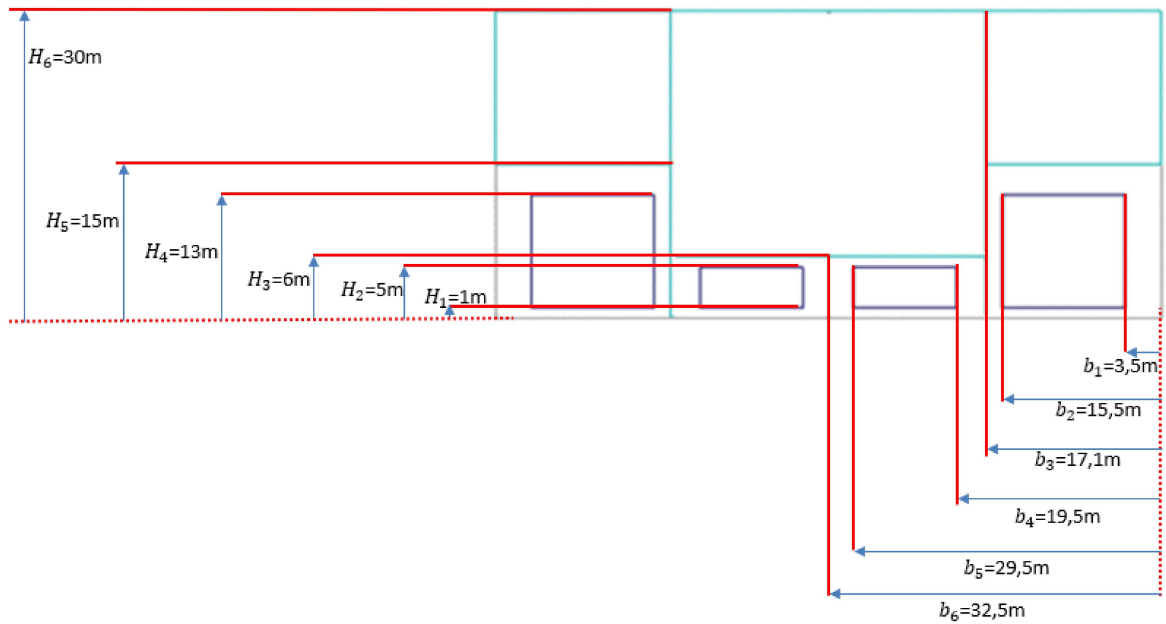
$$L_s = 280 \implies A \geq R = 0.70 \implies A_s, A_p, A_l \geq 0.35$$

#### 4.5.5.1 Definição da geometria inicial para a análise probabilística

Para avaliar o cálculo da estabilidade avariada, faz-se necessário estabelecer um navio-caixa inicial que seja progressivamente melhorado buscando atender os critérios SOLAS. Considerando os dutos, é necessário acrescentar anteparas horizontais e longitudinais na avaliação, conforme exibe a figura 47, sendo definidos ao todo 6 anteparas horizontais ( $H_1$  a  $H_6$ ) e 6 anteparas longitudinais ( $b_1$  a  $b_6$ ), de maneira uniforme em cada uma das 7 zonas longitudinais, equiespaçadas em 40m, que coincidem com as anteparas transversais estanques.

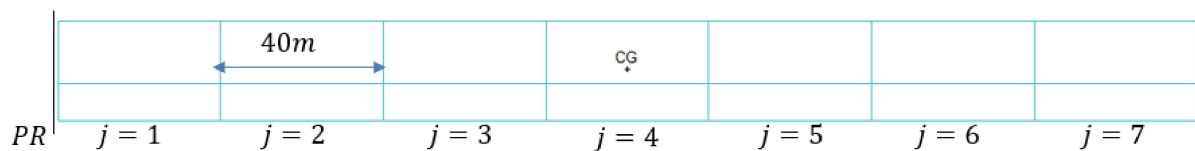
É importante salientar que essas anteparas transversais estanques separam os porões de carga, os tanques de lastro superiores e as regiões ao redor dos dutos laterais e centrais, porém internamente, os dutos são todos contínuos ao longo do casco, inicialmente. Posteriormente, são conduzidas análises a respeito da subdivisão interna dos dutos.

Figura 47: Subdivisão com Anteparas Horizontais e Longitudinais - Navio-caixa com Dutos



Fonte: Autor

Figura 48: Discretização do Navio-Caixa em 7 zonas



Fonte: Autor

Os primeiros resultados obtidos para a análise de estabilidade avariada são exibidos na tabela 25, que mostra que os critérios não foram atingidos para o navio-caixa com dutos proposto inicialmente. Portanto, é necessário melhorar a compartimentagem obtida e para isso propõe-se analisar a inclusão de anteparas transversais que não incluem os dutos, mantendo-os dessa forma contínuo ao longo do comprimento do navio.

Além disso, nota-se que houve redução significativa dos índices parciais na condição de carregada e condição parcial em relação ao navio caixa sem dutos, sendo a carregada a mais crítica, como esperado. A presença dos dutos contínuos afetou muito negativamente o valor do índice  $A_s$ , ocorrendo uma redução de 77% desse valor quando comparado ao índice obtido para a condição carregada no navio-caixa sem dutos.

Tabela 25: Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Navio-Caixa com Duto

	Sem dutos	Com dutos	Exigido
$A_s$	0.68	0.16	0.35
$A_p$	0.89	0.43	0.35
$A_l$	0.99	0.99	0.35
A	0.83	0.44	0.70

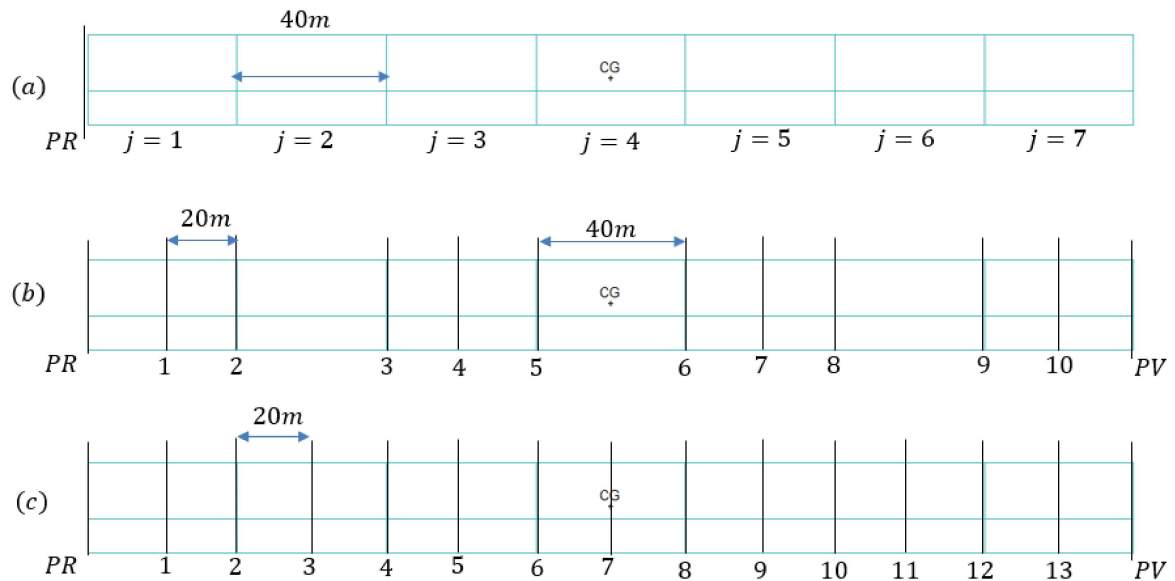
Fonte: Autor

#### 4.5.5.2 Análise da Compartimentagem do Navio-Caixa com Dutos Contínuos

A análise do número de anteparas transversais nos compartimentos ao redor dos dutos de lastro renováveis tem como objetivo verificar qual o número mínimo de divisões estanques seriam necessárias para que o navio com os dutos longitudinais contínuos, sem anteparas internas, atendam o critério de estabilidade avariada do SOLAS.

O primeiro caso (configuração básica) assume-se 7 zonas, ou seja, 8 anteparas transversais estanques (caso a) delimitam os extremos das zonas. Em seguida o segundo caso, assume-se 11 zonas, e portanto, 12 anteparas transversais estanques (caso b) e possui anteparas em posições semelhantes àsquelas encontradas na configuração original do VLOC com tanques de lastros de 20m e 40m de comprimento, ou seja, ao lado dos porões ímpares (1,3,5,7) existe uma antepara adicional dividindo os tanques de lastro em dois. Finalmente, o caso 'c' seria uma situação com todos os compartimentos de lastros com 20m de comprimento, sendo ao todo 14 zonas e 15 anteparas transversais estanques, conforme exibe a figura 49.

Figura 49: Posições das anteparas transversais para a análise probabilística de avaria



Fonte: Autor

A tabela 26 mostra os resultados para os casos (a), (b) e (c) em que se observa que nenhum dos arranjos propostos com dutos contínuos é aprovado nos critérios de estabilidade avariada. Nota-se também, que com o aumento da compartimentagem, os índices obtidos para as três condições melhoram como esperado, uma vez que a maior compartimentagem ajuda a evitar a propagação da água para outros compartimentos em caso de avaria.

Para tentar aumentar esse valor, pode-se tentar afastar os dutos laterais do costado do navio, diminuindo assim a sua probabilidade de avaria ou realizar a subdivisão desses dutos contínuos em dutos de comprimento menores e estanques. A fim de evitar a segunda opção, o posicionamento transversal dos dutos é então analisado na seção seguinte.

Tabela 26: Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação do número de anteparas transversais com duto contínuo

	Casos			Exigido
	(a)	(b)	(c)	
$A_s$	0,16	0,20	0,21	0,35
$A_p$	0,43	0,50	0,61	0,35
$A_l$	0,99	1	1	0,35
$A$	0,44	0,48	0,53	0,70

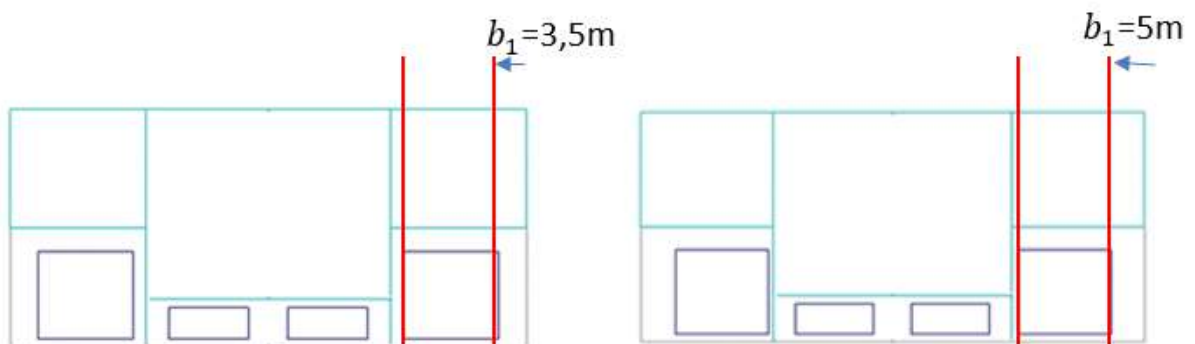
Fonte: Autor

#### 4.5.5.3 Análise do posicionamento transversal dos Dutos no Navio-Caixa

Em função dos resultados anteriores e com objetivo de avaliar a sensibilidade do índice  $A$  do navio em função da distância do duto lateral em relação ao costado (associado a probabilidade  $r$ ), os dutos de lastro renováveis laterais foram deslocados transversalmente, mantendo sua forma e dimensões, movendo consigo as anteparas longitudinais que o envolvem e mantendo as posições das demais anteparas fixas (como mostradas na figura 47). O motivo desse estudo decorre do fato de que quanto maior a distância do costado, menor a probabilidade da antepara longitudinal vertical ser atingida por uma avaria externa (colisão).

Considerando o caso (b) do item anterior, desenvolveu-se o estudo com o afastamento  $b_1$  de 5m. Os resultados são comparados na tabela 27.

Figura 50: Variação da distância dos dutos ao costado



Fonte: Autor

Tabela 27: Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação da Distância do duto ao costado

	Distância do Duto ao Costado		
	$b_1 = 3.5m$	$b_1 = 5m$	Exigido
$A_s$	0,20	0,26	0,35
$A_p$	0,50	0,59	0,35
$A_l$	1,00	1,00	0,35
$A$	0,48	0,54	0,70

Fonte: Autor

Observa-se que ao aumentar a distância dos dutos ao costado o índice obtido  $A$  também aumenta, pois a probabilidade de atingir o duto com uma avaria diminui. É possível notar que o índice parcial para a condição carregada  $d_s$  e parcial  $d_p$  variam, enquanto o índice do caso de lastro ainda permanece inalterado com valor máximo. Para os dutos contínuos, nenhuma configuração obteve o índice final  $A$  superior às exigências.

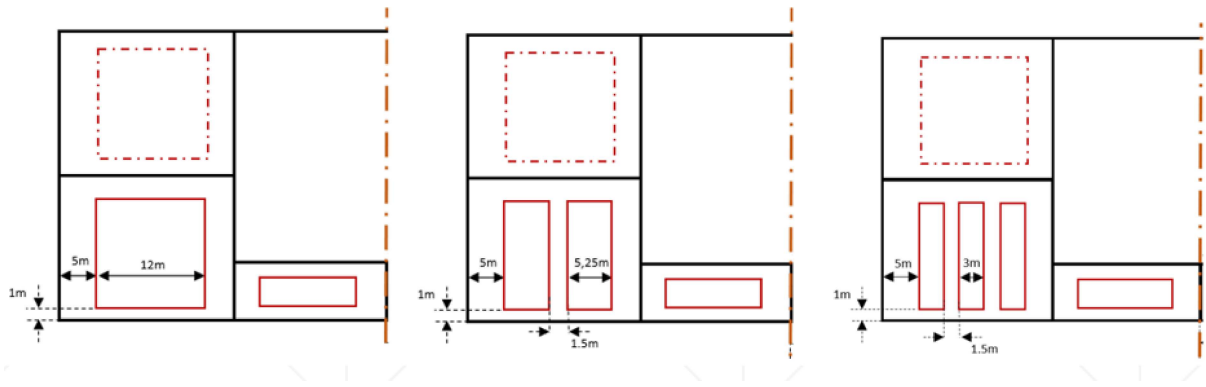
#### 4.5.5.4 Análise da Subdivisão dos Dutos

Conforme as análises anteriores, os valores para os parâmetros  $b_1 = 5m$  e  $h_{LI} = 20m$  foram fixados para as análises seguintes, bem como a divisão longitudinal do navio em 10 zonas (11 anteparas transversais), que verificam a subdivisão tanto para anteparas internas longitudinais como transversais. A análise da número de subdivisões dos dutos de lastro renovável tem como objetivo verificar qual o número mínimo de divisões estanques (como válvulas ou comportas) seriam necessárias para que o navio com os dutos longitudinais atendesse os critérios de estabilidade avariada do SOLAS.

##### 4.5.5.4.1 Anteparas Longitudinais

De maneira análoga, os dutos foram subdivididos transversalmente utilizando-se anteparas longitudinais verticais. Os dutos laterais foram divididos em partes de mesma largura para cada caso, conforme indicado na figura 51 abaixo.

