

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE – FURG
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA OCEÂNICA

FABIO DA ROCHA ALONSO

**INVESTIGAÇÃO SOBRE A RESPOSTA ESTRUTURAL LOCAL INDUZIDA PELA
BATIDA DE PROA NUMA EMBARCAÇÃO MONOCASCO DE SEMIPLANEIO**

Dissertação apresentada à Comissão de Curso de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica da Universidade Federal do Rio Grande, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientador: Prof. Dr. Waldir Terra Pinto.

Rio Grande, fevereiro de 2016.

Este trabalho é dedicado a Francisco, Antônio e Renata, pela imensa gratidão de tê-los sempre ao meu lado.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Waldir Terra Pinto, pela dedicação, interesse, disposição em colaborar para o bom andamento do estudo e o conhecimento oferecido para tornar possível a realização deste trabalho.

Ao pessoal da Estação Naval do Rio Grande, pelo apoio permanente.

Ao Eng. Marcel Dias, pela contribuição dos seus conhecimentos em Solidworks.

A FURG, pela oportunidade de poder realizar este curso de mestrado.

A toda minha família pelo apoio, paciência e carinho.

E em especial a minha esposa Renata pelo infinito apoio e colaboração.

RESUMO

A busca pela modernização do sistema de propulsão de embarcações de alta velocidade, através da substituição de sua motorização, acarreta normalmente em novos regimes de velocidades superiores aos valores definidos nos projetos originais. Logo, surgirão novos valores de esforços hidrodinâmicos sobre o casco da embarcação. Esses esforços dependem do tipo de geometria do casco e do regime hidrodinâmico da embarcação. Esforços induzidos por *slamming*, ou batida de proa, têm potencial para causar falhas na estrutura da embarcação como resultado da elevada magnitude das cargas locais e das vibrações induzidas pelo impacto do casco, que podem levar à fadiga do material. Em vista disto, o presente trabalho busca realizar uma análise estrutural do casco de uma embarcação submetida a uma carga estática majorada da pressão de *slamming*, através de um estudo de caso, em que uma embarcação monocasco em regime de semiplaneio, tem sua velocidade máxima de avanço aumentada de 18 para 27 nós. A análise estrutural é realizada através da modelagem computacional do casco em elementos de pórtico 3D, simulando a estrutura secundária. A carga de *slamming* é aplicada na região de impacto, e as condições de vinculação da estrutura são variadas visando determinar a condição crítica para a resposta estrutural. Após a identificação da condição crítica para a estrutura secundária, um modelo subestruturado é construído a partir da combinação da estrutura secundária global com a estrutura terciária na região de impacto, onde se emprega elementos finitos de casca. Nas simulações realizadas neste modelo foram utilizadas as condições críticas de carga e vinculação definidas no modelo de elementos de pórtico tridimensionais. Os parâmetros de avaliação das análises, bem como a definição da pressão de *slamming*, basearam-se nos critérios de validação estabelecidos pela Sociedade Classificadora DNV, que define o critério de Von Mises como critério de falha, sendo que o comportamento estrutural estático dos modelos foi obtido utilizando-se o Método de Elementos Finitos, auxiliado pelo software comercial ABAQUS. Os resultados apontam para a eficiência do modelo computacional adotado e indicam que a embarcação em estudo permite a mudança de velocidade no que tange aos esforços induzidos pela batida de proa.

Palavras Chave: ABAQUS, efeito de *slamming*, embarcações monocasco de semiplaneio, método de elementos finitos, subestruturação.

ABSTRACT

The need for the modernization of the propulsion system of high speed vessels may be achieved by increasing engine power. This solution may lead to changes in the dynamic behavior of vessel and, as a consequence, higher hydrodynamic load. Such loads depend on hull geometry and hydrodynamic regime of the vessel, among others. Loads induced by *slamming* have the potential to cause local damage on the hull, as a result of high magnitude loads in the impact region, and fatigue damage owing to structural vibrations induced by the impact of the hull on water. This work aims to investigate the local structural response of monohull, semi-displacement vessel which has been subject to an increase of maximum speed from 18 to 27 knots. Firstly, the entire hull secondary structure is modelled by space frame finite elements and the structural response is simulated for different constraints conditions. The aim of this analysis is to identify combination of constraints that lead to critical internal forces. Secondly, the tertiary hull structure is modelled, at the impact region, by shell finite elements. This local substructure is then merged with the frame element model of the vessel, which represents the remaining of the vessel. Simulations are carried out with this model for critical boundary conditions. The assessment of the parametric analysis is based on DNV recommendations, which adopts von Mises as failure criteria and suggests expressions for *slamming* pressure and contact area estimations. Simulations are carried out by commercial finite element software ABAQUS. Results suggest the efficiency of the adopted computational model and indicate that the change of maximum speed of the vessel can be implemented as far as static *slamming* induced stresses are concerned.

Keywords: ABAQUS, *slamming* effect, monohull semi-displacement vessel, finite element method, substructures

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas

Al	Alumínio
a, b	Dimensões de aresta;
B	força hidrostática sobre a embarcação;
b_e	largura efetivo da chapa colaborante;
b_f	largura original do flange;
D	Rigidez à flexão;
E	Módulo de elasticidade do material;
F_n	Número de Froude;
F	Força;
\mathbf{g}	vetor aceleração da gravidade;
g	aceleração da gravidade;
h	Espessura da placa;
I	Momento de inércia da seção da viga com referência a linha neutra;
\mathbf{k}	vetor unitário na direção z ;
L_s	comprimento na linha d'água da embarcação;
l_1, l_2	Comprimento de viga;
M	Momento fletor;
m, n	Números Naturais positivos;
\mathbf{n}	vetor unitário normal ao elemento de área dA ;
P, p	Pressão;
p_{Do}	pressão dinâmica de referência;
p_o	pressão de referência de um campo hidrostático;
Q	Esforço cortante;
q	carga cortante por unidade de comprimento;
t	Tempo;
U_o	Velocidade de avanço;
u, v, w	deslocamento linear;

w Deflexão;
 x, y, z Coordenadas cartesianas;

Letras gregas:

δ deslocamento;
 $\epsilon_{xz}, \epsilon_{yz}, \epsilon_z$ Deformações de flexão;
 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ Tensões normais;
 τ_{xy}, τ_{yx} Tensões de corte;
 γ_{xy} Distorção;
 θ, α, β Ângulo;
 σ_{adm} Tensão normal admissível;
 σ_f Limite de elasticidade do material;
 Λ deslocamento volumétrico de linha d'água de projeto;
 ρ massa específica da água;
 σ Tensão de flexão;
 v velocidade relativa entre casco e água ;

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABS	American Bureau of Shipping;
DNV	Det Norske Veritas;
FURG	Universidade Federal do Rio Grande;
GM	General Motors;
IMO	International Maritime Organization;
LPPN	Lancha de Policiamento e Patrulha Naval;
SOLAS	Safety of Life At Sea;
USA	United States of America

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- Classificação do regime hidrodinâmico em função do número de Froude....	23
Tabela 2.2 –Valores de deflexão e momentos fletores de placa com extremidades engastadas em suas quatro bordas. Fonte: TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER, 1959.....	48
Tabela 3.1 –Regime hidrodinâmico da LPPN Miraguaia, em função do número de Froude.....	54
Tabela 3.2 – Principais características de projeto da lancha LPPN Miraguaia.....	56
Tabela 3.3 – Fator de aceleração.....	62
Tabela 3.4 – Valores das pressões atuantes sobre o casco.....	62
Tabela 3.5 - Teste de malha – Elemento de casca.....	77
Tabela 3.6 – Malha final do modelo SUBESTRUTURADO.....	78
Tabela 4.1 – Resultados das análises do modelo ESTRUTURA.....	84
Tabela 4.2 – Tensões críticas nas regiões de popa e impacto.....	89
Tabela 4.3- Comparativo das tensões máxima de Von Mises.....	90
Tabela 4.4 – Valores de desvios em relação a tensão limite e de escoamento.....	92

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Plano de linhas de uma embarcação de deslocamento. Fonte: LEWIS (1998)	25
Figura 2.2 - Plano de linhas de uma embarcação de planeio. Fonte: LEWIS (1998)..	26
Figura 2.3 - Modelo de linhas de balizas para casco de semiplaneio. Fonte:RIBEIRO (2009).....	27
Figura 2.4 - Zona de alta pressão sob o casco, formada em embarcações de planeio e semiplaneio. Fonte: Adaptado: www.oceanica.ufrj.br/deno/prod_academic/relatorios	28
Figura 2.5 - Estrutura primária.....	29
Figura 2.6 - Exemplo de alquebramento: a quilha se curva para cima. Fonte: AUGUSTO (2007).....	30
Figura 2.7 - Exemplo de tosamento: a quilha se curva para baixo. Fonte: AUGUSTO (2007).....	30
Figura 2.8 - Esforços típicos da estrutura primária. Fonte: OROZCO (2009).....	32
Figura 2.9 - Tensão e deflexão primárias. Fonte: OROZCO (2009).....	32
Figura 2.10- Detalhe de painel de fundo. Estrutura secundária. Fonte: VALERO (2008).....	34
Figura 2.11- Chapa colaborante.....	34
Figura 2.12- Efeito de “shear lag” em vigas abertas. Fonte: OROZCO (2009).....	35
Figura 2.13- Distribuição de cargas na estrutura secundária. Fonte: VALERO (2008).....	36
Figura 2.14- Grelha simples. Fonte: AUGUSTO (2007).....	38
Figura 2.15- Sistema de referência da placa. Fonte: SANTOS (2011).....	41
Figura 2.16- Sistema de coordenadas para uma placa retangular engastada sob carregamento uniformemente distribuído. Fonte: TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959).....	43
Figura 2.17- <i>Slamming</i> : Batida de fundo. Fonte: BERTRAN (2000).....	49
Figura 2.18- <i>Slamming</i> – “Bow-flare”. Fonte: BERTRAN (2000).....	49

Figura 2.19-	<i>Slamming</i> : Impacto de ondas na proa. Fonte: BERTRAN (2000)	49
Figura 2.20-	<i>Slamming</i> – Deck molhado. Fonte: BERTRAN (2000)	50
Figura 2.21-	Batida de proa	51
Figura 3.1 -	LPPN Miraguaia – perfil de balizas	55
Figura 3.2 -	LPPN Miraguaia – popa tipo “transon” e linhas retas ré	55
Figura 3.3 -	Vista esquemática da região da batida de proa. Localização caverna 4 Fonte: ALONSO e PINTO (2014)	58
Figura 3.4 -	Plano de linhas 3D – Coordenadas de interligação	65
Figura 3.5 -	Plano de linhas 3D – Modelo espacial em <i>wires</i>	65
Figura 3.6 -	Plano de linhas 3D – Anteparas não estanques	65
Figura 3.7 -	Perfil I cavernas - Caverna com chapa colaborante	66
Figura 3.8 -	Perfil I longarinas – Longarina com chapa colaborante	66
Figura 3.9 -	Modelo ESTRUTURA_CASCO – Modelo geométrico	67
Figura 3.10-	Malha do modelo ESTRUTURA_CASCO. Elemento de viga B31, tamanho 200	68
Figura 3.11-	Elemento de viga com 2 nós (B31)	68
Figura 3.12-	Condição de contorno : popa rotulada	69
Figura 3.13-	Condição de contorno – Caverna de popa e caverna 14, com nós rotulados.....	70
Figura 3.14-	Condição de contorno – Caverna de popa e antepara 3, com nós rotulados.	71
Figura 3.15-	Condição de contorno – Caverna de popa e proa, com nós rotulados	71
Figura 3.16-	Modelagem da geometria do casco da região de impacto da batida de proa.....	72
Figura 3.17-	Subestrutura SUB_CASCO_PROA	73
Figura 3.18-	Subestrutura ANTEPARAS	74
Figura 3.19-	Elemento shell, 4 nós (S4R) – Fonte: Manual ABAQUS	76
Figura 3.20-	Malha do modelo SUBESTRUTURADO – Parte estrutura	78
Figura 3.21-	Malha do modelo SUBESTRUTURADO-Parte SUB_CASCO_PROA.	79
Figura 3.22-	Malha do modelo SUBESTRUTURADO –Parte SUB_ ANTEPARAS.....	79
Figura 3.23-	Conectores tipo SOLDA – Fonte: Manual ABAQUS	80
Figura 3.24	Modelo SUBESTRUTURADO – Conectores tipo solda	80
Figura 3.25-	Condição de carregamento do modelo SUBESTRUTURADO	81

Figura 4.1 - Gráfico stress Von Mises x vinculação	85
Figura 4.2 - Detalhamento da distribuição de tensão no modelo ESTRUTURA_CASCO, com popa rotulada.....	86
Figura 4.3 - Modelo SUBESTRUTURADO-Condições carregamento e vinculação	86
Figura 4.4 - Distribuição de tensão na estrutura	87
Figura 4.5 - Detalhamento das tensões críticas atuantes junto a região de popa	88
Figura 4.6 - Detalhamento das tensões críticas atuantes junto a região de impacto ..	88
Figura 4.7 - Modelo gráfico de deformação	89
Figura 4.8 - Distribuição de tensão no modelo ESTRUTURA-CASCO	91
Figura 4.9 - Distribuição de tensão no modelo SUBESTRUTURADO	91

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS	7
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	9
LISTA DE TABELAS	10
LISTA DE FIGURAS	11
1 - INTRODUÇÃO	16
1.1 - MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA	17
1.2 - OBJETIVOS DA DISSERTAÇÃO	17
1.3 - METODOLOGIA APLICADA	18
1.4 - ESTRUTURA DO TRABALHO	19
2 - REFERENCIAL TEÓRICO	20
2.1 - REGIME HIDRODINÂMICO	20
2.2 - CONCEITOS E CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DE EMBARCAÇÕES DE DESLOCAMENTO, PLANEIO E SEMIPLANEIO	24
2.2.1 - Embarcações de deslocamento	24
2.2.2 - Embarcações de planeio	25
2.2.3 - Embarcações de semiplaneio	26
2.3- ARRANJO ESTRUTURAL DE EMBARCAÇÕES	28
2.3.1 - Estrutura primária.....	29
2.3.2 - Estrutura secundária.....	33
2.3.2.1 - Efeito de “shear lag” e largura efetiva.....	34
2.3.2.2 - Distribuição de cargas.....	36
2.3.2.3 - Painéis reforçados.....	37
2.3.3 - Estrutura terciária.....	40
2.3.3.1 - Esforços terciários.....	40
2.3.3.2 - Solução para placa retangular engastada nos quatro lados sob carregamento uniformemente distribuído.....	43
2.4 – O EFEITO DE SLAMMING.....	48
3 - MODELAGEM PARA ANÁLISE DE <i>SLAMMING</i>	53

3.1 - CARACTERÍSTICAS DA EMBARCAÇÃO MODELO.....	53
3.2 - PROCEDIMENTO DE ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA.....	56
3.3 - DETERMINAÇÃO DA REGIÃO DE IMPACTO DA BATIDA DE PROA.....	58
3.4 - DETERMINAÇÃO DA FORÇA E PRESSÃO DE <i>SLAMMING</i>	58
3.4.1 - Determinação da pressão de <i>slamming</i>	59
3.4.2 - Determinação da força de <i>slamming</i>	62
3.5 - CONSTRUÇÃO DOS MODELOS COMPUTACIONAIS PARA ANÁLISE NUMÉRICA.....	63
3.5.1 - Modelagem do casco em estrutura de pórtico 3 D. Modelo ESTRUTURA_CASCO.....	64
3.5.2 - Definição da malha do modelo ESTRUTURA_CASCO	67
3.5.3 - Condições de carregamento para o modelo ESTRUTURA_CASCO ...	69
3.5.4 Condições de contorno para o modelo ESTRUTURA_CASCO.....	69
3.5.5 - Modelagem do casco subestruturado. Modelo SUBESTRUTURADO	71
3.5.6 - Modelagem da subestrutura SUB_CASCO_PROA.....	72
3.5.7 - Modelagem da subestrutura SUB_ANTEPARAS.....	73
3.5.8 - Validação da malha para os modelos das subestruturas.....	74
3.5.9 - Definição da malha do modelo subestruturado.....	77
3.5.10- Condição de carregamento para o modelo SUBESTRUTURADO.....	81
3.5.11 - Condição de contorno para o modelo SUBESTRUTURADO.....	81
4 – RESULTADOS OBTIDOS NA ANÁLISE ESTÁTICA DO MODELO SUBESTRUTURADO.....	83
4.1 DISCUSSÃO E SÍNTESE DOS RESULTADOS.....	90
5 – CONCLUSÕES E ESTUDOS FUTUROS.....	93
6 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	96
ANEXOS.....	99
ANEXO A.....	100
ANEXO B.....	103
ANEXO C.....	106
ANEXO D.....	109

1- INTRODUÇÃO

Conforme RIBEIRO (2009), embarcações de alta velocidade que operam no regime de semiplaneio têm sido muito estudadas pela comunidade técnica, isso em função da grande aplicabilidade deste tipo de embarcação ao ser empregado no transporte de cargas e passageiros, como também o seu uso militar. Cascos semiplanadores tem ampla utilização frente a casco planadores, pois a possibilidade de maior relação entre comprimento-boca tende a favorecer um melhor comportamento de mar em relação a embarcações que operam no regime de planeio.

Atualmente o avanço tecnológico no desenvolvimento das motorizações para embarcações de alta velocidades, permite que essas desenvolvam um desempenho no mar, combinando alta velocidade, confiabilidade, associado à redução de consumo de óleo combustível, proporcionando uma maior autonomia de tempo de navegação entre abastecimentos. Embarcações modernas, cuja fabricação data recentemente, já são disponibilizadas com motorizações que atingem altas performances no mar, porém embarcações de características semelhantes, mas com projetos de décadas anteriores, não conseguem tal desempenho. Logo, a busca de melhor desempenho e redução de custos, vem tornando a modernização do sistema de propulsão de embarcações de alta velocidade uma necessidade cada vez mais atraente para organizações prestadoras de serviços.