Figura 51: Divisão dos dutos com Anteparas Longitudinais - Vista Frontal



Fonte: Autor

Tabela 28: Resultados da análise probabilística - Anteparas Longitudinais nos Dutos

	Número de Divisões dos Dutos				Exigido
	0	1	2	3	
$A_s$	0,26	0,38	0,51	0,57	0,35
$A_p$	0,59	0,60	0,74	0,81	0,35
$A_l$	1,00	1,00	1,00	1,00	0,35
$A$	0,54	0,59	0,70	0,75	0,70

Fonte: Autor

Os resultados exibidos na tabela 28 foram semelhantes àqueles obtidos para as anteparas transversais, embora os valores obtidos sejam ligeiramente inferiores, o mesmo número de subdivisões (2 anteparas) foi requerido para cumprir os requisitos SOLAS com anteparas longitudinais no interior dos dutos.

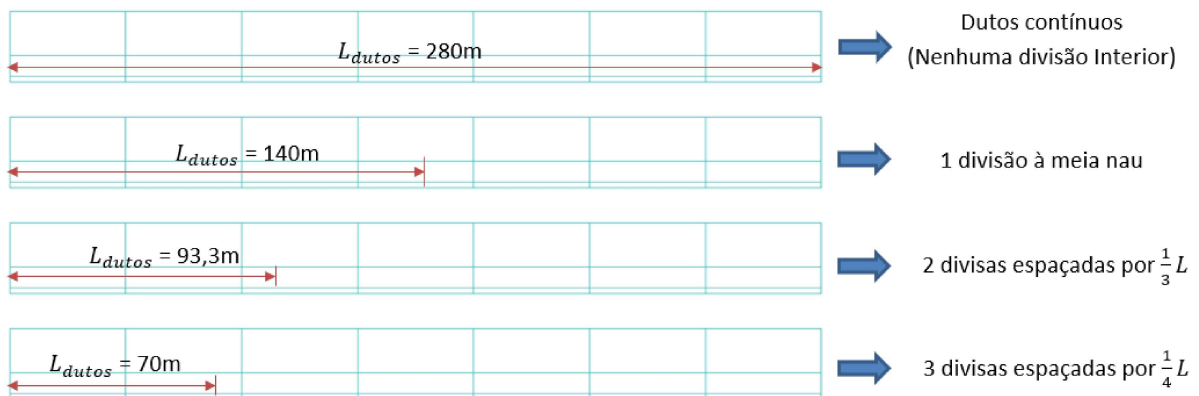
As anteparas transversais criam um impedimento para o fluxo contínuo, o que vai diretamente contra o conceito, seriam necessárias comportas ou válvulas de grandes dimensões e que requereriam acionamento para sua abertura para a passagem de água. No caso das anteparas longitudinais, elas não causam interrupções no fluxo, embora aumentem a área molhada total e acrescentem maior peso estrutural (e garantam maior rigidez longitudinal à estrutura primária da embarcação devido a continuidade). Optou-se por prosseguir com a utilização das anteparas longitudinais para o conceito final.



#### 4.5.5.4.2 Subdivisão com Anteparas Transversais

Foi realizada uma comparação para os índices obtidos  $A$  para 4 casos de subdivisão interior dos dutos. Todos os dutos foram divididos em partes iguais de comprimento  $L_{duto}$ , conforme a figura 52, mantendo-se o mesmo número de zonas e a mesma configuração de anteparas longitudinais e horizontais para todos os casos. Os resultados são mostrados na tabela 29 .

Figura 52: Divisão dos dutos com Anteparas Transversais - Vista Lateral



Fonte: Autor

Tabela 29: Resultados da análise probabilística - Anteparas Transversais nos Dutos

	Número de Divisões dos Dutos				
	0	1	2	3	Exigido
$A_s$	0,20	0,41	0,53	0,68	0,35
$A_p$	0,50	0,67	0,77	0,83	0,35
$A_l$	1,00	1,00	1,00	1,00	0,35
$A$	0,48	0,63	0,72	0,80	0,70

Fonte: Autor

Nota-se que há um aumento significativo do índice  $A$  obtido com o aumento da subdivisão interna dos dutos, tanto para a condição de maior calado  $d_s$  como para a condição de carregamento parcial  $d_p$ .

Com a adição de apenas uma divisa no duto, é possível atender a exigência também na condição parcial e na condição carregada, porém o índice final ainda é insuficiente.

Além disso, observa-se que essa configuração pode acarretar em valores altos para o trim da embarcação em estado avariado.

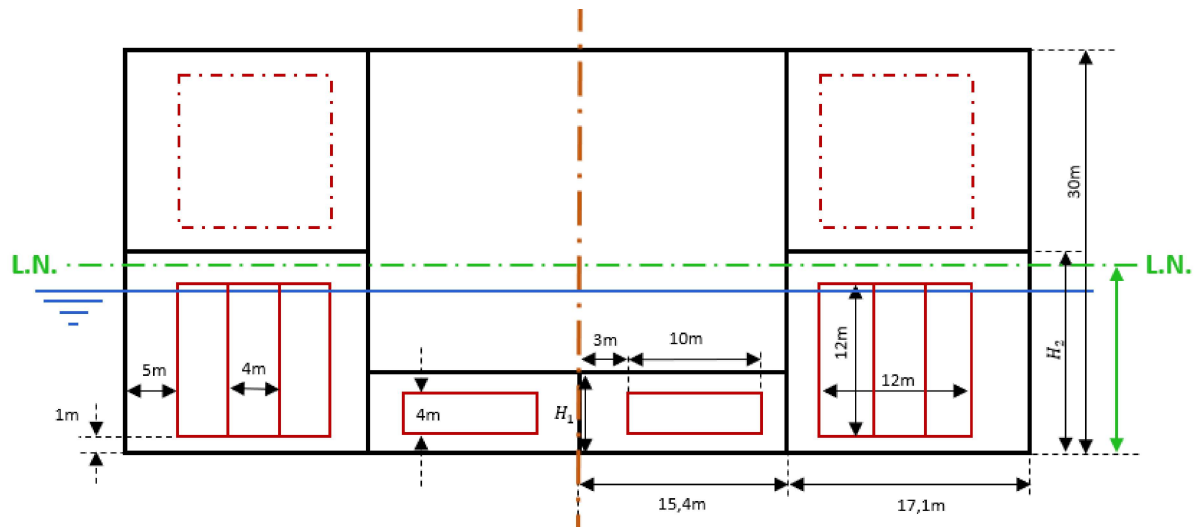
Com 2 divisas interiores nos dutos, isto é, 3 dutos de cerca de 93,3m, é possível obter o índice requerido em todas as condições de carregamento e o índice final também dentro do exigido. Para 3 divisões, o índice parcial para a condição carregada tem acréscimo marginal maior que na condição de calado parcial, mas os critérios são todos atendidos com uma maior margem. Portanto, a análise inicial mostra que é necessário dividir todos os dutos de forma estanque para respeitar os critérios de estabilidade avariada da SOLAS.

## 4.6 Análise Estrutural

A proposta de análise estrutural é avaliar o atendimento aos requisitos das normas da ABS [26] e IACS [27] referentes a nova seção proposta para o navio-caixa com dutos, verificando quais devem ser as espessuras mínimas do chapeamento, o atendimento ao requisitos de modulo de seção mínimo e o cálculo dos esforços primários na viga navio bem como os momentos fletores envolvidos no carregamento.

Após as análises de estabilidade conduzidas, a proposta de seção mestra inicial para o navio-caixa foi alterada para melhor representar os resultados obtidos. O valor da distância dos dutos laterais ao costado foi definido em  $b_1 = 5m$  e os dutos laterais foram subdivididos, conforme requisitado pela análise de estabilidade avariada precedente. A seção mestra atualizada para o navio-caixa com dutos é exibida na figura 53, e a análise estrutural subsequente é baseada nela com os parâmetros  $h_{IC}$  e  $h_{LI}$  ainda a serem variados.

Figura 53: Navio-Caixa com Dutos - Seção com dimensões atualizadas



Fonte: Autor

#### 4.6.1 Cálculo das espessuras mínimas do chapeamento

Primeiramente, é preciso definir as espessuras para o chapeamento da seção mestra de maneira a atender as espessuras mínimas definidas em 'ABS - Marine Vessels 2019 - Part 3' [26]. A tabela 30 a seguir mostra os valores calculados para as espessuras mínimas.

O valor do espaçamento entre anéis transversais pesados (hastilhas, cavernas e vaus)  $S$  deve ser definido para o cálculo das espessuras mínimas conforme a equação a seguir:

$$\begin{aligned}
 S &= 2.08L + 438\text{mm}, \text{ se } L \leq 270\text{m} \\
 S &= 1000\text{mm}, \text{ se } 270\text{m} < L < 427\text{m}
 \end{aligned}
 \tag{4.14}$$

Para a análise no navio-caixa, em que  $L = 280\text{m}$ , adota-se  $S = 1000\text{mm}$ .

Tabela 30: Espessuras mínimas para o chapeamento no navio-caixa -  $L = 280m$ 

Referência dentro de "ABS - Marine Vessels 2019 - Part 3 - Chapter 2"	Formulação (mm)	Elemento	Valor (mm)
Section 2 - Shell Plating	$\frac{S}{645} \cdot \sqrt{(L - 15.2)/(d/D)}$	$t_{costado}$	26,1
	$\frac{S}{508} \cdot \sqrt{(L - 62.5)/(d/D)} + 2.5$	$t_{fundo}$	30
	$37L \cdot 10^{-3} + 0.009 \cdot S + 1.5$	$t_{duplofundo}$	23,6
	$t_{fundo} + 1.5$	$t_{quilha}$	31,5
	$56L \cdot 10^{-3} + 5.5$	$t_{longarinas}$	26,3
Section 3 - Deck Plating	$\frac{S \cdot (L - 18.3)}{(42L + 1070)}$	$t_{bojo}$	21,1
	$\frac{24.38 \cdot S_b}{(1615 - 1.1L)}$	$t_{convés}$	30

Fonte: ABS [26]

As espessuras adotadas para as novas chapas adicionadas a seção foram baseadas nas espessuras mínimas calculadas conforme a norma estrutural. Para a espessura das chapas dos dutos de lastro renovável laterais e centrais uma espessura adotada inicialmente foi igual a espessura calculada para o fundo ( $t_{dutos} = t_{fundo} = 30mm$ ), pois de forma semelhante as chapas do casco os dutos também são expostos aos esforços da água do mar. Para a espessura do fundo do tanque de lastro superior, utilizou-se a mesma espessura do teto do duplo fundo de  $23,6mm$ .

#### 4.6.2 Cálculo do módulo de seção mínimo e momento de inércia

Seguindo os cálculos da Common Structural Rules (CSR 2020) a formulação para o módulo de seção mínimo é:

$$Z_{r,min} = 0.9CL^2B(C_b + 0.7)k \cdot 10^{-6} \quad (4.15)$$

Sendo  $L = 280m$ , o comprimento do navio,  $B = 65m$ , a boca,  $C_b = 1$ , o coeficiente de bloco, para o navio-caixa. Foi assumido o aço do tipo AH36 (mesmo aço utilizado pelo VLOC), cujo fator  $k$  é igual a  $0,72$ . O valor de  $C$  é dado pela seguinte equação:

$$C = 10.75 - \left( \frac{350 - L}{150} \right)^{1.5} \quad (4.16)$$

Com isso, o valor do modulo de seção mínimo é:

$$Z_{r,min} = 59.8m^3$$

O momento de inércia mínimo à meio-navio é dado por:

$$I_{yr} = 3Z'_{r,min}L \cdot 10^{-2} \quad (4.17)$$

Em que  $Z'_{r,min}$  é calculado como na equação 4.15, porém, utilizando  $k = 1$ . O que leva à:

$$I_{yr} = 698,2m^4$$

### 4.6.3 Variação dos parâmetros geométricos da seção

A partir das espessuras mínimas calculadas, as propriedades da nova seção para o navio-caixa foram calculadas e são exibidas na tabela 32, para  $h_{IC} = 6m$  e  $8m$  com  $h_{LI} = 15m$  e  $20m$ . Os valores das propriedades para a embarcação VLOC original, conforme Viselli et al. [20] estão dispostos na tabela para comparação. Por simplificação os reforçadores não foram considerados nessa análise inicial.

Tabela 31: Propriedades da seção mestra - Navio-Caixa com Dutos

Propriedade	Navio-Caixa com Dutos					Requerido
	VLOC Original	$H_1 = 6m,$ $H_2 = 15m$	$H_1 = 8m,$ $H_2 = 15m$	$H_1 = 6m,$ $H_2 = 20m$	$H_1 = 8m,$ $H_2 = 20m$	
Área de Seção ( $m^2$ )	10,86	12,79	12,83	12,79	12,83	-
Altura da Linha Neutra (m)	15,97	11,66	11,76	11,98	12,08	-
Momento de Inércia (em relação à Linha Neutra) ( $m^4$ )	1742,0	1451,9	1438,9	1499,5	1485,7	698.2
Modulo de Seção (Fundo) ( $m^3$ )	109,1	124,5	122,3	125,1	122,9	59.8
Modulo de Seção (Convés) ( $m^3$ )	106,0	79,1	78,8	83,2	82,9	59.8

Fonte: Autor

Como os dutos de lastro renovável devem se estender ao longo de todo o comprimento da embarcação, admite-se que há continuidade estrutural e que, portanto, os dutos contribuem para a rigidez longitudinal da embarcação, assim como as anteparas longitudinais no seu interior.

Embora os reforçadores não tenham sido considerados, a área de seção já tem um aumento considerável, somente com o chapeamento adicionado, o que indica que pode haver um excesso de aço introduzido na seção, sendo necessário posteriormente uma otimização do aspecto estrutural e das espessuras do chapeamento para não haver uma estrutura superdimensionada com aumento do peso leve em aço.

Nota-se que, tanto o critério de momento de inércia mínimo, apesar de não muito

significativo, quanto os módulos de seções no convés e fundo, superam por uma grande margem os requisitos das normas, assim como ocorre para o VLOC.

## 4.7 Conclusões da primeira fase

A análise da distribuição de pressões ao longo do casco juntamente com o cálculo da perda de carga no interior dos dutos mostra que é possível estabelecer um fluxo de escoamento entre proa e popa na condição de operação em lastro da embarcação, já que existem escolhas para a posição da entrada e saída dos dutos que possibilitam superar a perda de pressão. Ainda assim, é importante ressaltar que existem os efeitos de superfície livre (de ondas) que podem alterar os resultados.

Concomitantemente, os resultados da análise da resistência ao avanço do navio cujos dutos eram contínuos ao longo do casco mostraram que há um aumento da resistência, porém, reduzidos os diâmetros das entradas de água, o acréscimo de resistência foi menor que 5% em relação ao casco original. Deve-se, entretanto, ressaltar que o aumento de resistência é apenas um fator na determinação da potência instalada, o coeficiente propulsivo devido a integração casco-hélice é outro fator fundamental e que depende do escoamento na esteira do navio, a ser afetado pelo fluxo de saída dos dutos.

Na análise de arquitetura naval com o navio-caixa foram obtidas conclusões a respeito das limitações geométricas de arranjo. Com a abordagem de dutos no navio-caixa, foram inseridos 4 dutos na embarcação, dois laterais e dois centrais, com isso foi possível obter um calado de 12m de profundidade utilizando apenas 73,2kt de lastro fixo nos tanques de lastro superiores, isso representa uma redução de 63% na quantidade de lastro quando comparada a condição com o VLOC original.

Quando avaliada a estabilidade intacta no navio-caixa com dutos, foi notado que os valores para o ângulo em que ocorre o GZ máximo para a condição carregada esteve muito próximo do requisito, isso indica que este requisito de estabilidade pode ser limitante na avaliação com navio real.