Logo, a modernização do sistema de propulsão das embarcações rápidas já é uma realidade, sendo normalmente redimensionados em função da resistência ao avanço para o casco em questão, garantindo assim a sua operacionalidade. Porém sabe-se que à medida que a embarcação atinge novos limites de velocidade máxima, novos valores de esforços hidrodinâmicos irão atuar sobre a estrutura do casco da embarcação, entre esses esforços o efeito de *slamming*, ou batida de proa, pode vir causar falhas de elementos estruturais ou danos relativos a fadiga em elementos localizados ao longo da estrutura, pois segundo BETRAN (2000) as cargas de impacto na reentrada na água normalmente são muito superiores do que outra carga de onda.

Segundo SANTOS (2011), o esforço de *slamming* trata-se de forças de impacto provocadas pelas ondas do mar batendo no casco, e as forças de impacto devido à reentrada da proa no mar, sendo este efeito constantemente presente em lanchas de pequenas dimensões, muito rígidas e que atinge elevadas velocidades.

Logo, mostra-se muito relevante a preocupação em verificar se embarcações de alta velocidade, que através de um projeto de modernização, onde terão novos limites de velocidade, se as mesmas suportarão as novas condições de carregamento hidrodinâmico, não acarretando danos estruturais no casco, garantindo assim segurança na navegação.

1.1- MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA

A motivação para a realização de um estudo sobre embarcações de semiplaneio, se deve a oportunidade de um estudo de modernização do sistema de propulsão da lancha Patrulha e Policiamento Naval (LPPN) Miraguaia, pertencente à Marinha de Brasil, através da substituição dos dois motores GM 8V -71 de 315 HP por dois motores Volvo Penta D9- 575 HP. Através de cálculos preliminares realizados pelo Departamento de Engenharia da Volvo Penta, chegou-se a um valor de velocidade máxima estimada em 36,6 nós, com isso o resultado esperado visa aumentar a autonomia de patrulhamento e a abordagem de embarcações ao longo da costa da região sul e Lagoa dos Patos.

Com a intenção de se conhecer melhor o efeito de *slamming* sobre embarcações monocasco no regime de semiplaneio, e as suas consequências na estrutura do casco de embarcações a serem modernizadas, será realizado um estudo de caso onde a lancha LPPN Miraguaia, servirá como modelo para a realização de uma análise estrutural, com a intenção de obter a resposta estrutural do casco da embarcação em relação aos esforços impostos pela batida de proa nos elementos estruturais do casco.

1.2 – OBJETIVOS DA DISSERTAÇÃO

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver um método de análise computacional, para verificação da resposta estrutural de uma embarcação monocasco operando no regime de semiplaneio, quando submetida aos esforços gerados pelo impacto da batida de proa (*slamming*), no momento de reentrada na superfície da água.

Para atingir o objetivo geral, os seguintes objetivos específicos serão necessários:

- Estudar a importância do efeito de *slamming* em embarcações de semiplaneio.
- Estudar as características estruturais e hidrodinâmicas de embarcações rápidas, focando o estudo para embarcações que operam no regime de semiplaneio.
- Definir o modelo de vinculação do casco da embarcação, que apresente a resposta estrutural de maior criticidade, variando as condições de vinculação em um modelo construído em elementos de pórtico 3D, quando submetido ao esforço da batida de proa.
- Obter a resposta estrutural através de uma análise utilizando um processo de subestruturação em que a região de impacto é modelada no nível terciário por intermédio de elementos de casca, e o restante da embarcação é modelado no nível secundário, por meio de elementos de pórtico 3D.

1.3 METODOLOGIA APLICADA

A metodologia aplicada para o desenvolvimento do trabalho foi baseada na realização de uma análise numérica com aplicação do método de elementos finitos, com auxílio do programa comercial ABAQUS, a fim de obter a resposta estrutural em função de carregamento estático majorado pela atuação da pressão de *slamming*, batida de proa, sobre o casco da embarcação. A metodologia de análise foi aplicada com o desenvolvimento das seguintes etapas:

- Utilização de critérios de análise em conformidade com a Sociedade Classificadora DNV, a fim de obter as formulações para definição da pressão de *slamming* atuante sobre o casco.
- Criação de um modelo computacional tridimensional tipo pórtico, atribuindo uma geometria simplificada do casco da LPPN Miraguaia no programa ABAQUS,
- Modelagem do casco em elementos de vigas, com aplicação da carga de *slamming*, para realização de uma análise global da estrutura, realizando diversas simulações variando o tipo de vinculação.

- Definição do par de relações carga x vinculação de maior criticidade obtido na análise do modelo de elementos de vigas.
- Realização de uma subestruturação do modelo em elementos de casca nas regiões de impacto e anteparas, utilizando as condições de carga e vinculação de maior criticidade do modelo de elementos de viga, como parâmetros para a análise do modelo subestruturado.
- Discussão dos resultados obtidos, como resposta estrutural do modelo subestruturado.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O presente trabalho foi dividido em cinco capítulos e quatro Anexos. No Capítulo I, é apresentada uma introdução acerca do problema físico a ser estudado, mostrando a motivação para a realização do estudo, os objetivos pretendidos com a pesquisa, e a metodologia de trabalho empregada para obtenção dos resultados.

No Capítulo 2 desta dissertação é apresentada uma revisão de trabalhos prévios sobre a hidrodinâmica de embarcações de casco submerso, sobre a classificação de estruturas navais e sobre as cargas induzidas pelo efeito de *slamming*. Nesse capítulo também é apresentada uma contextualização dessas informações para o escopo desta dissertação.

O Capítulo 3 apresenta a modelagem computacional da lancha Miraguaia, que é a embarcação usada no estudo da metodologia de subestruturação empregada neste trabalho. O modelo é validado por meio de comparações com resultados analíticos do Capítulo 2.

O Capítulo 4 apresenta os resultados obtidos por meio de simulações do modelo desenvolvido no Capítulo 3 para diferentes condições de vinculação.

O Capítulo 5 apresenta as principais conclusões dos resultados alcançados nesta dissertação, e sugestões para trabalhos futuros.

Ao final deste documento encontram-se as Referências Bibliográficas utilizadas para a elaboração deste trabalho e os Anexos A, B, C e D.

2 REFERENCIAL TEÓRICO

AUGUSTO (2007) define embarcação como uma construção feita de material apropriado que tem por propósito ser um objeto flutuante e impermeável, capaz de efetuar deslocamentos sobre a superfície da água, bem como transportar cargas e pessoas, resistir a ações do ambiente e suas próprias ações, sem sofrer falhas por fratura ou deformações permanentes.

A variedade de veículos de superfície é imensa uma vez que existe um tipo adequado de casco para cada missão específica da embarcação. Em decorrência dessa variedade, é comum classificar os veículos de acordo com critérios como, número de cascos, regime hidrodinâmico, tipo de missão, etc.

2.1 REGIME HIDRODINÂMICO

Do ponto de vista deste trabalho, a classificação relevante para os veículos oceânicos é feita em função do regime hidrodinâmico, que está intimamente ligado à velocidade operacional da embarcação. O equilíbrio vertical da embarcação requer que o fluido forneça um empuxo igual ao somatório das componentes verticais das forças que atuam sobre a embarcação. O empuxo é o resultado da integração das pressões sobre o casco. A pressão de sustentação de uma embarcação pode ser decomposta num campo de pressão hidrostática e um campo de pressão dinâmica. Nas embarcações de baixa velocidade o campo de pressão hidrostática predomina sobre o campo de pressão dinâmica e esta pode ser desprezada. Entretanto, para embarcações com velocidade operacional elevada, as pressões dinâmicas influenciam no equilíbrio vertical da embarcação. A sociedade classificadora DNV, segundo regulamentação da IMO através do capítulo X do SOLAS, em IMO *High Speed Craft Code* (2011), define como embarcações rápidas aquelas que atingem velocidade igual ou superior a equação 2.1.

$$U_R \geq 3,7 \cdot \Lambda^{0,1667} \text{ (m/s)}. \quad (2.1)$$

Onde:

U_R = velocidade de referência para classificação de embarcação rápida.

Λ = deslocamento volumétrico de linha d'água de projeto (m^3).

Já BAIRD (1998), apud FALTINSEN (2005), define embarcações de alta velocidade como aquelas que possuem velocidade operacional acima dos 30 nós, enquanto que os profissionais da hidrodinâmica tendem a usar o número de Froude como parâmetro de classificação. O número de Froude é definido como:

$$F_n = \frac{U_o}{\sqrt{gL_s}} \quad (2.2)$$

Onde g é a aceleração da gravidade, U_o é a velocidade de avanço e L_s o comprimento na linha d'água da embarcação.

A pressão de sustentação de uma embarcação sobre a superfície da água, é a soma das pressões hidrostática e hidrodinâmica que agem sobre o seu casco, onde a pressão hidrostática está relacionada com as forças gravitacionais. O gradiente do campo de pressão hidrostático é:

$$\nabla p_h = -\rho \mathbf{g} \quad (2.3)$$

Onde ρ é a massa específica da água e \mathbf{g} é o vetor aceleração da gravidade. Chamando de z a coordenada vertical com origem na superfície livre e sentido positivo voltado para cima, o campo de pressão hidrostático pode ser expresso como:

$$p_h = -\rho g z \quad (2.4)$$

A força hidrostática sobre a embarcação pode ser calculada pela integral de superfície das pressões hidrostáticas sobre a superfície da embarcação:

$$B = \iint_A \rho g z \mathbf{n} dA \quad (2.5)$$

Onde \mathbf{n} é o vetor unitário normal ao elemento de área dA , considerado positivo quando apontado para fora da superfície. Alternativamente, a integral (2.5) pode ser transformada numa integral de volume mediante a aplicação do teorema da divergência de Gauss (Kreyszig, 2011).

$$B = \iiint_V \rho g \mathbf{k} dV = \rho g \Delta \mathbf{k} \quad (2.6)$$

Onde V é o volume limitado pela área, Δ é o volume do líquido deslocado e \mathbf{k} é o vetor unitário na direção z . Esse resultado corresponde ao princípio de Arquimedes, cujo enunciado diz que um corpo sólido que flutua livremente num líquido está sujeito a uma força vertical para cima igual ao peso do volume do líquido deslocado. Observe que a validade está associada ao fato do campo de pressão envolver completamente o volume do sólido. No caso de embarcações, a utilização do volume do líquido deslocado decorre do fato da pressão sobre a parte emersa do sólido ser nula. (Patel et.al., 1991).

Por outro lado, a obtenção do campo de pressão dinâmica depende da solução das equações de Navier-Stokes para escoamentos viscosos, ou das equações de Euler para escoamentos invíscidos. Se além de invíscido, o escoamento for permanente, então o campo de pressão pode ser obtido pela equação de Bernoulli (Newman, 1977):

$$\frac{p_D}{\rho} + \frac{V^2}{2} = C \quad (2.7)$$

Onde p_D é a pressão dinâmica e C uma constante. Embora o escoamento em torno do casco da embarcação não satisfaça completamente as condições de Bernoulli, é possível inferir que o campo de pressão dinâmica é aproximadamente proporcional ao quadrado da velocidade.

Com base no exposto, é possível classificar as embarcações em dois regimes bem definidos de acordo com a importância relativa entre a pressão dinâmica e a pressão hidrostática. Para os casos em que a pressão hidrostática é muito maior do que a pressão dinâmica, a sustentação vertical da embarcação é mantida pelo empuxo de Arquimedes. As embarcações pertencentes a este regime de escoamento são chamadas de embarcações de deslocamento. No outro extremo, quando a pressão dinâmica é muito maior do que a pressão hidrostática, a sustentação vertical resulta da integração da pressão dinâmica. As embarcações neste tipo de regime são chamadas embarcações de planeio, ou planeio puro. Um terceiro regime hidrodinâmico corresponde às situações intermediárias, para as quais a sustentação vertical do veículo depende da pressão hidrostática e da pressão dinâmica.

Convém salientar que, na maioria dos textos de hidrodinâmica e mecânica dos fluidos, o significado físico do número de Froude é a relação entre as forças inerciais e as forças gravitacionais num escoamento. Entretanto, o número de Froude pode ser relacionado com a

razão entre a pressão dinâmica e a pressão hidrostática. Seja p_o a pressão de referência de um campo hidrostático:

$$p_o = \rho g h_o \quad (2.8)$$

Onde h_o é uma profundidade característica. No caso de embarcações, a profundidade pode ser associada ao calado. Porém, o calado é variável e não é uma boa referência. Como a embarcação é um sólido com dimensões parecidas, é usual que algum comprimento característico seja adotado, como o comprimento na linha d'água, ou seja $h_o = L_s$. Por outro lado, seja p_{Do} uma pressão dinâmica de referência dada por:

$$p_{Do} = \rho U_o^2 \quad (2.9)$$

Onde U_o é a velocidade característica de avanço da embarcação. A relação entre a pressão dinâmica característica e a pressão hidrostática característica é:

$$\frac{p_{Do}}{p_o} = \frac{U_o^2}{gL_s} = F_n^2 \quad (2.10)$$

Ou seja, a razão entre a pressão dinâmica e a pressão hidrostática é proporcional ao quadrado do número de Froude. Como resultado, o número de Froude é um bom parâmetro adimensional para classificar as embarcações em função da sustentação vertical. FALTINSEN (2005) sugere os limites indicados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1- Classificação do regime hidrodinâmico em função do número de Froude.

Regime Hidrodinâmico	Faixa de Variação de F_n
Deslocamento	$F_n < 0,4$
Semiplaneio	$0,4 < F_n < (1,0 - 1,2)$
Planeio	$F_n > (1,0 - 1,2)$

Usualmente, as embarcações de semiplaneio e planeio são consideradas embarcações de alta velocidade.

2.2 CONCEITOS E CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DE EMBARCAÇÕES DE DESLOCAMENTO, PLANEIO E SEMIPLANEIO.

Conforme já citado no item 2.1, uma embarcação pode operar em um dos três tipos de regimes hidrodinâmicos existentes, que são eles, o regime de deslocamento, o de semiplaneio e o de planeio. Basicamente esses regimes diferenciam-se e caracterizam-se pelo modelo de forças de sustentação da estrutura flutuante na superfície da água, onde surgirão pressões hidrostáticas ou hidrodinâmicas, que equilibrará verticalmente a embarcação, sendo estes modelos de forças e pressões dependentes da forma do casco e da sua velocidade de avanço.

2.2.1 Embarcações de deslocamento

Embarcações com regime de deslocamento, são aquelas cujo suporte na água quando em movimento ($U_0 \neq 0$) é efetuada basicamente pela força de empuxo, ou seja, pela hidrostática. Os efeitos dinâmicos neste tipo de regime são desprezíveis.

As principais características quanto a sua geometria são:

- Ângulos estreitos de entrada da linha d'água na região da proa, em relação a popa;
- Na região de meia nau para ré da embarcação apresenta característica de curvatura convexa;
- Na região de popa apresenta acentuadas curvas convexas no plano de balizas;
- A região da popa é estreita;
- O raio de bojo geralmente apresenta raio constante e curvatura convexa.

As formas com linhas convexas na região de linha d'água, desenvolvem uma pequena pressão negativa na superfície do casco em relação ao fluxo.

A figura 2.1, mostra o plano de linhas de embarcação típica de deslocamento.

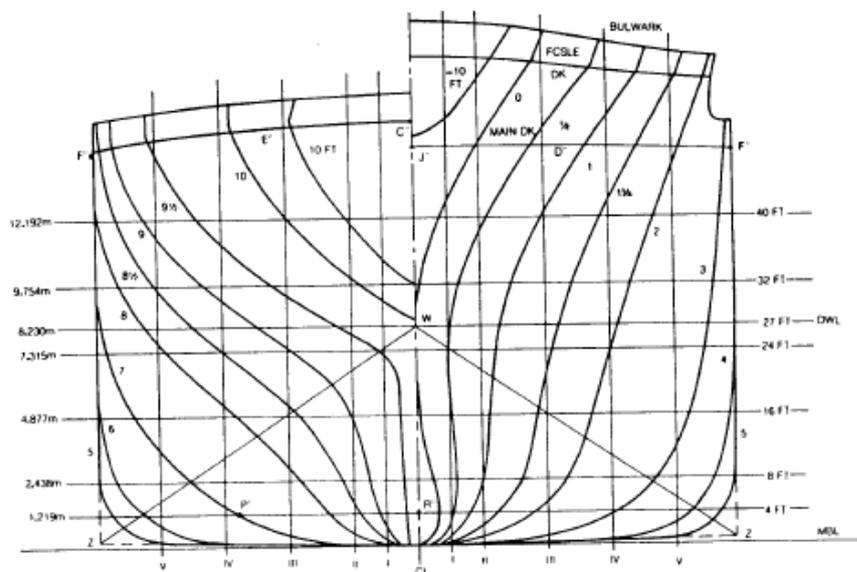


Figura 2.1 – Plano de linhas de uma embarcação de deslocamento.

Fonte: LEWIS (1998).

2.2.2 Embarcações de planeio.

Embarcações de planeio, tem seus cascos desenhados para desenvolver uma pressão dinâmica positiva no fundo da embarcação, através da interação entre o casco e o escoamento da água no seu contorno. A medida que a velocidade da embarcação aumenta, a parcela de sustentação hidrodinâmica também aumenta, reduzindo assim a parcela de sustentação por empuxo, tornando esta desprezível ao atingir altas velocidades.

A proporção entre as forças dinâmicas e estáticas pode ser identificada pela diminuição do calado da embarcação à medida que esta aumenta a sua velocidade de avanço, sendo o efeito hidrodinâmico o responsável por esta diminuição do volume submerso, sobrepondo-se ao efeito hidrostático (empuxo) na sustentação do peso da embarcação.