A análise probabilística da estabilidade avariada no navio-caixa mostrou que mesmo aumentando o número de anteparas ou afastando os dutos laterais dos costados, o critério estabelecido pela SOLAS não é cumprido quando se tratando de dutos contínuos, sem subdivisões internas.

Como os dutos se estendem ao longo de todo o comprimento da embarcação, admite-se continuidade estrutural.

## 5 SEGUNDA FASE DE PROJETO

A segunda fase de projeto da embarcação VLOC Ballast-Free consiste na elaboração e avaliação de uma proposta realista para a integração da tecnologia de dutos longitudinais na embarcação.

A partir das conclusões da primeira fase, o arranjo geral será reavaliado para garantir uma melhor harmonização com as estruturas pré-existentes no VLOC.

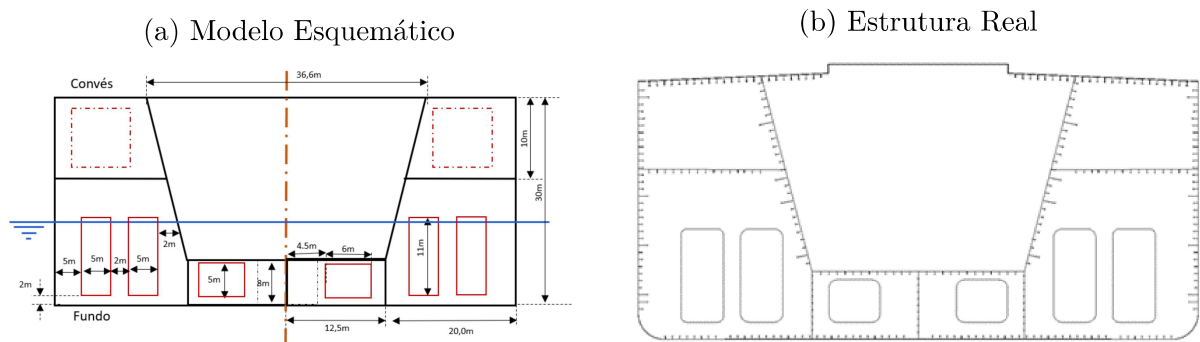
Em seguida, são analisadas as consequências das adaptações realizadas na estrutura interna dos espaços/volumes realizadas nas diversas funcionalidades da embarcação, como a estabilidade (inicial, intacta e avariada), estrutura primária, hidrodinâmica do casco e do propulsor e sistemas de potência da embarcação. Ao final, os custos são discutidos e uma análise econômica prévia é realizada.

### 5.1 VLOC sem lastro (Ballast-Free) - Solução Proposta

A partir do arranjo desenvolvido na primeira fase foi derivado o arranjo final para a seção mestra que é exibido na Figura 54, que é o considerado. A geometria foi modificada para incluir as complexidades da estrutura, os dutos tiveram suas extremidades arredondadas para evitar os cantos vivos. As modificações também contemplam a inclusão das paredes laterais do porão de carga inclinadas, importante para os efeitos de liquefação da carga, bem como a inclusão dos reforçadores nos novos elementos estruturais adicionados.

Os dutos laterais foram separados em 2m pra garantir maior viabilidade estrutural, mas mantendo-se uma distância de 5m em relação ao costado. O número de anteparas longitudinais requeridas diminuiu para 1 conforme a análise de estabilidade avariada demonstrada na seção 5.4.2, que considera a geometria real do navio VLOC, havendo um ganho de flutuabilidade. Esse resultado possibilitou a divisão dos dutos longitudinais laterais em somente dois compartimentos distintos.

Figura 54: Arranjo final da seção mestra

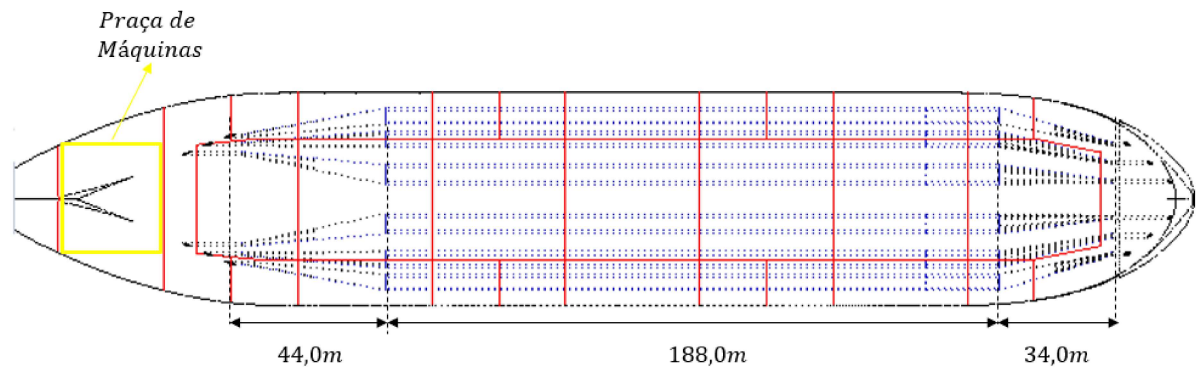


Fonte: Autor

Além disso, foi reservado um espaço destinado a um duto de quilha de largura 6m para a passagem das tubulações de lastro ao longo do navio, já que o lastro fixo remanescente necessita de tratamento para ser despejado. Com isso, a largura dos dutos centrais foi então reduzida para 6m, considerando ainda que o duplo fundo tem largura real de apenas 24,8m quando considerada a inclinação do porão de cargas. Devido a necessidade de acesso humano para vistorias e manutenção dos dutos, a altura deles em relação a linha de base do navio foi alterada para 2m.

Dessa forma a embarcação VLOC Ballast-Free possui 6 dutos longitudinais de lastro renovável. O comprimento total dos dutos é de 268,5m e totalmente situados dentro da região de cargas da embarcação, com suas saídas individuais situadas à vante da praça de máquinas, conforme exibe a Figura 55.

Figura 55: Arranjo Geral da embarcação VLOC BFS



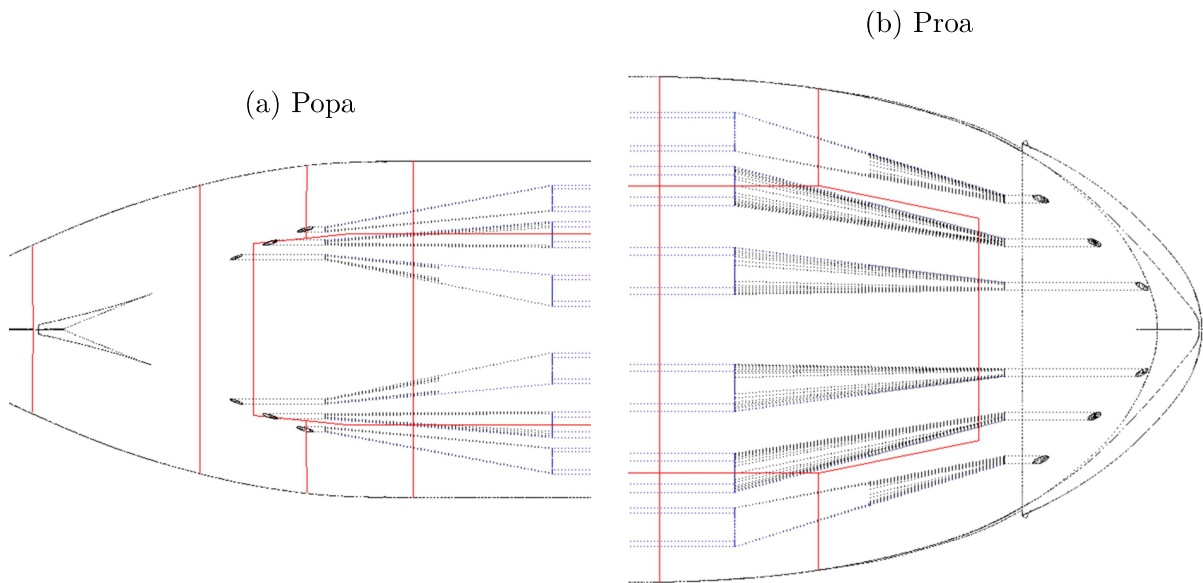
Fonte: Autor

Cada um dos dutos possui uma saída individual, com diâmetro de 1m, localizadas



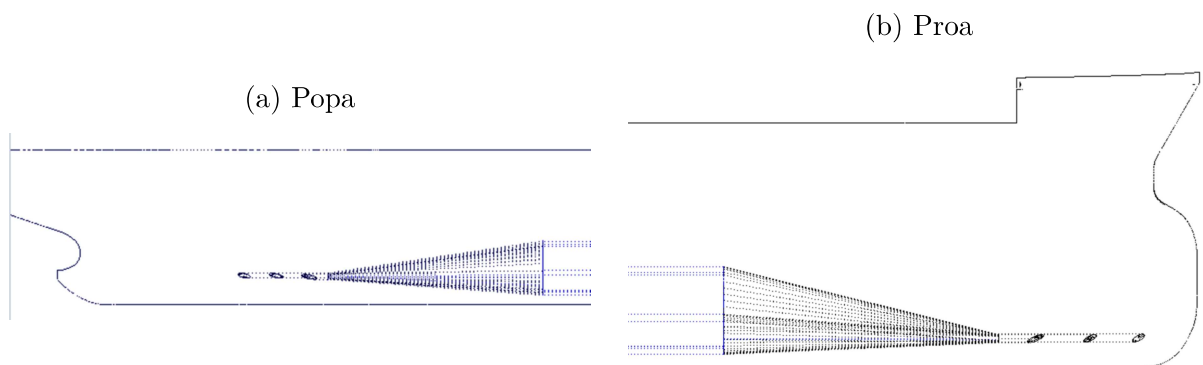
na mesma baliza à 66,5m à vante do plano do propulsor, bem como entradas também individuais localizadas a 335m desse mesmo ponto. Para adequar as aberturas ao mar com diâmetros menores que os dutos, foi pensado em uma transição com geometria cônica com o intuito de evitar possíveis pontos de estagnação. A inclusão dos ‘plenums’ na geometria é discutida na seção 6.1.

Figura 56: Detalhes das entradas e saídas - Vista Superior



Fonte: Autor

Figura 57: Detalhes das entradas e saídas - Vista Lateral



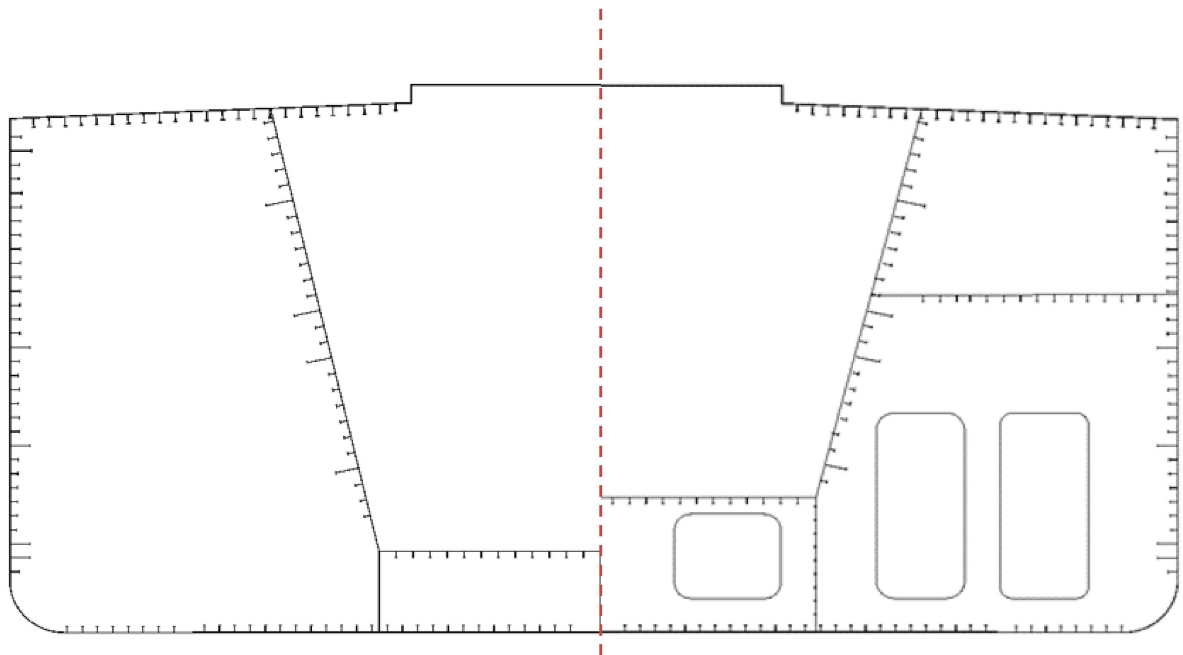
Fonte: Autor

## 5.2 Estrutura

Com as mudanças introduzidas na seção mestra, para atender os requisitos do projeto VLOC BFS, torna-se importante verificar como estas mudanças afetam o peso do casco, assim como dimensioná-la para atender os critérios mínimos de resistência estrutural. Esses critérios, por um lado exigem a definição das espessuras e enrijecedores para a verificação do módulo de resistência, por outro o cálculo dos momentos fletores em águas calmas e em ondas, assim como a força de cisalhamento, que podem ser visualizadas na figura 58.

As novas condições de carregamento, com mudanças nas distribuições de pesos e flutuações fazem necessário uma nova determinação dos momentos e forças atuantes na embarcação. As repostas primárias a esses esforços devem ser calculadas na nova estrutura, para que o conceito seja estruturalmente seguro.

Figura 58: Comparação entre seções mestras - VLOC Original (à esquerda) e VLOC BFS (à direita)



Fonte: Autor

### 5.2.1 Estimativa preliminar do peso-leve

Seguindo o modelo proposto para análise do navio-caixa, o cálculo das propriedades da seção mestra considerou estrutura semelhante de reforçadores leves e pesados àquela do VLOC original. Para os chapeamentos adicionados, foram considerados reforçadores leves com área equivalente a 1/3 da área do elemento de chapa, como o caso do elemento

do fundo do tanque de lastro fixo. As espessuras foram mantidas como as espessuras mínimas definidas previamente, na seção 4.6.

Tabela 32: Propriedades da seção mestra - Navio VLOC BFS

Propriedade	Valor	Requerido
Área de Seção ( $m^2$ )	15,96	-
Altura da Linha Neutra (m)	12.32	-
Momento de Inércia (em relação à Linha Neutra) ( $m^4$ )	2415.84	698.2
Modulo de Seção (Fundo) ( $m^3$ )	195.7	59.8
Modulo de Seção (Convés) ( $m^3$ )	136.5	59.8

Fonte: Autor

## 5.2.2 Cálculo do peso-leve adicional

A partir das propriedades da seção calculadas o cálculo do peso-leve da embarcação sem lastro utilizou-se da seguinte formulação proposta pela DNV(1972) conforme Schneekluth [6]:

$$W_{ST} = 4,274 \cdot Z^{0,62} \cdot L \cdot (1,215 - 0,035 \cdot L/B) \cdot (0,73 + 0,0025 \cdot L/B) \cdot (1,0 + (L - 200)/1800) \cdot (2,42 - 0,07 \cdot L/D) \cdot (1,146 - 0,0163 \cdot L/D) \quad (5.1)$$

Em que  $Z$  é modulo de seção da embarcação em  $m^3$ ,  $L$  é o comprimento,  $B$  é a boca e  $D$  o pontal da embarcação, todos em metros. Essa formulação tem aplicação limitada a embarcações cujos adimensionais estejam dentro de certos intervalos:  $10 \leq L/D \leq 14$ ;  $5 \leq L/B \leq 7$  e  $150m \leq L \leq 380m$ . O navio VLOC está dentro dos limites estabelecidos.