O casco de uma embarcação de planeio apresenta as seguintes características:

- Não apresenta superfícies convexas, para evitar o desenvolvimento de pressões negativas (sucção) no fundo da embarcação;
- Em alta velocidade a popa fica completamente livre de água, ou seja, fica amostra;

- O plano de baliza tem forma de “V”, e a inclinação crescente das cavernas no sentido da proa;
- A embarcação apresenta “*quinas vivas*” e a região a ré é praticamente paralela.

A figura 2.2 apresenta um plano de balizas de uma embarcação planeio.

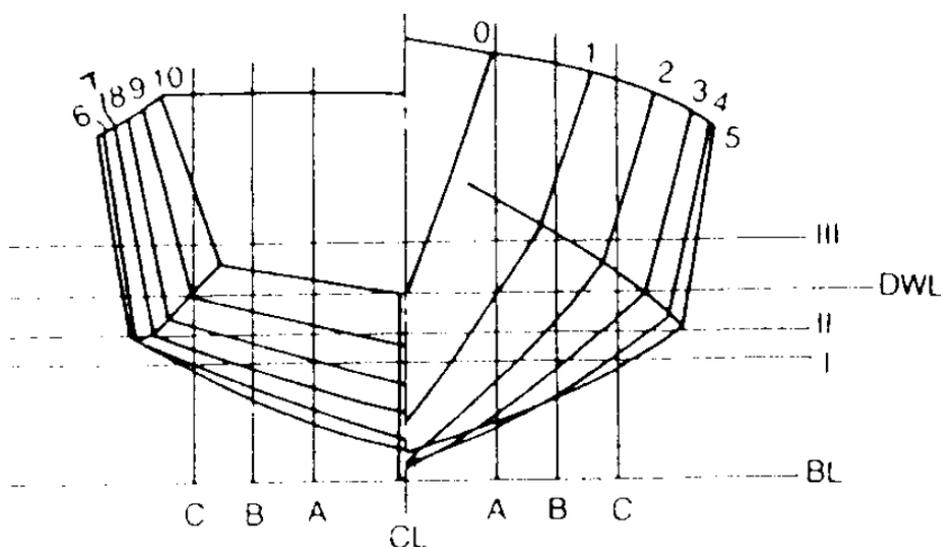


Figura 2.2 – Plano de linhas de uma embarcação de planeio. Fonte: LEWIS (1998).

2.2.3 Embarcações de semiplaneio

Embarcações de semiplaneio, assim como as de planeio puro, tem como finalidade desenvolver altas velocidades de uma forma economicamente viável, contrapondo-se assim das embarcações de deslocamento quando tendem a operar com um regime de velocidades mais elevadas.

A forma do casco de uma embarcação de semiplaneio é projetada para evitar as forças de sucção, ou pressão negativa, ao longo das linhas a ré da embarcação reduzindo assim o ângulo de trim. Isto é possível através de linhas retas a ré da embarcação e com uma popa larga e vertical (“transom”) que, neste regime de semiplaneio, permanece parcialmente submersa.

Outra característica típica de um casco de semiplaneio, é que a partir de um formato em V na proa, vai sendo torcido até uma popa bastante achatada, em formato “U”, como mostra a figura 2.3.

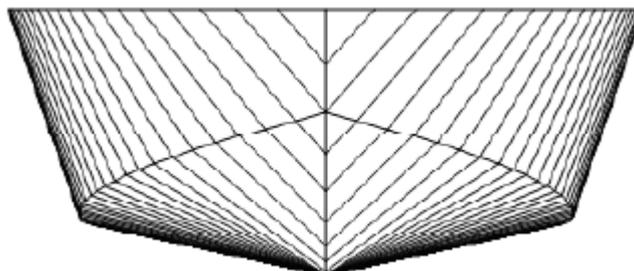


Figura 2.3 – Modelo de linhas de balizas para casco de semiplaneio. Fonte: *RIBEIRO* (2009).

Esta configuração desenvolve uma pressão positiva no fundo da embarcação, ao invés de pressão negativa quando na presença de linhas convexas, que tende a levantar levemente a embarcação. Esta pressão dinâmica e positiva, devido ao campo de pressão, não é muito grande e, portanto, não consegue dar a característica de planeio puro a embarcação.

Para atingir o regime de semiplaneio, inicialmente ocorre uma separação do fluxo de água da popa em função do aumento de velocidade, deixando esta parcialmente livre, e então o casco sofre um pequeno afundamento e trim. Isto ocorre em função da formação de uma região de baixa pressão na superfície livre logo após a saída do fluxo que passa pela popa “transom”. A medida que a velocidade de avanço vai aumentando, o casco da embarcação atinge o seu limite de trim e de afundamento, sendo este último de valor extremamente baixo. O casco então começa a elevar-se, devido a formação de uma zona de alta pressão, conforme a figura 2.4, e como consequência dessa pressão, o surgimento de sustentação dinâmica e diminuição de superfície molhada.

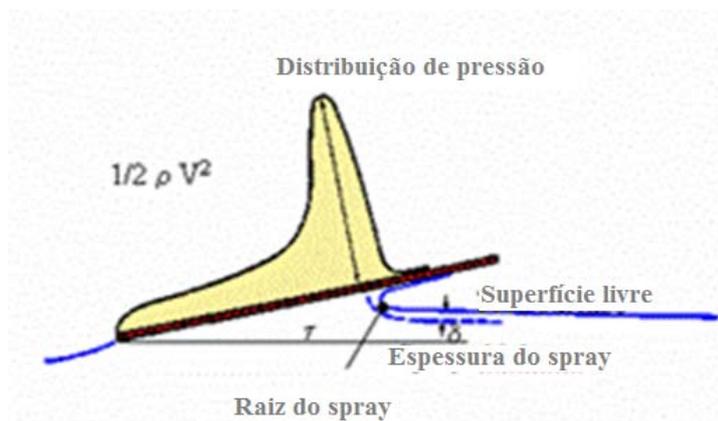


Figura 2.4 – Zona de alta pressão sob o casco, formada em embarcações de planeio e semiplaneio. Fonte: Adaptado de www.oceanica.ufrj.br/deno/prod_academic/relatorios

De acordo com RIBEIRO (2009), um segundo efeito benéfico em função da sustentação dinâmica, é a diminuição da resistência de onda com o aumento da velocidade, ao aproximarse do regime de planeio, isto em função da modificação do perfil da onda de popa, que se forma neste novo regime. O assunto de resistência em ondas não será abordado neste trabalho, maiores detalhes ou informações sobre o assunto podem ser obtidos em RIBEIRO (2009).

Apesar das embarcações de semiplaneio operarem com velocidades mais moderadas e apresentarem níveis mais baixos de sustentação hidrodinâmicas do que as embarcações de planeio puro, a escolha a favor de casco de semiplaneio deve-se principalmente por este possuir um melhor comportamento no mar, onde apresenta uma maior estabilidade de plataforma, proporcionando um maior conforto à tripulação e passageiros, tornando mais abrangente a aplicação e emprego deste tipo de casco.

2.3 ARRANJO ESTRUTURAL DE EMBARCAÇÕES

A estrutura de uma embarcação pode ser comparada a uma viga oca, isto porque o seu comprimento possui dimensão muito maior em relação as demais dimensões, sendo essa viga suportada pelas forças de flutuação e solicitada pelos esforços devido ao seu próprio peso e pelas cargas que transporta, enquanto sofre esforços de flexão e torção ao longo da rota. Para isso a estrutura deve ser composta de material contínuo no sentido de proa a popa, e seu chapeamento deve ser estanque.

Na construção de uma embarcação deve ser obedecido o princípio da continuidade de resistência do casco, para que um determinado esforço, além de ser suportado pelos reforços locais, seja também distribuído ao longo de uma região da estrutura, sendo esta região a mais extensa possível, para evitar ou minimizar concentrações de tensões.

Engenheiros e projetistas de embarcações dirigem seus esforços no sentido de obter uma estrutura onde combinem os requisitos de resistência longitudinal e transversal, com os requisitos de estanqueidade, em uma única viga, utilizando-se da menor quantidade possível de materiais.

Basicamente o arranjo estrutural de uma embarcação é dividido em três tipos de estruturas:

- Estrutura primária;
- Estrutura secundária;
- Estrutura terciária.

2.3.1 Estrutura primária

A estrutura primária caracteriza-se por considerar a embarcação como uma viga oca, ou viga caixão, é uma estrutura estanque e de resistência contínua de proa a popa, conforme descrita anteriormente, e mostrada na figura 2.5. A estrutura comparada à viga será denominada “viga navio”, e deve ser projetada para resistir a flexão longitudinal.

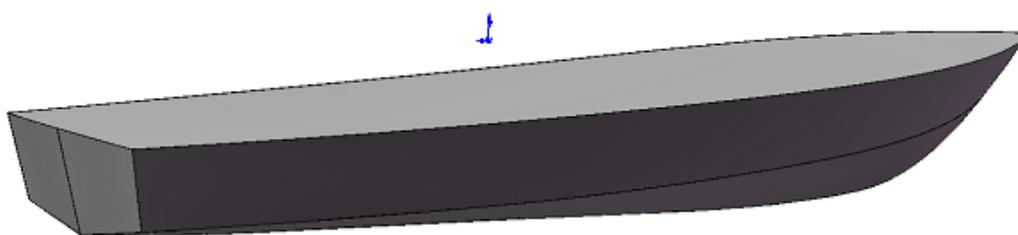


Figura 2.5 – Estrutura primária.

O esforço solicitante primário da embarcação são os esforços de flexão longitudinal que sofre a embarcação, estando esta sob a ação das forças de flutuação resultante da pressão

hidrostática, e sujeita a esforços de carregamento impostos pelo seu peso próprio e de suas cargas.

Ao longo da rota percorrida pela embarcação os sentidos de flexão longitudinal da viga navio, ora tendem a fletir para cima e ora tendem para baixo, isso em função do rearranjo das forças de flutuação, e são denominados de alquebramento e tosamento, respectivamente.

Valores extremos de curvatura para alquebramento e tosamento ocorrem quando a embarcação se desloca de encontro ou no mesmo sentido das ondas, e essas possuem o comprimento entre cristas igual ao comprimento da embarcação. No instante em que a embarcação se encontra com seus extremos, proa e popa, simultaneamente suportados pelas cristas da onda, o casco tende a tosar, isso em função da diminuição das forças de flutuação nas regiões não apoiadas. Já no instante em que a embarcação se encontra suportada a meia nau, por uma crista de onda, ocorre o alquebramento, isso em função da diminuição das forças de flutuação nos extremos da embarcação.

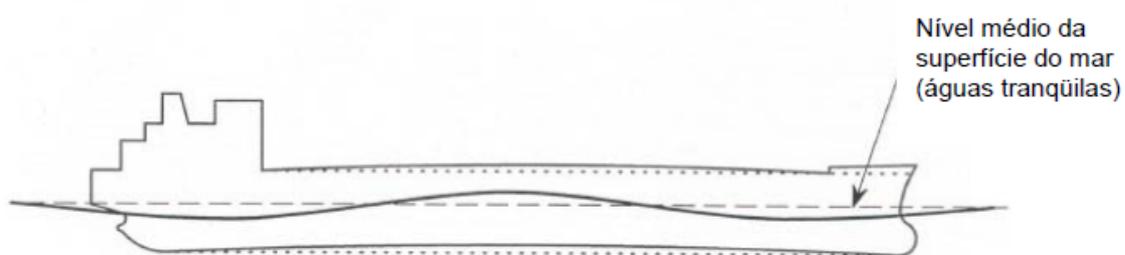


Figura 2.6 – Exemplo de alquebramento: a quilha se curva para cima.

Fonte : AUGUSTO (2007).

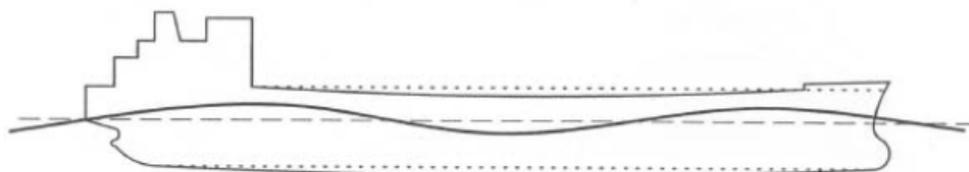


Figura 2.7 – Exemplo de tosamento: a quilha se curva para baixo.

Fonte: AUGUSTO (2007).

Como já mencionado anteriormente a estrutura primária da embarcação, sofre outros esforços em função de seus movimentos, além da flexão longitudinal, esforços como de torção e de cisalhamento, sendo este último em função da diferença de peso entre secções, devido a distribuição de cargas ao longo da embarcação.

Cabe salientar, que o equilíbrio vertical estático da embarcação requer que o total das forças de flutuação, seja igual ao total das forças devido ao peso.

Segundo VALERO (2008), apesar de embarcações não apresentarem um caráter prismático, a comparação da viga navio com uma viga caixão em todo seu comprimento, é muito usada para avaliação dos esforços primários dentro da teoria de viga simples de Euler-Bernoulli, desde que a viga navio apresente uma relação entre comprimento da embarcação e pontal, maior que 10. Classificadoras como DNV e ABS estabelecem a relação comprimento da embarcação/pontal (L/D), como maior que 12 para ser avaliado os critérios de cálculo para os esforços primários na viga navio, conforme detalhado no capítulo 4.

Para cálculos dos esforços primários, considera-se a viga navio flutuando sem vínculos, sob a ação de um carregamento representado pela diferença da curva de flutuação e curva de pesos da embarcação, sendo possível então construir os diagramas de momento fletor e esforço cortante, que agem sobre a viga navio, conforme ilustra a figura 2.8.

Conforme OROZCO (2009), os membros que determinam a resistência estrutural longitudinal, ou primária desta embarcação, são os conveses, costados, fundo, teto do duplo fundo quando houver, siscordas, longarinas e quilha.

A figura 2.9 mostra um detalhamento das tensões e deflexões primárias da viga navio, e as mesmas são definidas pelas equações 2.11 e 2.12

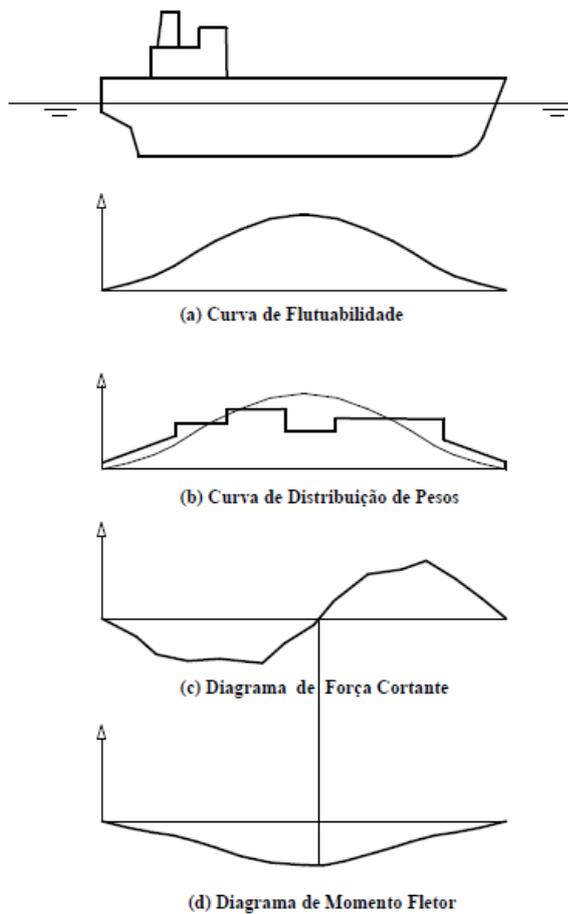


Figura 2.8 – Esforços típicos da estrutura primária. Fonte: OROZCO (2009).

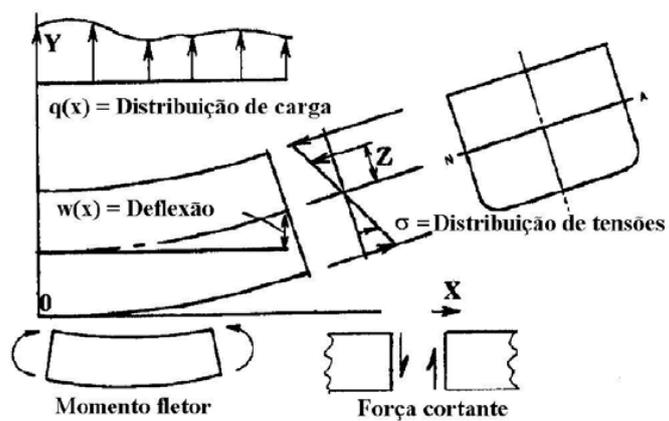


Figura 2.9 – Tensão e deflexão primárias. Fonte : OROZCO (2009)

$$\sigma = \frac{Mc}{I} \quad (2.11)$$

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} = q(x) \quad (2.12)$$

Onde:

σ = Tensão de flexão (N/m²).

M = Momento fletor (N.m).

c = distância da linha neutra até fibra mais externa (m).

I = Momento de inércia da seção da viga com referência a linha neutra (m⁴).

E = Módulo de elasticidade do material (N/m²).

w = deflexão (m).

q = carga cortante por unidade de comprimento (N/m).

2.3.2 Estrutura secundária

A estrutura secundária de uma embarcação consiste no chapeamento reforçado por perfis leves e pesados, considerados entre duas anteparas estruturais, conforme figura 2.10.

São perfis leves aqueles que limitam as dimensões das unidades de chapeamento enrijecendo-as, perfis como cavernas, vaus de conveses, longitudinais e outros. Já os perfis denominados pesados, são aqueles que sempre servem de apoio aos perfis leves, e conseqüentemente recebem a carga que foi transmitida a eles pela unidade de chapeamento. São exemplos de perfis pesados, os anéis gigantes, as sicordas, as hastilhas, as quilhas, as longarinas e as escoas.

A estrutura secundária sendo formada por painéis reforçados, contempla unidades de chapeamento, unidades essas que formam a estrutura terciária da embarcação, como será mostrado no item 2.3.3.