Com a inserção dos dutos na embarcação, os valores originais de  $L$ ,  $B$  e  $D$  não se alteram, então podemos escrever:

$$\frac{W_{ST}^{Original}}{W_{ST}^{BFS}} = \left( \frac{Z^{original}}{Z^{BFS}} \right)^{0,62}$$

O peso leve total da embarcação original é  $W_{LS}^{Original} = 50,4kt$ , porém o equacionamento acima estima apenas o peso em aço da embarcação. Assumindo que a proporção de peso em aço para o peso-leve seja de 85% (levando em consideração o deadweight e tipo da embarcação) e utilizando os valores para o módulo de seção calculado em relação

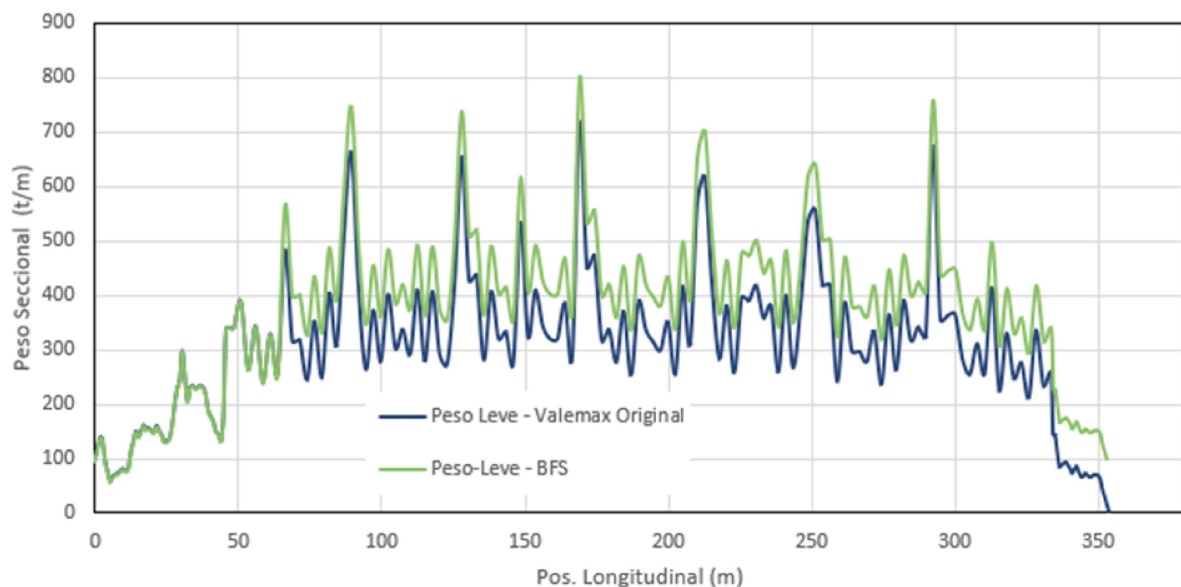
ao fundo da embarcação, temos:

$$\frac{W_{ST}^{BFS}}{W_{ST}^{Original}} = 1,251 \rightarrow W_{ST}^{BFS} = 53,6kt$$

O que significa uma diferença de 10,8kt no peso leve estrutural em aço. Considerando que o restante dos componentes do peso-leve da embarcação (maquinário, outfit) não se alterem significativamente, o peso leve final para a embarcação ballast-free é  $W_{LS}^{BFS} = 61,2kt$ .

Esse peso adicional foi distribuído de forma uniforme ao longo do comprimento do navio VLOC BFS. A nova distribuição para o peso-leve é atribuída conforme Figura 59 abaixo, em que o peso-seccional por baliza é exibido. Embora o peso adicionado não seja desprezível, a distribuição do peso-leve permanece semelhante a da embarcação original.

Figura 59: Distribuição do peso-leve ao longo do VLOC BFS



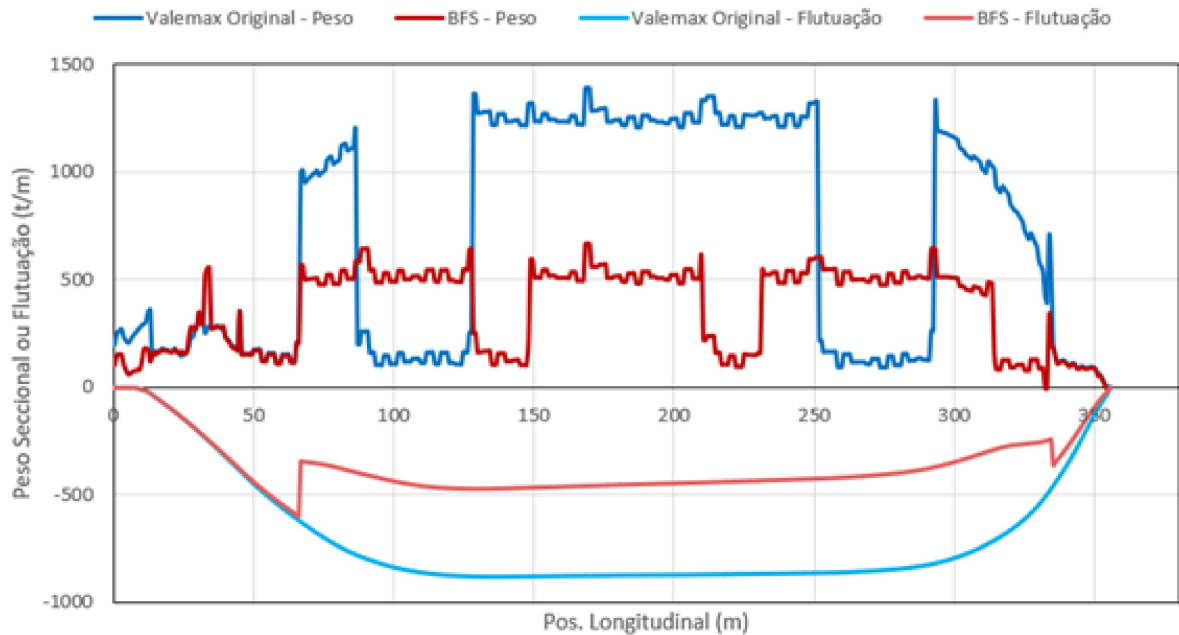
Fonte: Autor

### 5.2.3 Distribuição do carregamento em águas calmas

Devido as diferenças nos preenchimentos dos tanques de lastro fixo e também a perda de flutuação na área dos dutos durante a condição de operação em lastro, é necessário verificar se os critérios estruturais se mantêm atendidos após essas mudanças. Especialmente para a condição de lastro essas mudanças são significativas, conforme exhibe a Figura 60, em que o peso seccional (valores positivos) é redistribuído devido ao plano de

carga (enchimento) diferente em função dos tanques de lastro fixo e da minimização do trim. Por outro lado, a flutuação (valores negativos) diminui devido ao empuxo perdido devido aos dutos abertos ao mar.

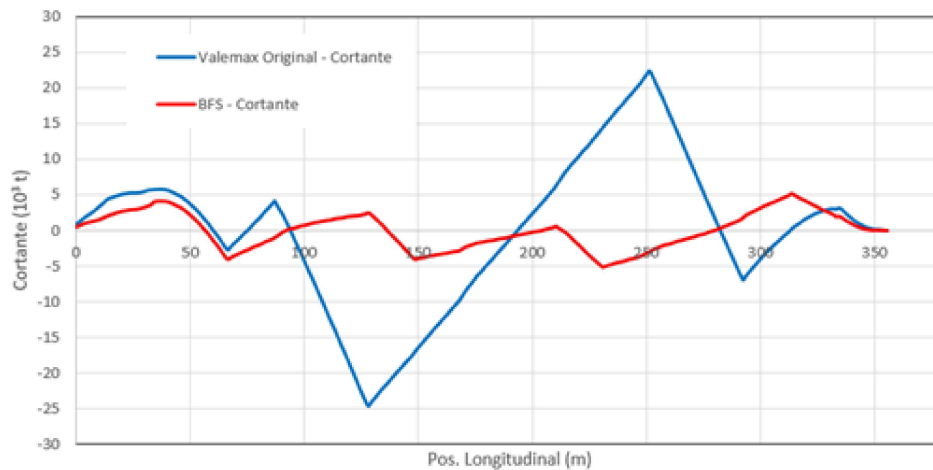
Figura 60: Distribuição do Peso seccional e Flutuação ao longo do VLOC BFS - Condição de Lastro



Fonte: Autor

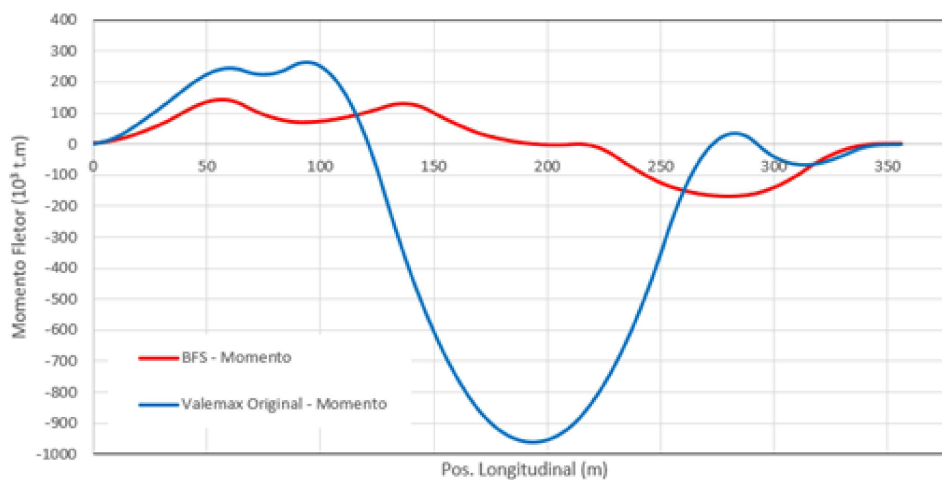
Com essa nova distribuição de pesos e empuxo, as forças cortantes e momentos fletores em águas calmas para ambas as condições de carregamento foram obtidas e são exibidas nas figuras 61, 62 e 63.

Figura 61: Curvas de Força Cortante - Condição de Lastro



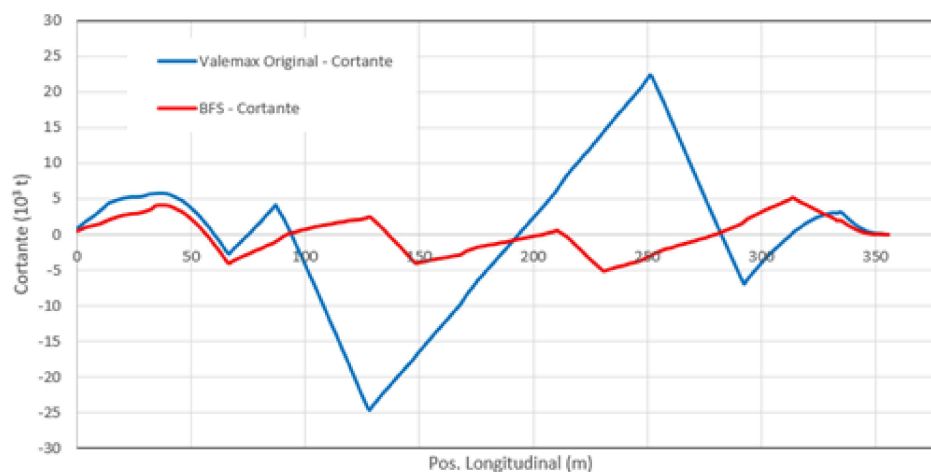
Fonte: Autor

Figura 62: Curvas de Momento Fletor - Condição de Lastro



Fonte: Autor

Figura 63: Momento fletor e forças cortantes - Condição de Lastro



Fonte: Autor

A Tabela 33 trás os valores máximos observados em cada condição de carregamento. Nota-se que na condição de lastro a distribuição de forças cortantes e momentos fletores é mais uniforme ao longo do navio, isso se deve a menor quantidade de lastro embarcado nos tanques de lastro fixo, resultando em menores variações do peso seccional ao longo do navio e trazendo valores máximos menores para a força e momento. Para a condição carregada, não há alterações significativas.

Tabela 33: Forças Cortantes e Momentos Fletores máximos - VLOC BFS Carregado e Lastro

Condição		VLOC Original	VLOC BFS
Lastro	Cortante Máxima (kt)	-24,6	5,1
	Momento Máximo (kt.m)	-958,0	-170,0
Carregada	Cortante Máxima (kt)	-8,2	-8,2
	Momento Máximo (kt.m)	-174,5	-174,5

Fonte: Autor

## 5.2.4 Cálculo da tensão primária

A tensão normal causada pelos momentos fletores verticais é obtida através do equacionamento a seguir:

$$\sigma_1 = \frac{M_f}{Z} \quad (5.2)$$

Em que,  $Z$  é o módulo de seção obtido para a seção no fundo ou no convés e  $M_f$  é o momento fletor total. Essa tensão primária não pode superar a tensão de escoamento do material em nenhum ponto do comprimento do navio, portanto é necessário conhecer os valores máximos dos momentos sob o qual a embarcação está sujeita e onde ocorrem.

### 5.2.4.1 Cálculo dos Momentos Fletores

O momento fletor  $M_f$  sob o qual está sujeito a embarcação pode ser calculado pela soma do momento em águas calmas  $M_{SW}$  e do momento de ondas verticais  $M_{WV}$ :

$$M_f = M_{SW} + M_{WV} \quad (5.3)$$

- O momento em águas calmas pode ser calculado com:

$$M_{SW} = 175CL^2B(C_b + 0.7) \cdot 10^{-3} - M_{WV} \quad (5.4)$$

- O momento vertical em ondas é calculado pelas seguintes formulações:

$$M_{WV,H} = 190F_M f_p CL^2 BC_b \cdot 10^{-3}, \text{ para alquebramento} \quad (5.5)$$

$$M_{WV,S} = -110F_M f_p CL^2 B(C_b + 0.7) \cdot 10^{-3}, \text{ para tosameto} \quad (5.6)$$

Em que  $F_M$  é definida de acordo com a tabela 34 abaixo.

Tabela 34: Distribuição do fator  $F_M$

Localização da seção transversal do casco	Distribuição do fator $F_M$
$0 \leq x < 0.4L$	$2.5 \frac{x}{L}$
$0.4L \leq x \leq 0.65L$	1.0
$0.65L < x \leq L$	$2.86 \frac{(1-x)}{L}$

Fonte: IACS [27]

- O momento horizontal em ondas é dado em  $kN.m$  por:

$$M_{WH} = \left(0.3 + \frac{L}{2000}\right) \cdot F_M f_p CL^2 T_{LC} C_b \quad (5.7)$$

Em que o coeficiente  $C$  é dado pela equação 4.16, o fator  $F_M$  é apresentado na tabela 34,  $T_{LC}$  é o calado na condição de carregamento considerada (adotado o calado de projeto de 22m para o cálculo) e  $f_p$  é um coeficiente associado a probabilidade e será considerado como 1.

- O momento torcional de ondas é dado, em  $kN.m$ , pela seguinte equação:

$$M_{WT} = f_p \cdot (|M_{WT1}| + |M_{WT2}|) \quad (5.8)$$

Em que:

$$M_{WT1} = 0.4 \cdot C \sqrt{\frac{L}{T}} B^2 D C_b \cdot F_{T1} \quad (5.9)$$

$$M_{WT2} = 0.22 C L B^2 C_B \cdot F_{T2} \quad (5.10)$$

Onde  $D = 30m$  é o valor do pontal da embarcação e os fatores de distribuição  $F_{T1}$  e  $F_{T2}$  são dados por:

$$F_{T1} = \sin\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \text{ e } F_{T2} = \sin^2\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (5.11)$$

Nota-se que os momentos fletores verticais e horizontais de onda, terão seu valor máximo ocorrendo à meia-nau, pois estão distribuídos de acordo com o fator  $F_M$  equacionado na tabela 34, porém para o momento torcional de ondas isso não ocorre.



Tabela 35: Momentos calculados para uma seção a meia-nau

Momento	Valor
$M_{WV,S}$	1,03E+07
$M_{WV,H}$	-1,02E+07
$M_{SW}$	5,84E+06
$M_{WH}$	7,72E+05
$M_{WT}$	2,20E+04

Fonte: Autor

Observa-se que os momentos verticais de onda possuem ordens de grandeza superiores aos demais momentos com o momento máximo ocorrendo para a condição de tosamento. Esse valor será utilizado para calcular o momento fletor  $M_f$ , que fica:

$$M_f = M_{SW} + M_{WV,S} = 1.61 \cdot 10^7 kN.m$$

Agora, com o momento fletor calculado e com os valores obtidos para o modulo de seção tanto no fundo como no convés, deve-se checar se os valores calculados para a tensão primária  $\sigma_1$  não superam a tensão permissível  $\sigma_{1,ALL}$ , ou seja:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{1,ALL}$$

Para a seção a meia nau tem-se que:

$$\sigma_{1,ALL} = \frac{190}{k} = 263.9 MPa$$

E o modulo de seção mínimo para o fundo e convés calculado a partir do momento fletor é:

$$Z_{fundo}, Z_{convés} \geq Z = \frac{M_f}{\sigma_{1,ALL}} \quad (5.12)$$

Os valores para a tensão primária calculada na seção mestra a meio navio para o fundo e convés são exibidos na tabela 36. Nota-se que os valores de tensão permanecem abaixo do limite permitido por uma boa margem. O valor calculado para o modulo mínimo de seção a partir do momento fletor é de  $61m^3$ , superior àquele obtido anteriormente, mas ainda muito próximo. Ainda assim os valores calculados para o modulo de seção superam

o valor mínimo, isso reforça a ideia de otimizar a estrutura para que material não seja usado em excesso e cortar custos na construção.

Tabela 36: Tensão primária calculada para a seção mestra a meio navio - VLOC BFS

	Fundo	Convés	Requisito
Tensão (MPa)	82.6	118.0	$\leq 263.9MPa$
Módulo de Seção ( $m^3$ )	195.7	136.5	$\geq 61.0m^3$

Fonte: Autor

## 5.3 Verificação da estabilidade inicial e intacta

Uma vez que foram definidos os parâmetros do navio-caixa e as avaliações de estabilidade inicial, intacta e avariada se mostraram suficientes para cumprir as regras de segurança, o arranjo com os dutos de lastro renovável foi transferido para o navio com sua geometria original, que inclui não somente a região de cargas como também a praça de máquinas e as regiões de proa e popa. Com isso, as análises de estabilidade foram reconduzidas para se obter uma avaliação mais próxima do navio real.

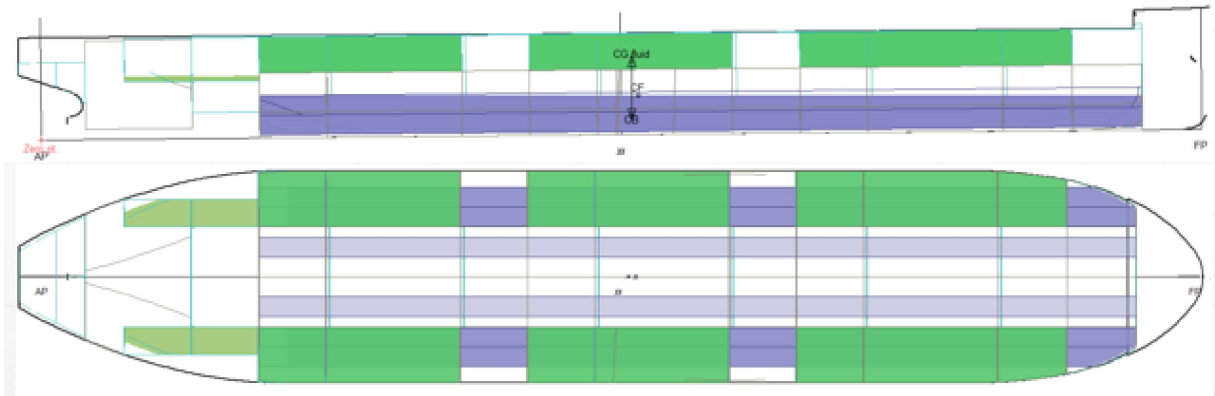
### 5.3.1 Estabilidade Inicial

As avaliações para a estabilidade inicial agora abrem mão das simplificações adotadas para a análise no navio caixa, isto é, são considerados trim e banda (caso haja) e também são realizadas correções no valor de  $GMt$  que levam em consideração o efeito de superfície livre dentro dos compartimentos.

#### 5.3.1.1 Estabilidade Inicial na Condição de Lastro

A figura 64 mostra o navio VLOC BFS em sua posição de equilíbrio na condição de lastro. Exibido em verde, a água de lastro nos tanques de lastro fixo, em uma situação diferente do carregamento de lastro original, em que alguns tanques são deixados vazios e outros completamente cheios. A carga de *bunker* (amarelo) está em 10% da capacidade dos tanques de combustíveis. Em azul, nota-se que a linha d'água se aproxima do topo dos dutos laterais devido ao trim pela popa.

Figura 64: VLOC BFS - Posição de Equilíbrio em Lastro



Fonte: Autor

Foram necessários 68,6kt de água de lastro posicionadas nos tanques de lastro, representando uma ocupação de 47% do volume total disponível nesses tanques, para atingir um calado médio de 12m de profundidade. A tabela 37 mostra a posição dos centros de gravidade para essa condição de carregamento, em que *Deadweight* é a soma do peso de água de lastro com o peso de bunker, diesel, lubrificante, provisões, tripulação, entre outros.

A distribuição do lastro faz com que a posição do LCG se desloque em direção a popa.

Tabela 37: VLOC BFS - Pesos e centros - Condição de lastro

	Peso (t)	LCG (m)	VCG (m)
Lightweight	61352,54	166,325	17,51
Deadweight	70310,73	192,85	19,13
Total	131663,27	182,49	18,49

Fonte: Autor

As propriedades hidrostáticas são exibidas na tabela 38, mostram que devido a perda de flutuação mais a vante na embarcação, a presença dos dutos desloca os centros de carena (LCB) e de flutuação (LCF) para uma posição mais à ré, porém ainda a vante do LCG, o que faz com que o trim seja pela popa, o maior calado a ré favorecendo a imersão do hélice. Embora menor, o valor de *GMt* ainda supera por uma grande margem o requisito de estabilidade inicial de 0,5m.

Tabela 38: VLOC BFS - Estabilidade Inicial em Lastro

Propriedade	Valor
Deslocamento	221,2 kt
Água de Lastro	68,6 kt
Perda de Flutuação	87410 $m^3$
Deslocamento*	131,1 kt
Calado Proa	11,9m
Calado Popa	12,1m
Calado Médio	12,0m
Trim	0,2m
LCB	187,4m
LCF	186,1m
KB	6,5m
BMt	24,2m
KG	21,3m
GMt (Corrigido)	8,4m

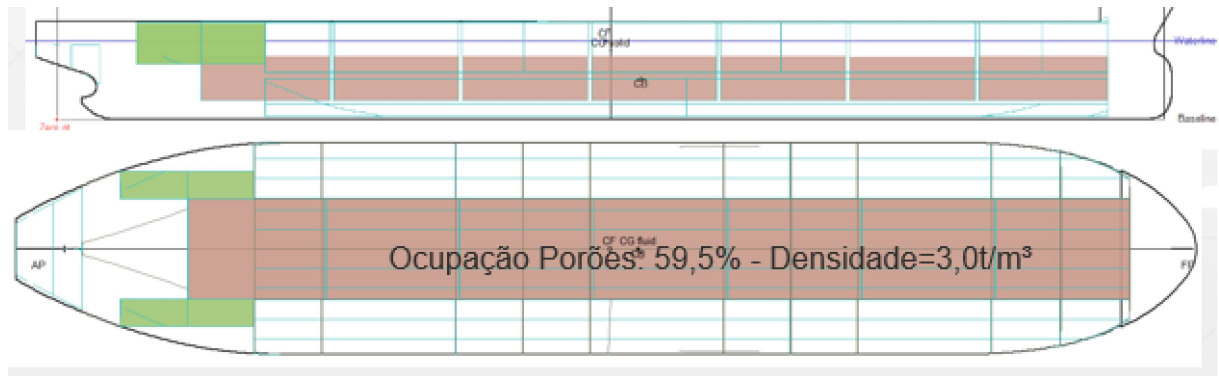
\*Deslocamento após perda de flutuação

Fonte: Autor

### 5.3.1.2 Estabilidade Inicial na Condição carregada

A figura 65 exhibe o navio VLOC BFS na sua posição de equilíbrio quando em operação carregado. Os porões de carga estão ocupados por minério de ferro (em vermelho), os tanques de combustível estão completos (em amarelo), os tanques de lastro estão vazios e os dutos vazios.

Figura 65: VLOC BFS - Posição de Equilíbrio na condição Carregada



Fonte: Autor

A tabela 39 exhibe a posição dos centros de gravidade e cargas da embarcação, em que *Deadweight* total corresponde ao peso da carga de minério de ferro (357,4kt) e do peso dos itens operacionais, ressaltando-se que devido o aumento do duplo fundo, o VCG da carga se elevou. Conseqüentemente, como mostrado na 40, o *GMt* reduziu, porém, como observado no estudo do navio caixa, ainda bastante adequado às regulamentações internacionais.

Tabela 39: VLOC BFS - Pesos e centros - Condição carregado

	Peso (t)	LCG (m)	VCG (m)
Lightweight	61352,54	166,32	17,51
Deadweight	368436,77	186,24	13,29
Total	429789,31	183,90	13,79

Fonte: Autor

Tabela 40: VLOC BFS - Estabilidade Inicial na Condição Carregada

Propriedade	Valor
Deslocamento	428,3 kt
Calado Proa	21,0m
Calado Popa	23,3m
Calado Médio	22,1m
Trim	3,1m
LCB	187,9m
LCF	176,2m
KB	11,5m
BMt	15,9m
KG	20,1m
GMt (Corrigido)	7,2m

Fonte: Autor

### 5.3.2 Estabilidade Intacta

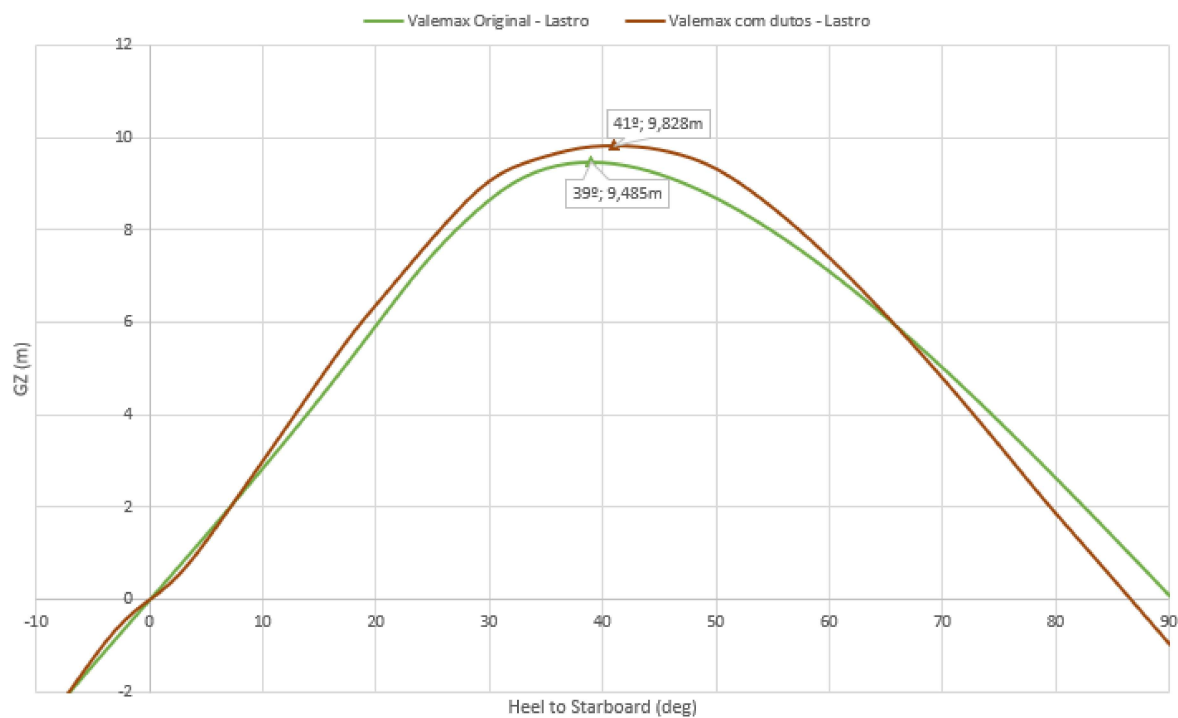
Para a análise da estabilidade intacta, é analisado o atendimento aos critérios a respeito da curva do braço de endireitamento e aos critérios de ventos e rajadas.

As curvas de GZ para ambas as condições de carregamento para o VLOC BFS e VLOC original são comparadas nas figuras 66 e 67.

Para a condição de carregamento em lastro, a embarcação original possui um calado médio maior de 13,2m e um deslocamento total de 244,8kt enquanto para a condição de lastro BFS o calado médio é de 12m e o deslocamento é de 129,1kt.

Nota-se que as curvas são muito próximas, como já observado no estudo do navio caixa, o  $GMt$  inicial é menor, devido a menor área de flutuação. Adicionalmente, nota-se que a curva GZ do VLOC BFS é superior, refletindo o menor volume deslocado, assim como a maior borda livre (menor calado).