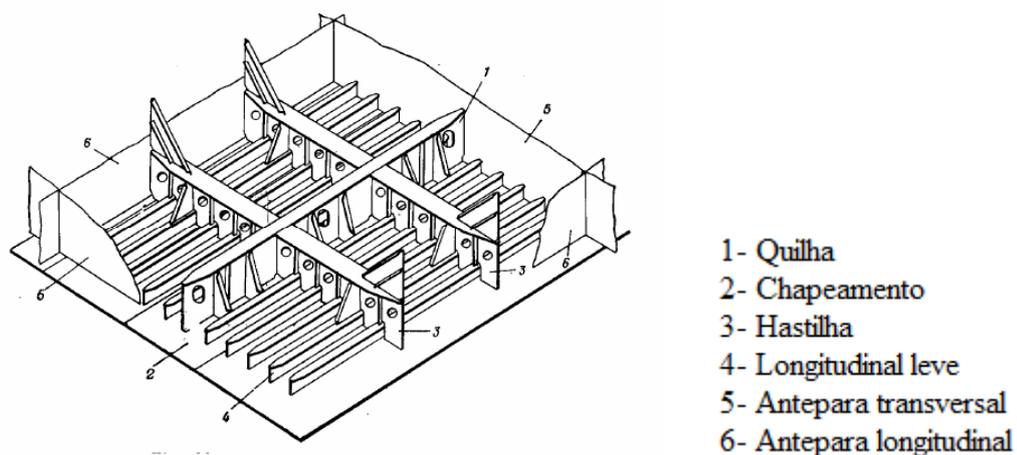


Figura 2.10 – Detalhe de painel de fundo. Estrutura secundária. Fonte: VALERO (2008).

2.3.2.1 Efeito de “shear lag” e largura efetiva

Ao analisar a estrutura secundária da embarcação, é necessário isolar um elemento reforçador de um painel, e estabelecer hipóteses sobre a distribuição de cargas, considerando o painel reforçado em diversas vigas. Essas vigas são constituídas de perfis e de uma parte do chapeamento, denominado de “chapa colaborante”, conforme mostra a figura 2.11.

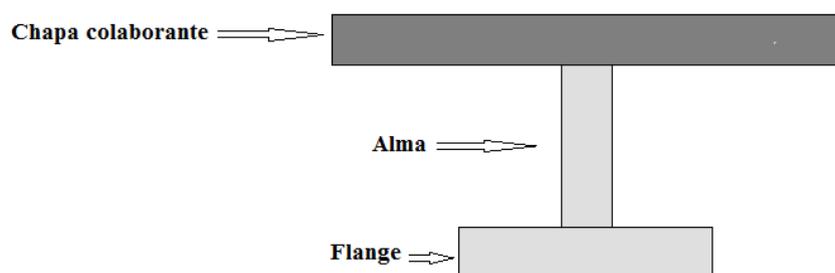


Figura 2.11 – Chapa colaborante.

Na teoria simples de viga as tensões de flexão são diretamente proporcionais à distância do ponto considerado até ao eixo neutro. Conforme OROZCO (2009) e VALERO (2008), para uma estrutura formada por vários perfis de vigas interligados, no caso de uma embarcação, os

esforços de flexão não se originam de um binário de forças agindo nas extremidades dessas vigas, ou seja, flexão pura, e sim como cargas transversais que são absorvidas pelas almas e não pelos flanges dessas vigas. Sob a ação dessas cargas transversais, a alma da viga é então curvada, impondo deformação máxima nos flanges, em função do esforço de cisalhamento, encurtando o flange inferior e alongando o flange superior. O perfil alongado da alma traciona consigo o chapeamento do flange superior ocasionando tensões de cisalhamento neste. A combinação dos esforços de cisalhamento e de flexão fazem com o flange distorça no seu plano. Em vigas abertas de flanges largos, esta distorção é tal que a deflexão e tensão no sentido longitudinal do flange tem valores menos efetivos nos extremos do flange, sendo maximizados no eixo central junto a alma. Este fenômeno é conhecido por efeito de “shear lag”, figura 2.12, e segundo VALERO (2008), é uma importante consideração para vigas com flanges longos e almas curtas.

Em OROZCO (2009), define-se que para determinar o efeito de “shear lag” sobre o estado de tensões da viga, considera-se que o valor máximo de tensão encontrado no ponto situado no encontro da alma com o flange da viga, é mais representativo do que o valor nominal da tensão. Com essa abordagem tem-se o conceito de largura efetiva do flange da viga, que conforme citado em OROZCO (2009), é definida como a largura da chapa da qual, quando utilizada no cálculo do momento de inércia da seção transversal do perfil, resultará o valor correto da tensão máxima de flexão na junção alma-flange, utilizando-se a teoria simples de viga.

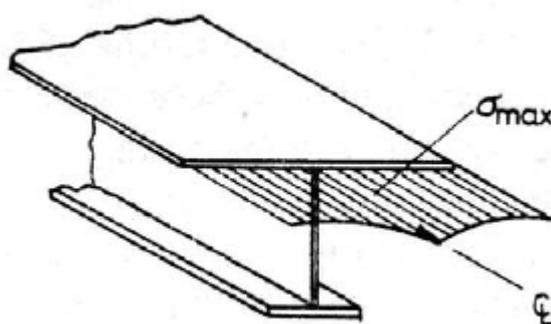


Figura 2.12 – Efeito de “shear lag” em vigas abertas. Fonte: OROZCO (2009)

Na determinação da largura efetiva, o fator mais importante é a razão entre o comprimento da viga entre os pontos de momento fletor iguais a zero (L_0) e a largura real do

flange (b_f). Para valores baixos de Lo/b_f , resultam em valores baixos para razão entre largura efetiva (b_e) e largura real do flange, b_e/b_f .

A DNV, em *Rules for classification of high speed, light craft and naval surface craft_Part 3 chapter 3_structures, equipment_hull structural design, Aluminium Alloy* de julho de 2012, estabelece para determinação do valor da largura efetiva da chapa colaborante a seguinte equação:

$$b_e = C b_f (m) \quad (2.13)$$

Onde,

C = constante tabelada por DNV, conforme Anexo A.

b_f = largura original do flange.

2.3.2.2 Distribuição de cargas

Conforme AUGUSTO (2007), a distribuição de cargas pode ser exemplificada através da figura 2.13, onde:

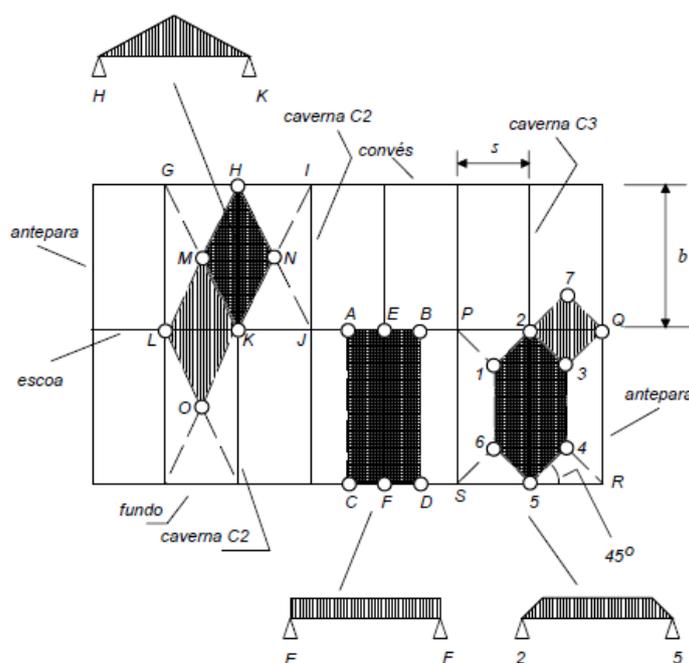


Figura 2.13 – Distribuição de cargas na estrutura secundária. Fonte: VALERO, 2008.

- Situação 1: Cada reforço recebe toda a carga aplicada sobre a largura s , e a transmite aos reforços mais rígidos onde se apoiam.

O exemplo esquemático de AUGUSTO (2007), a região AEBDFC, representa um painel estrutural de costado de uma embarcação, onde a carga hidrostática é aplicada na caverna C1. E carga será transmitida para a escoa e o fundo da embarcação nos pontos E e F, respectivamente. Essa distribuição de cargas é superestimada para caverna, exceto que s seja muito menor que b .

- Situação 2: A carga é aplicada em cada reforço através de uma região carregada em formato de losango, que é determinado pelas diagonais de cada unidade de chapeamento.

No exemplo esquemático a carga distribuída no losango KMHN, é aplicada sobre a caverna C2, e então distribuída para a escoa entre L e K, pelo losango LMKO.

- Situação 3: A carga distribuída age sobre os reforços com concentração mais central, pois possui linhas de ângulos de 45° em cada apoio que limitam esta região.

No exemplo esquemático a caverna C3 recebe a carga distribuída pelo polígono 1,2,3,4,5, e 6, e é transmitida para a escoa entre 2 e Q, através do losango 2, 7, Q e 3. Conforme AUGUSTO (2007) esta é a distribuição de carga que mais se aproxima da realidade, e de gerar um perfil de carregamento trapezoidal sobre o elemento de reforço, desconsidera-se a diminuição de carregamento nos extremos, tornando-a uniformemente distribuída.