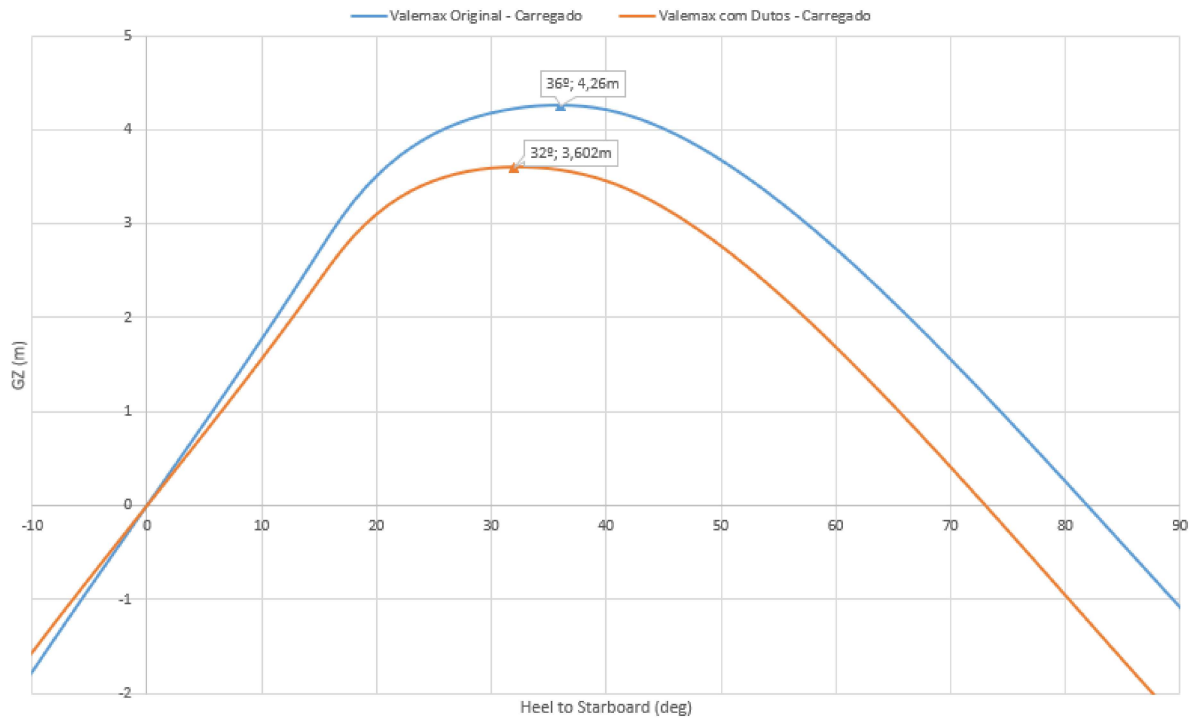
Figura 66: Curva de GZ para a condição de carregamento em Lastro - Comparação: VLOC BFS e VLOC Original



Fonte: Autor

Para a condição carregada, ambas as embarcações possuem um calado médio de 22m e o mesmo deslocamento de 428,3kt. Nota-se que a curva para o navio VLOC BFS indica valores de GZ menores que o original. Os valores de GZ máximo, assim como o ângulo de GZ máximo diminuem em decorrência do aumento de KG.

Figura 67: Curva de GZ para a condição Carregada - Comparação: VLOC BFS e VLOC Original



Fonte: Autor

Os resultados obtidos para cada critério estão exibidos na tabela 41, com todos os requisitos sendo atendidos. É interessante comentar que, apesar do estudo do navio caixa mostrar que o valor para o ângulo de máximo GZ na condição carregada poderia ser limitante, para o navio real a margem aumentou devido ao acréscimo de flutuação ocasionado pela adição da popa e proa.

Tabela 41: Resultados de Estabilidade Intacta - VLOC BFS

Nº	Valor do Requisito	Valores Obtidos		Verificação
		Carregado	Lastro	
1	3,151 m.grau	65,6 m.grau	138,7 m.grau	OK
2	5,156 m.grau	86,8 m.grau	234,3 m.grau	OK
3	1,718 m.grau	21,2 m.grau	95,5 m.grau	OK
4	0,2 m	3,60 m	9,8 m	OK
5	25°	32,4°	41,0°	OK
6	0,15 m	8,8 m	10,5 m	OK

Fonte: Autor



### 5.3.3 Critério de ventos

Dando continuidade às verificações de estabilidade, a tabela 42 exibe os resultados para os critérios de ventos obtidos para o navio com dutos. Conforme concluídos no estudo do navio-caixa, os critérios apesar de sofrerem uma ligeira redução de margem ainda são atendidos.

Tabela 42: Resultados obtidos para os critérios de vento - VLOC BFS

N	Requisito	Obtido-Carregado	Obtido-Lastro	Verificação
2.3.1.2	Ângulo de equilíbrio sob a ação do vento ( $\theta_0$ ) deve ser menor que $16^\circ$	0,1°	0,3°	OK
2.3.1.2	A razão entre o ângulo de equilíbrio e o ângulo de imersão da extremidade do convés deve ser menor que 80%	0,45%	0,86%	OK
2.3.1.4	A razão entre as áreas b e a deve ser no mínimo 1	2,87	8,69	OK

Fonte: Autor

## 5.4 Estabilidade Avariada

A análise de estabilidade avariada é realizada segundo o método probabilístico definido pela SOLAS. Como o objetivo é comparativo, essa parte do trabalho se inicia com a verificação da estabilidade avariada do navio VLOC Original e, posteriormente, analisam-se as alternativas para o VLOC BFS. Com relação às premissas, elas são análogas ao estudo do navio-caixa, com a ressalva de que o comprimento de compartimentagem estendido para  $L_s = 353m$  para incluir as porções a vante e a ré da região de cargas, e com isso os novos os índices são:

$$A \geq R = 0,746 \quad \text{e} \quad A_s, A_p, A_l \geq 0,5R = 0,373$$

Tabela 43: Posições longitudinais das anteparas estanques transversais - VLOC BFS

<i>N</i> <sup>o</sup> da Antepara Longitudinal	Posição a partir da PR (m)
1	0
2	13
3	45
4	88
5	129
6	170
7	211
8	252
9	293
10	335
11	353

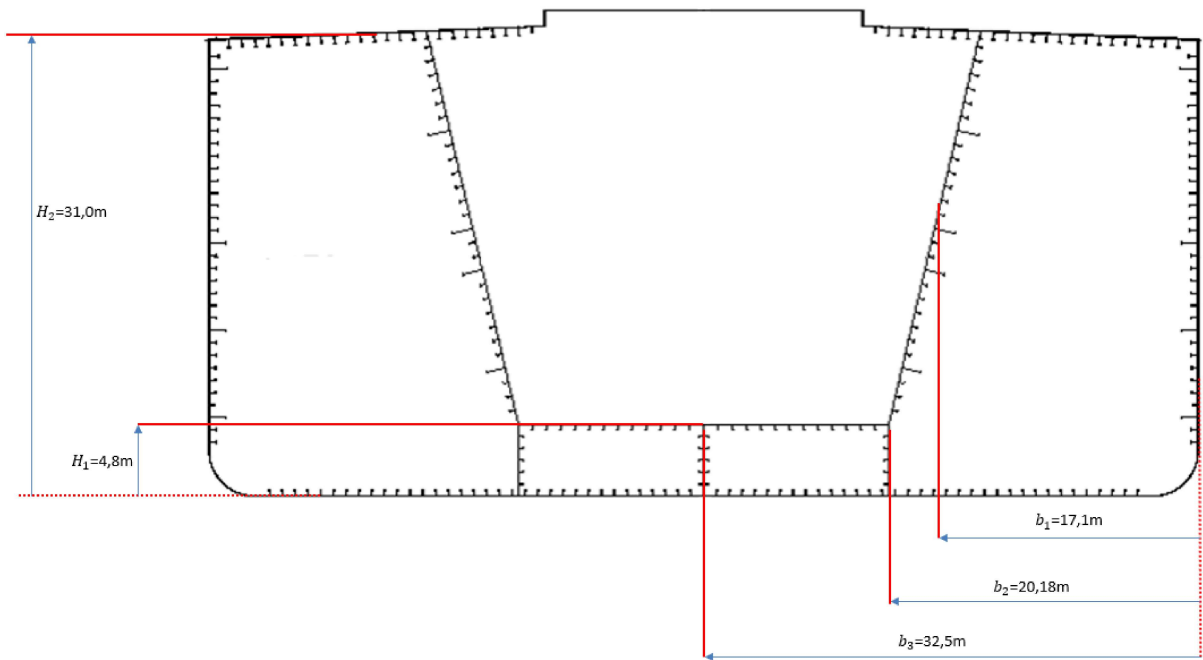
Fonte: Autor

#### 5.4.1 VLOC Original

Primeiramente, foi realizada a verificação do atendimento ao índice de compartimentagem mínimo pela embarcação original. Para isso a embarcação foi discretizada em 10 zonas, que situam-se entre as anteparas definidas na tabela 43. Dentro de cada zona, definiu-se as anteparas longitudinais e horizontais. Para a região de cargas a figura 68 mostra as distâncias de cada antepara.

Como a distância entre a antepara lateral dos porões de carga é inclinada, usa-se a distância média do seu plano ao costado, conforme SOLAS [5].

Figura 68: Subdivisão com Anteparas Horizontais e Longitudinais - VLOC BFS



Fonte: Autor

A tabela 44 mostra os resultados obtidos sendo as exigências atingidas em todos os calados.

Tabela 44: Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - VLOC Original

	Obtido	Exigido
$A_s$	0.677	0.373
$A_p$	0.873	0.373
$A_l$	1.00	0.373
A	0.820	0.746

Fonte: Autor

## 5.4.2 Análise da subdivisão dos dutos no VLOC

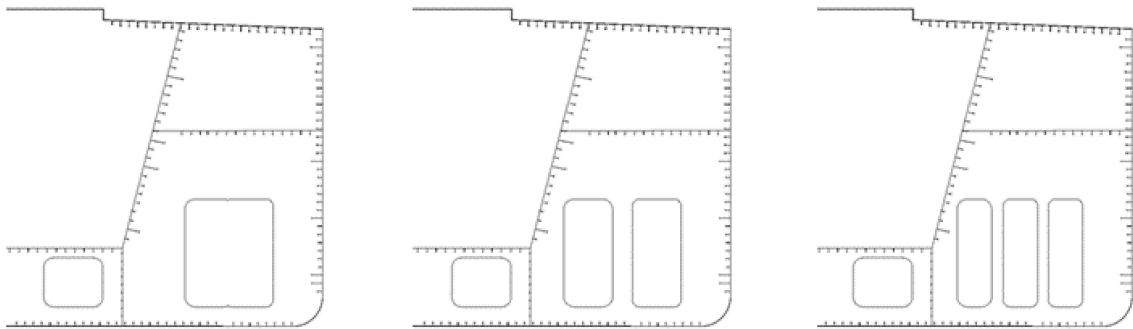
Anteriormente, na análise de estabilidade avariada na primeira fase utilizando o navio-caixa como modelo, os resultados mostraram a necessidade de, pelo menos, 2 anteparas longitudinais ou transversais em ambos os dutos laterais para cumprir com os requisitos SOLAS. Esse resultado é tido como crítico para a viabilidade do conceito devido a

necessidade de incluir uma estrutura de fechamento estanque (válvula, comporta) que tecnicamente seria bastante complexa, afetando pesos e de custos elevados. Adicionalmente, também acarretaria uma perda de carga adicional ao longo do duto.

Portanto, em uma reanálise, utilizando o modelo com a geometria completa da embarcação VLOC BFS para verificar o número mínimo de subdivisões internas para os dutos de lastro renováveis para que o navio cumpra com os requisitos de estabilidade avariada do SOLAS foram analisados 3 casos de subdivisões dos dutos laterais.

Todos os quatro dutos foram subdivididos em partes de larguras iguais, conforme mostra a figura 69, mantendo-se o mesmo número de zonas e a mesma configuração de anteparas longitudinais e horizontais para todos os casos.

Figura 69: VLOC BFS - Subdivisão dos dutos



Fonte: Autor

A tabela 45 exhibe os resultados, como já verificado no estudo do navio caixa, quando a subdivisão aumenta, todos os índices obtidos são elevados. Com zero divisões, isto é, um único duto com largura  $12m$  em cada bordo, a condição de calado carregado  $d_s$  não atende às exigências para o índice  $A_s$ . Para uma única divisão, isto é um par de dutos de  $6m$  de largura em cada lado, há um aumento significativo para os índices obtidos  $A_s$  e  $A_p$ , e todos os índices atendem os requisitos.

Com os dutos divididos em três, é possível obter o índice requerido em todas as condições de carregamento e também no índice final com maior margem.

Tabela 45: VLOC BFS - Resultados da análise probabilística da estabilidade avariada - Variação do número de divisões no Duto

	Numero de Divisões dos Dutos			
	0	1	2	Exigido
$A_s$	0.28	0.53	0.62	0.373
$A_p$	0.61	0.85	0.88	0.373
$A_l$	1.00	1.00	1.00	0.373
$A$	0.56	0.75	0.80	0.746

Fonte: Autor

Os resultados abaixo mostram que, diferentemente dos resultados no navio caixa, o número de anteparas necessárias diminui para 1 nos dutos laterais. Isso se deve ao incluir a geometria completa na análise, isto é, com seu corpo de popa e proa, há um aumento significativo da reserva de flutuação adicionada, já que os dutos possuem comprimento da região de cargas, o comprimento da praça de máquinas se mantém intacto nas condições de avaria nos dutos, aumentando os níveis de estabilidade da embarcação como um todo e refletindo em índices obtidos maiores.

Foi possível cumprir as exigências de estabilidade avariada do SOLAS por meio da subdivisão dos dutos de lastro renovável em 2 partes (2 dutos distintos de 6m de largura em cada lado).

## 5.5 Hidrodinâmica

### 5.5.1 Cálculo para a resistência

O cálculo de resistência para o modelo final do navio VLOC BFS foi realizado utilizando os resultados obtidos através das análises realizadas através do software StarCCM+ para VLOC Original (exibido no capítulo 4.1).

Para realizar a simulação foram adotadas as seguintes hipóteses acerca do escoamento:

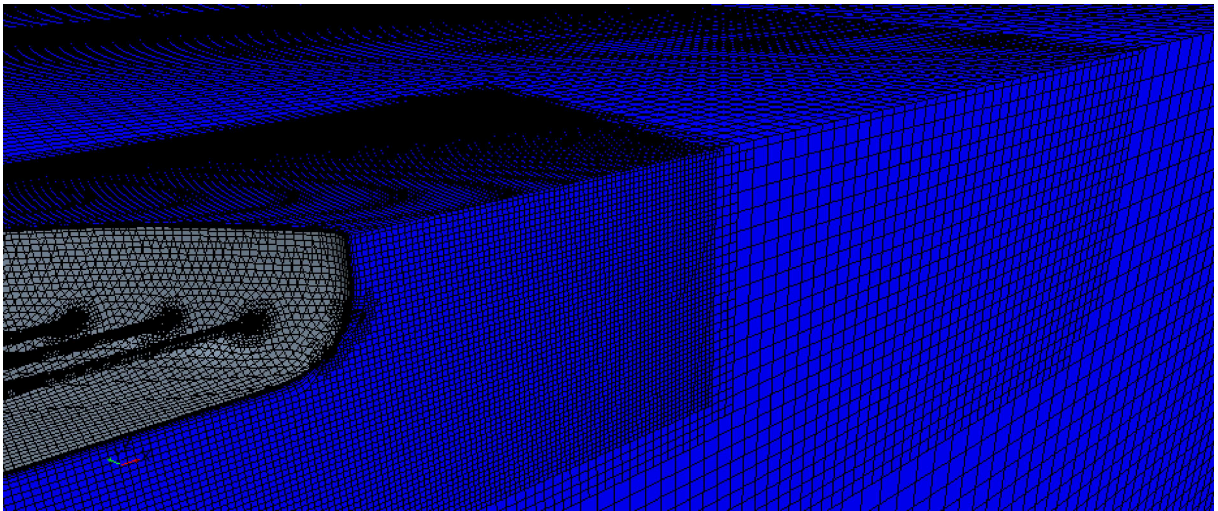
- Incompressibilidade: O escoamento possui velocidades baixas e seu número de Mach  $Ma < 0.3$ .
- Regime Permanente : As superfícies permanecem imóveis, as condições de contorno não se alteram e a condição de regime permanente é muito próxima da condição

inicial.

- Escoamento Viscoso: Os efeitos da camada limite são considerados
- Escoamento Bidimensional: O escoamento é axissimétrico. A placa possui largura ( comprimento na direção z) indefinida.

A malha hexaédrica foi gerada no software StarCCM+ e foi refinada conforme a proximidade com a parede do casco, conforme a figura 70 , também foi ajustada de modo a ser mais refinada na região logo após o navio (esteira) pois é onde as grandezas medidas terão maiores gradientes.

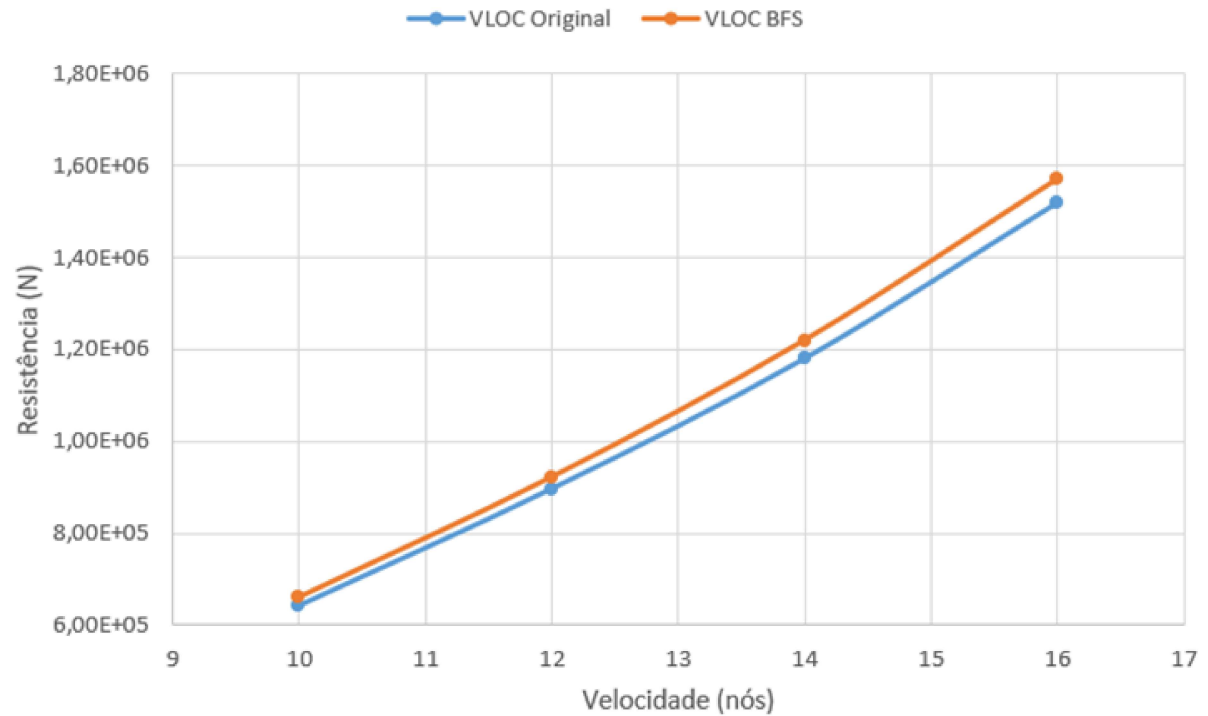
Figura 70: Malha gerada para a simulação do VLOC BFS



Fonte: Autor

A figura 71 exibe a curva de resistência obtida para velocidade de 10 a 16 nós e, observa-se que o aumento é quase uniforme, sendo um pouco maior para velocidades mais altas, em que ocorrem maiores perturbações do escoamento da esteira. Para a velocidade de projeto de 14 nós, o aumento calculado foi de 4,1% em relação a condição original.

Figura 71: Resistência calculada para VLOC BFS via StarCCM+ para V=10 a 16 nós



Fonte: Autor

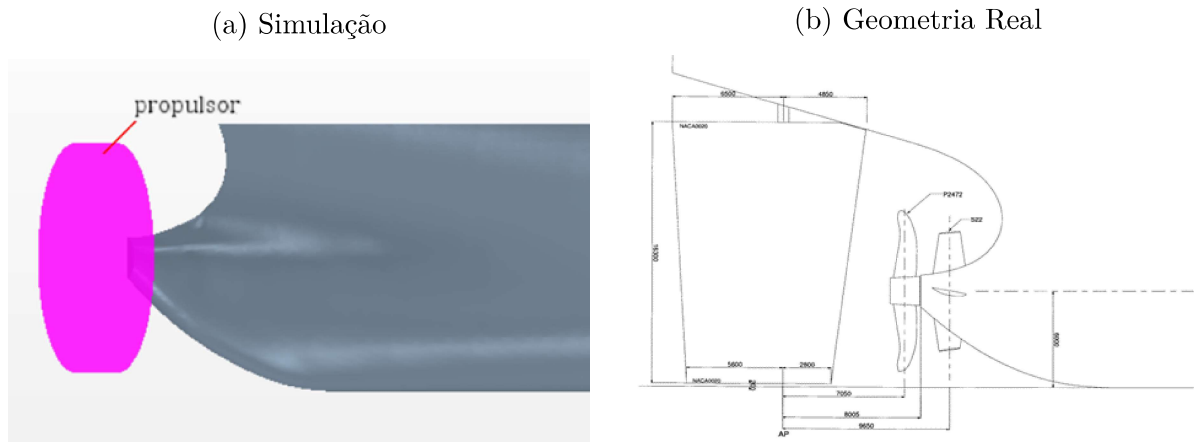
O critério de convergência adotado para os resíduos foi da ordem  $10^{-2}$ . A condição inicial utilizada foi de 7,1 m/s (na direção x) para a velocidade e pressão (relativa) nula.

### 5.5.2 Cálculo do coeficiente de esteira

O cálculo do valor do coeficiente de esteira modificado para o VLOC BFS foi obtido através de simulações realizadas no software de CFD StarCCM+, utilizando o mesmo modelo anterior.

Como substituição à geometria complexa do propulsor, foi adotado um disco de diâmetro igual ao do hélice de 10,3m que foi incluído na posição indicada conforme a figura 72 que foi admitido como um volume de controle na simulação. A altura para o eixo do propulsor foi considerada como 6m.

Figura 72: Posicionamento do propulsor



Fonte: Autor

O coeficiente de esteira  $w$  foi calculado como no equacionamento a seguir:

$$w = \frac{1 - V_a}{V} \quad (5.13)$$

Em que  $V$  é a velocidade de avanço da embarcação adotada 14 nós, e  $V_a$  é a velocidade de avanço do propulsor em relação a água calculada através do CFD como a velocidade média no plano da face de entrada do disco do propulsor. As imagens obtidas exibidas na figura 73 mostram os valores dessas velocidades (coeficientes de esteira) no plano do propulsor para o modelo VLOC BFS com um calado de 12m e a embarcação original com calado de 13m.



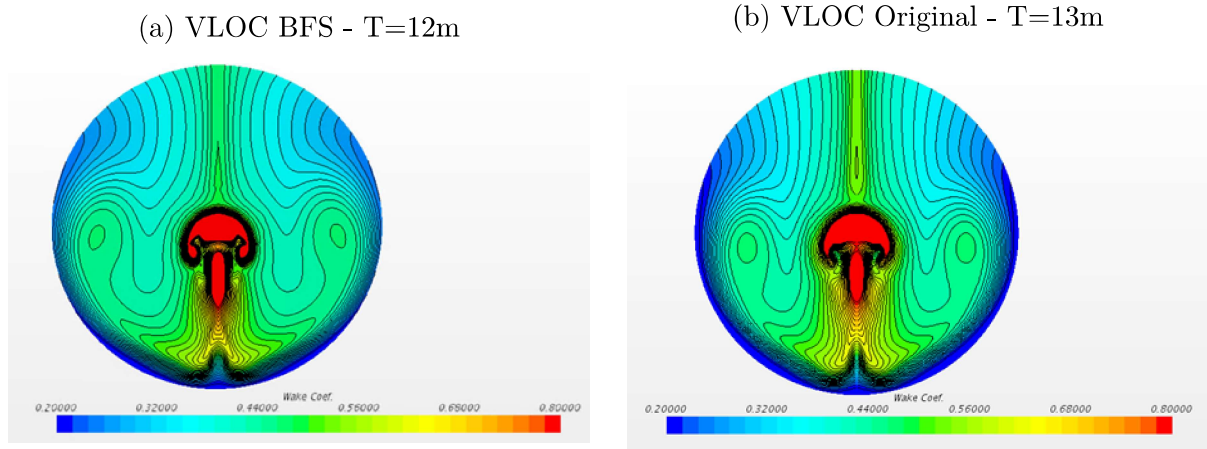
Tabela 46: Coeficientes de Esteira - Comparação

	BFS*	BFS*	VLOC Original	VLOC Original
	Calado = 13m	Calado = 12m	Calado = 13m	Calado = 12m
Res. Pressão (N)	3,27 e+05	3,15 e+05	2,73 e+05	2,57 e+05
Res. Fricção (N)	9,65 e+05	9,45 e+05	9,59 e+05	9,31 e+05
Res. Total (N)	1,29 e+06	1,26 e+06	1,23 e+06	1,18 e+06
w	0,453	0,439	0,425	0,421
Área Molhada do Duto (m <sup>2</sup> )	17026,3	17026,3	-	-
Área Molhada do Casco (m <sup>2</sup> )	26.117,5	25.252,8	26.117,5	25.252,8

\*Modelo 1 para o navio Ballast-Free

Fonte: Autor

Figura 73: Wake Fraction Coefficient



Fonte: Autor

## 5.6 Balanço de Energia e Potência

### 5.6.1 Cálculo da nova potência de freio

Os valores para o coeficiente de esteira  $w$  e para a resistência total do casco com a inserção dos dutos  $R_t$  foram calculados através das simulações realizadas via CFD. Para determinar os valores para o coeficiente de redução de empuxo  $t$ , bem como a eficiência rotativa-relativa  $\eta_{rr}$  e a eficiência do propulsor em águas abertas  $\eta_0$  foi utilizado o software

NAVCAD [28] para a realização da integração casco-hélice.

Para a utilização do NAVCAD a geometria da embarcação VLOC foi introduzida no programa possibilitando a determinação das características geométricas do casco para a condição de navegação em lastro, tais como adimensionais relevantes, trim e submersão do propulsor.

A predição da resistência e dos coeficientes de interação entre casco e propulsor foram realizados através do método de Andersen [29] com o procedimento utilizando a linha de fricção de ITTC-57 e um fator de forma calculado via Holtrop. Os valores obtidos para a velocidade de serviço  $V_s = 7,2m/s$  para as eficiências relevantes para o cálculo da potência de freio são exibidas na tabela 47 a seguir.

Tabela 47: Coeficientes propulsivos - Comparação VLOC Original e BFS

Coeficiente	Valor	
	VLOC	BFS
	T=13m	T=12m
w	0,425	0,439
t	0,352	0,355
$\eta_h$	1,127	1,149
$\eta_{rr}$	1,020	1,020
$\eta_o$	0,489	0,492

Fonte: Autor

A potência efetiva  $P_e$  para o casco da embarcação é determinada pela expressão:

$$P_E = V_s \cdot R_t$$

A potência entregue ao propulsor ( $P_D$ ) situado atrás do casco é escrita como:

$$P_D = \frac{P_E}{\eta_o \cdot \eta_{rr} \cdot \eta_h}$$

Em que a eficiência do casco  $\eta_h$  é dada por:

$$\eta_h = \frac{1 - t}{1 - w}$$

Ou seja, para valores maiores de coeficiente de esteira a eficiência do casco aumenta.

Finalmente, a potência no freio  $P_B$  é calculada como:

$$P_B = \frac{P_D}{\eta_t \cdot \eta_s}$$

De acordo com Lamb [30], para uma praça de máquinas situada a ré da embarcação, a eficiência do eixo pode ser estimada por  $\eta_s = 0,98$  e para uma transmissão direta a eficiência de transmissão é  $\eta = 0,99$ . A tabela 48 abaixo exhibe os valores finais obtidos para as eficiências nas condições comparadas.

Tabela 48: Potências Efetivas e de Freio - Comparação VLOC Original e BFS

Potência	VLOC T=13m	BFS T=12m	Diferença
$P_E$ (kW)	8871,2	9237,6	+4,1%
$P_B$ (kW)	16266,3	16512,5	+1,5%

Fonte: Autor

### 5.6.2 Potência utilizada pelos geradores

Para estimar a redução de potência utilizada pelos geradores nas condições de operação portuária mais relevantes, foram utilizadas as premissas adotadas a seguir a respeito do sistema de tratamento de lastro: Foi adotada uma capacidade de bombas de lastro equivalente a uma vazão de 10500 m<sup>3</sup>/h e uma capacidade original de lastro de 268.000m<sup>3</sup>, embora na condição de viagem em lastro sejam utilizados somente 192.000m<sup>3</sup>.

Com a utilização do catálogo exibido na apêndice A, foi presumido que um sistema inicial adequado para o VLOC Original seria a utilização do sistema HiB-10000 com uma vazão que se aproxima daquela assumida como necessária, com uma potência de 227kW.

Para a nova condição de lastro no navio Ballast-Free, assumiu-se que a capacidade da planta de tratamento de lastro (BWT Plant) possa ser reduzida na mesma proporção em que houve a diminuição da quantidade de lastro fixo, ou seja, a nova quantidade de lastro fixo embarcado é de 78kt o que representa uma diminuição de aproximadamente 60% na quantidade de lastro utilizada. Portanto, a nova capacidade do sistema de tratamento de lastro do VLOC BFS passa a ser de cerca de 4200m<sup>3</sup>/h.

Como consequência, um novo sistema pôde ser escolhido para o tratamento do lastro fixo remanescente no navio, optou-se por escolher um sistema único HiB-4000 e com isso a potência utilizada diminuiu para 91 kW. Além disso, observa-se que há uma diminuição

do tamanho e peso do sistema escolhido quando comparado ao original.

Tabela 49: Tabela Comparativa - Potência utilizada nos geradores

	Sistema	Sea Service	Operação		
			Cargo Loading	Cargo Unloading	In Port
VLOC Original	Ballast Pump	0	1440	720	0
	BWT Plant	0	0	193,1	0
	Outros Sistemas	1045,8	782,3	718,3	642,3
	Potência Total Requerida	1045,8	2222,4	1631,4	642,3
VLOC BFS	Ballast Pump	0	820,8	288	0
	BWT Plant	0	0	77,2	0
	Outros Sistemas	1045,8	782,3	718,3	642,3
	Potência Total Requerida	1045,8	1603,1	1083,5	642,3
Redução de Potência Total Requerida		0	619,2	547,9	0

Fonte: Autor

A estimativa para a redução de potência utilizada pelas bombas de lastro e pela planta de tratamento de água de lastro (BWT Plant) foram proporcionais a redução de volume de lastro obtidas.

Nas condições de operação em 'sea service' e 'in port' não há diminuição na utilização da potência pelo geradores. Para o caso do 'cargo loading' (Deslastremento) é necessário que a operação seja executada conforme o seguinte procedimento para que haja economia:

1. A chegada do navio em lastro ao porto ocorre com os dutos longitudinais abertos ao mar.
2. Durante o deslastremento, o lastro fixo é bombeado para fora do navio com os dutos mantidos abertos, fazendo o navio emergir.
3. Somente após a retirada do lastro fixo (completa ou parcial) os dutos são fechados e com isso uma quantidade de água permanece dentro deles.

4. Essa água do mar restante nos dutos é bombeada para fora da embarcação utilizando as bombas de lastro.

Portanto, se a quantidade de água que permanece nos dutos é menor que na condição de lastro da embarcação original, há uma economia na potência utilizada. Para o cálculo da redução, admitiu-se que o lastro fixo é retirado completamente, o que resultaria em uma condição de equilíbrio com um calado médio de 5m. Nessa situação de equilíbrio, a quantidade de água que permanece nos dutos é de 31,1kt que se somadas ao lastro fixo total retirado, resulta em uma movimentação total de 109,1kt de lastro para fora do navio, o que representa proporcionalmente uma redução de 43% na utilização das bombas de lastro.

A condição mais beneficiada pela diminuição do lastro é a operação de 'Cargo Unloading' (Lastreamento) já que para a entrada de água nos dutos é necessário apenas a abertura ao mar e não a utilização de bombas. Somente o lastro fixo nos tanques deve ser carregado pelas bombas, ou seja 40% do volume original, resultando na diminuição de 60% da potência utilizada pelas bombas de lastro nessa condição.

## 6 CONCLUSÕES

A pesquisa desenvolvida a respeito da viabilidade técnica da implementação da tecnologia Ballast-Free a um navio VLOC mostrou que há espaço disponível no interior da embarcação para aplicação do conceito, entretanto, há a necessidade de um arranjo de seção mestra totalmente novo, frustrando as expectativas iniciais de que a tecnologia poderia ser facilmente adaptável para ser incluída na embarcação sem grandes modificações estruturais do VLOC.

Para a implementação da tecnologia de redução de lastro foram introduzidos seis dutos longitudinais na embarcação com entradas na proa e saídas localizadas a vante da praça de máquinas, possibilitando que o arranjo final desse compartimento permanecesse inalterado.

Para adaptar as estruturas do navio ocorreram readequações nas estruturas internas, com a elevação do fundo do porão de cargas (teto do duplo fundo) e criação dos tanques de lastro fixo nas posições laterais superiores. Também foi necessário criar anteparas longitudinais horizontais correspondentes ao fundo dos tanques de lastro fixo que devem suportar o carregamento da água de lastro armazenada nesses novos compartimentos.

Com a ocupação do duplo fundo pelos dutos centrais, as tubulações de lastro foram reorganizadas dentro do espaço criado para o duto de quilha. Para implementar a solução, também foi necessário criar orifícios nas anteparas transversais estancas da região de cargas para que a passagem dos dutos longitudinais fosse contínua.

A alternativa obtida foi capaz de reduzir em 60% a quantidade total de água de lastro embarcada durante a operação em lastro com um calado de 12m, totalizando 115,7kt a menos em relação à condição original. O valor para o calado no navio BFS, foi reduzido de 13m para 12m, tendo em vista a possibilidade de redução da resistência ao avanço mantendo-se a submersão do hélice.

A análise de estabilidade para a embarcação VLOC BFS verificou que para ambas as condições de carregamento o valor de  $GMt$  inicial diminuiu quando comparado à condição

original, porém os valores ainda continuam respeitando as exigências das normas de estabilidade. Adicionalmente, a presença dos dutos na condição de carregamento em lastro não prejudicou o atendimento aos critérios de estabilidade intacta e de ventos nessa condição. Na condição carregada, houveram diminuições de margens em relação à condição original e mesmo o critério do ângulo de máximo GZ (que pela análise no navio-caixa mostrou-se limitante) foi satisfeito.

A estabilidade avariada da embarcação foi um ponto crítico do projeto, já que na primeira fase os resultados mostraram a necessidade de pelo menos duas anteparas nos dutos laterais para cumprir o requisito SOLAS. Porém, devido a necessidade da continuidade dos dutos, a utilização de anteparas (comportas) transversais foi avaliada como extremamente limitante, portanto, optou-se pela subdivisão longitudinal, isto é, dois dutos em cada bordo. Além disso, ao se considerar a geometria real VLOC, os acréscimos de flutuação proporcionados pela praça de máquinas e corpos de popa e proa da embarcação possibilitaram o cumprimento da norma.

A continuidade estrutural dos dutos longitudinais contribuiu como reforço para a estrutura primária do navio, sendo os critérios estruturais geométricos da seção mestra e primários beneficiados, devido ao material adicionado pelos dutos, com isso o peso-leve estrutural do navio aumentou significativamente em 10,8kt. Isso resultou em uma redução na quantidade de lastro fixo na condição de lastro porém incorreu em uma redução do *deadweight* de carga (minério de ferro).

Do ponto de vista hidrodinâmico, a solução se mostrou plausível para o casco do VLOC navegando à 14 nós, pois houve uma diferença de pressão entre proa e popa capaz de superar a perda de carga calculada para o fluxo dentro dos dutos contínuos. Para saídas posicionadas a 50m e entradas a pelo menos 340m da perpendicular de ré foi possível observar que ocorre um fluxo lento da água no interior dos dutos na direção oposta à de navegação. O fluxo é suficiente para realizar a troca completa do volume dentro dos dutos sem a necessidade do auxílio de bombas.

Para a condição de lastro com um calado de  $T=12\text{m}$  foi calculado um aumento de resistência do casco de 4,1% em relação a condição de lastro original. Para essa situação também foi calculado um aumento do coeficiente de esteira devido a alteração do fluxo que chega ao plano do propulsor proporcionado pelas saídas dos dutos que resultou em um aumento na eficiência do casco assim como um ligeiro aumento da eficiência do hélice em águas abertas.

Para a condição de lastro a potência de freio obtida superou em 1,6% a potência para

condição original, devido ao aumento de resistência de 4,1% que foi compensado pelo aumento do coeficiente de esteira. Para a condição carregada não houve mudanças.

O sistema de tratamento de água de lastro do navio pôde ter sua capacidade e tamanho reduzidos, passando de 227kW para 91kW devido a diminuição do lastro fixo embarcado já que somente o lastro fixo deve necessitar de tratamento.

Na operação de lastreamento ('Cargo Unloading'), a redução de potência utilizada pelas bombas de lastro foi proporcional a redução de volume de lastro obtida. A operação de retirada de lastro também é beneficiada, caso os tanques de lastro fixo sejam esvaziados primeiro com os dutos abertos ao mar, o navio emerge e o volume de água a ser retirado dos dutos longitudinais é inferior ao original, possibilitando menor uso das bomba de lastro.

O estudo demonstrou que a solução encontrada para a embarcação do tipo VLOC não se mostrou economicamente viável pois o ganho de eficiência proveniente da tecnologia de dutos longitudinais não foi capaz de compensar o aumento de resistência devido aos dutos durante a viagem de lastro, resultando em uma operação mais custosa e energeticamente menos eficiente.

Apesar de não ter sido possível obter uma solução para o navio VLOC utilizando o conceito de dutos longitudinais de lastro renovável, que pudesse eliminar completamente o lastro (fixo) da operação da embarcação sem modificar profundamente o projeto original, outros pontos chaves, vantajosos ou não, são expostos na tabela 50.

Tabela 50: Tabela comparativa entre VLOC Original e VLOC BFS - Vantagens e Desvantagens

	Vantagens	Desvantagens
Arranjo		Ocupação do duplo fundo pelos dutos centrais
Hidrodinâmica	Aumento da eficiência do casco e do hélice	Aumento da resistência em lastro
Estabilidade	Melhoria do conforto da tripulação	
Estrutura	Enrijecimento da viga-navio Diminuição do momento fletor e força cortante máximos	Aumento significativo do peso da estrutura
Potência	Diminuição da potência utilizada pela planta de BWT Redução da potência de gerador utilizada no (des)lastreamento	Aumento da potência de freio em lastro
Custos	Capital: Menor planta BTS e bombas de lastro	Capital: Aço e Outfit Custo construtivo Operacionais: Manutenção e limpeza Diminuição carga útil na operação carregada

Fonte: Autor



## 6.1 Limitações e Trabalhos Futuros

O cálculo de resistência para o modelo final do navio VLOC BFS foi realizado utilizando os resultados obtidos através das análises realizadas através do software StarCCM+ para um modelo do casco do navio VLOC que não inclui a parcela de ondas da resistência.

A arranjo final não contempla a utilização dos 'plenums' como compartimentos para a entrada e saída da água nos dutos já que os efeitos da sua inserção no modelo não são completamente conhecidos. Apesar de ter uma função de regularizar/uniformizar e diminuir a velocidade do fluxo para cada um dos dutos, seria necessário realizar uma simulação com a geometria complexa real com os 'plenums' para analisar as consequências na resistência e fluxo incidente no propulsor.

A análise estrutural não contemplou o cálculo das estruturas em detalhes, tais como o dimensionamento secundário e terciário, bem como efeitos de fadiga ou torsão. Uma análise mais rigorosa deve ser realizada para julgar como os elementos estruturais principais serão afetados por todas as mudanças propostas, tais como: o aumento da altura do duplo fundo, a abertura dos orifícios na anteparas transversais estanques, a inclusão do fundo do tanque de lastro fixo.

Com o aumento da potência de freio na condição de lastro, é interessante investigar outras possibilidades para que a operação tenha ganhos, como por exemplo um estudo para a redução de calado na operação de lastro para 10m ou 11m, que permitiria reduzir a área molhada do casco compensando o aumentando de resistência gerado pelos dutos. Associada a essa sugestão, um estudo da implementação de um sistema de propulsão com 2 hélices, que possibilitaria a diminuição do diâmetro deles e com isso uma redução no calado de viagem.

A tecnologia de dutos longitudinais de lastro renovável se mostrou de difícil execução quando projetada para um navio que possui uma alta razão entre peso de lastro e deslocamento e um alto valor de  $C_b$ . Uma embarcação com maior proporção de peso-leve quando em condição de lastro poderia se beneficiar melhor desse tipo de tecnologia.

## REFERÊNCIAS

- [1] BALLAST Water Treatment Technology: Current Status. [S.l.]: Lloyd's Register, 2007.
- [2] PROGRAMME, G.-U.-I. G. P.; PROTECTION, G. I.-I. J. G. of Experts on the Scientific Aspects of M. E. *Estabilishing equivalency in the performance testing and compliance monitoring of emerging alternative Ballast Water Management Systems (EABWMS). A Technical Review.* [S.l.], 2011.
- [3] ŠATEIKIENÈ, D.; JANUTÈNIENÈ, J.; CERKA, J. Analysis of installing ballast water treatment equipment on bulk carriers. *Transport*, v. 33, p. 1–8, 03 2016.
- [4] INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION. *International Code on Intact Stability.* [S.l.], 2008.
- [5] INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION. *Convenção Internacional para a Salvaguarda da Vida Humana no Mar.* [S.l.], 1974/1988.
- [6] SCHNEEKLUTH, H.; BERTRAM, V. Chapter 5 - computation of weights and centres of mass. In: SCHNEEKLUTH, H.; BERTRAM, V. (Ed.). *Ship Design for Efficiency and Economy (Second edition).* Second edition. Oxford: Butterworth-Heinemann, 1998. p. 149–179. ISBN 978-0-7506-4133-3. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780750641333500050>>.
- [7] OSBERG, T.; KOREN, J.; TEO, T. Triality: An innovative answer to upcoming environmental regs. *Marine Technology*, v. 48, p. 59–63, 2011.
- [8] KAKALIS, N. *Ballast-free concept designs.* DNV GL, 2016. Acesso em 16 mar. 2021. Disponível em: <<https://conference9.diorama.gr/images/presentations/NikolaosKakalis.pdf>>.
- [9] ELKADY, H. The effect of rise angle of v-hull non ballast ship on seakeeping performance. *MATEC Web of Conferences*, 2015.
- [10] FAFANDJEL, N. et al. An approach to ship water ballast management by continuous flow-through method. *Strojarstvo*, v. 53, p. 95–102, 2011.
- [11] KORA, A. S. *Ship Buoyance Control System.* [S.l.]: Google Patents, 2009. European Patent 2096026A1.
- [12] SCOTT, T. J. *Ballast Exchange System for Marine Vessels.* [S.l.]: Google Patents, 2004. Patent 6766754B1.
- [13] AL-BABTAIN, A. A. *Loop Ballast Exchange System for Marine Vessels.* [S.l.]: Google Patents, 2007. Patent 007240631B1.

- [14] KOTINIS, M.; PARSONS, M. Hydrodynamics of the ballast-free ship revisited. *Transactions - Society of Naval Architects and Marine Engineers*, v. 118, p. 451–464, 2010.
- [15] PARSONS, M. G. *Ballast-free ship system*. [S.l.]: Google Patents, 2004. US Patent 6694908.
- [16] KOTINIS, M. et al. Development and investigation of the ballast-free ship concept. *Transactions - Society of Naval Architects and Marine Engineers*, v. 112, p. 206–240, 2005.
- [17] GODEY, A.; MISRA, S.; SHA, O. Cfd analysis for a ballast free ship design. *Indian Journal of Geo-Marine Sciences*, v. 43, p. 2053–2059, 2014.
- [18] KOTINIS, M.; PARSONS, M. Hydrodynamic investigation of the ballast-free ship concept. *Transactions - Society of Naval Architects and Marine Engineers*, v. 115, p. 50–67, 2007.
- [19] SAVVIDES, N. (Ed.). *Significant Ships*. [S.l.]: The Royal Institution of Naval Architects, 2011.
- [20] VISELLI, B. et al. Estudo comparativo da instalação de um sistema "air cavity" nas características de um navio graneleiro. *PROCEEDINGS OF THE 28TH INTERNATIONAL CONGRESS ON WATERBORNE TRANSPORTATION, SHIPBUILDING AND OFFSHORE CONSTRUCTIONS PROCEEDINGS, 2020, Rio de Janeiro. Anais eletrônicos... Campinas, Galoá., 2020*. Disponível em: <<https://proceedings.science/sobena-congresso/sobena-2020/trabalhos/estudo-comparativo-da-instalacao-de-um-sistema-air-cavity-nas-caracteristicas-de?lang=pt-br>>. Acesso em: 10 dez. 2022.
- [21] CHETWYND, G. (Ed.). *Valemax*. [S.l.]: Dupla Design. Departamento de Marketing de Ferrosos, Vale S.A., 2012? 80 p.
- [22] MUNSON, B.; YOUNG, D.; OKIISHI, T. *Fundamentos da mecânica dos fluidos*. [S.l.]: Blucher, 2004.
- [23] MENTER, F. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, v. 32, n. 8, 1994.
- [24] MARITIME & COASTGUARD AGENCY. *Instructions for the Guidance of Surveyors on Damage Stability SOLAS 2020 Amendments with Explanatory Notes*. [S.l.], 2020.
- [25] SEKINE, T.; KIMURA, T. Damage stability calculation program for dry cargo ships. 1991.
- [26] AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. *Rules for Building and Classing Steel Vessels*. [S.l.], July, 2019.
- [27] INTERNATIONAL ASSOCIATION OF CLASSIFICATION SOCIETIES. *Common Structural Rules for Bulk Carriers*. [S.l.], January, 2019.
- [28] HYDRO COMP. *Hydro Comp NAVCAD 2017 User's Guide*. [S.l.], 2017.

- [29] ANDERSEN, P.; GULDHAMMER, H. Computer-oriented power prediction procedure. In: . [S.l.: s.n.], 1986. p. 267–283. ISBN 0387168877.
- [30] LAMB, T. *Ship design and construction*. [S.l.: s.n.], 2003.