2.3.2.3 Painéis reforçados

Os painéis reforçados são os elementos estruturais mais utilizados na confecção da estrutura de uma embarcação, dando a esta, maior rigidez e garantindo a estanqueidade, sendo unidos por elementos mais rígidos como anteparas, cavernas, longarinas, quilhas e etc.

Nos painéis reforçados que contemplam a estrutura secundária, encontram-se elementos de reforços tanto na direção longitudinal como na direção transversal, em relação ao eixo proa-popa da embarcação. De acordo com AUGUSTO (2007), uma primeira análise desse tipo de estrutura é realizada considerando a carga aplicada sobre um reforço, enquanto os reforços limítrofes à região de carga seriam considerados como apoios estáticos. Para uma análise mais próxima da realidade esses apoios formados pelo segundo grupo de reforços, atuam como apoios elásticos ao primeiro grupo. Para efetuar uma análise com este tipo estrutural de apoios utiliza-se a definição de grelhas, isto é, uma estrutura de vigas em duas direções, interligadas entre si.

As grelhas são classificadas como grelha simples e grelha múltipla.

- Grelhas simples

A figura 2.14, mostra uma configuração de grelha simples formada por duas vigas de momento de inércia I_1 e I_2 , simplesmente apoiadas em suas extremidades e interligadas entre si no centro de cada viga.

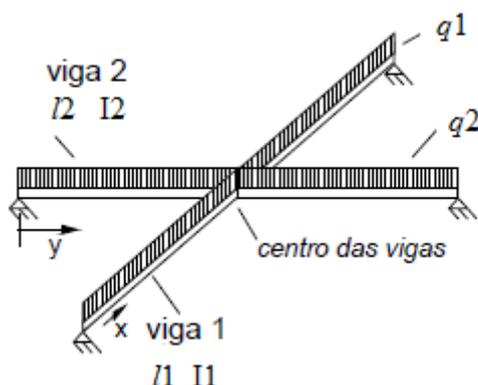


Figura 2.14 – Grelha simples. Fonte: AUGUSTO, 2007.

Na viga 1 é aplicada uma carga distribuída uniforme q_1 em l_1 , enquanto que na viga 2 é aplicada uma carga distribuída uniforme q_2 em l_2 .

No ponto de interligação entre as vigas 1 e 2, será gerada uma força concentrada F , denominada de incógnita hiperestática, que agirá tanto na viga 1 como na viga 2, com mesma intensidade, direção, porém de sentidos opostos, de modo que a reação de apoio e os momentos fletores na viga 1 serão:

$$Q1 = \frac{q1l1}{2} - \frac{F}{2} \quad (2.14)$$

$$M1 = (Q1x) - \frac{q1x^2}{2} \quad (2.15)$$

Na viga 2, obtém-se:

$$Q2 = \frac{q2l2}{2} + \frac{F}{2} \quad (2.16)$$

$$M2 = (Q2y) - \frac{F}{2} \quad (2.17)$$

Logo estando as vigas interligadas entre si, o deslocamento da viga 1 ($\delta1$) no ponto de interligação, será igual ao deslocamento da viga 2 ($\delta2$) no mesmo ponto. Considerando somente a influência do momento fletor no cálculo dos deslocamentos, tem-se:

$$\delta1 = \frac{5q1l_1^4}{384EI_1} - \frac{Fl_1^3}{48EI_1} \quad (2.18)$$

$$\delta2 = \frac{5q1l_2^4}{384EI_2} - \frac{Fl_2^3}{48EI_2} \quad (2.19)$$

Igualando a equação 2.18 a equação 2.19, obtém-se:

$$F = \frac{\frac{5}{8} \left(\frac{q1 \cdot l_1^4}{I_1} - \frac{q2 \cdot l_2^4}{I_2} \right)}{\frac{l_1^3}{I_1} + \frac{l_2^3}{I_2}} \quad (2.20)$$

- **Grelhas Múltiplas**

Uma grelha formada por vários elementos longitudinais e vários elementos transversais, irá possuir “n” pontos de interligações entre esses elementos, e com “n” incógnitas hiperestáticas.

Para a solução desse tipo de grelha pode ser aplicado métodos matriciais de cálculos de estruturas, que não será objeto de estudo desse trabalho, estudos mais detalhados sobre os métodos citados podem ser encontrados em FREITAS (1977), conforme citado em AUGUSTO (2007).

2.3.3 Estrutura terciária

A estrutura terciária de uma embarcação resume-se na unidade de chapeamento de um painel reforçado, ou seja, é a porção de chapa limitada em suas quatro laterais por reforços, ou descontinuidades geométricas adjacentes.

Em função da característica geométrica da unidade de chapeamento, pode-se classificar o cavernamento da embarcação como longitudinal, no caso da dimensão da unidade de chapeamento ser maior na direção do eixo proa-popa, ou cavernamento transversal, no caso da unidade de chapeamento ter a dimensão maior no sentido transversal do eixo proa-popa.

2.3.3.1 Esforços terciários

A figura 2.15, ilustra uma placa plana e seu sistema de referência, onde o plano Oxy coincide com o plano médio da placa não deformada.

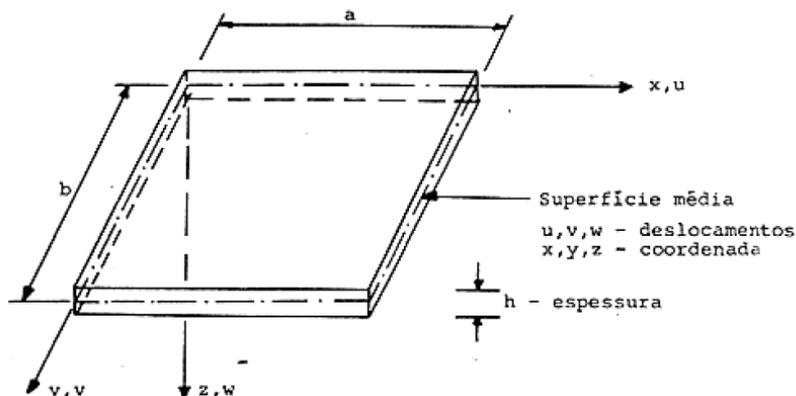


Figura 2.15 – Sistema de referência da placa. Fonte: SANTOS (2011).

A análise dos esforços terciários, são realizados considerando a unidade de chapeamento como placa plana, logo se faz necessário do uso das seguintes hipóteses simplificadoras, atribuído à aplicação da teoria clássica de placas:

1. O material da placa é elástico, homogêneo e isotrópico;
2. O material permanece elástico;
3. A placa é inicialmente plana (antes de deformada);
4. A espessura da placa é pequena em comparação as demais dimensões, pelo menos 10 vezes menor
5. O plano médio não sofre deformação pela flexão;
6. O deslocamento transversal da placa é pequeno em comparação a sua espessura, sendo o deslocamento máximo menor que um quinto do valor da espessura de placa ($w_{\text{máx}} < h/5$);
7. Nas deformações de flexão, os planos normais à superfície média continuam perpendiculares à superfície média depois da placa ser deformada ($\epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = \epsilon_z = 0$);
8. As tensões normais à superfície média são desprezadas ($\sigma_z = 0$);
9. Os deslocamentos na superfície média são desprezados ($u = v = 0$).

De acordo com SOARES (1982) e SZILAR (1974), apud SANTOS (2011), e pelas hipóteses 7 e 8, as tensões σ_{xy} , σ_{yz} e σ_{zz} são nulas. Valendo-se das hipóteses 1 e 8, é permitido o uso da lei de Hooke e das equações constitutivas (2.21), (2.22) e (2.23).

$$\epsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu \sigma_y] \quad (2.21)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu \sigma_x] \quad (2.22)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (2.23)$$

Relacionando tensões e deformações, obtém-se:

$$\sigma_x = E \varepsilon_x + \nu \sigma_y \quad (2.24)$$

$$\sigma_y = E \varepsilon_y + \nu \sigma_x \quad (2.25)$$

Substituindo (2.25) em (2.24), e após (2.24) em (2.25), obtém-se as tensões normais σ_x e σ_y , respectivamente.

$$\sigma_x = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y) \quad (2.26)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x) \quad (2.27)$$

Sabendo-se que as tensões de corte τ_{xy} e τ_{yx} são iguais, logo:

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G_{xy}} \tau_{xy}$$

$$\tau_{xy} = \gamma_{xy} G_{xy}$$

$$\tau_{xy} = \gamma_{xy} \frac{E}{2(1-\nu)} = \tau_{yx} \quad (2.28)$$

Logo, escrevendo as equações (2.26), (2.27) e (2.28) sob forma matricial, obtém-se a seguinte lei constitutiva:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.29)$$

Onde $\{\sigma; \tau\}$ e $\{\varepsilon; \gamma\}$ são vetores das tensões e deformações, respectivamente.

2.3.3.2 Solução para placa retangular engastada nos quatro lados sob carregamento uniformemente distribuído.

TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959) demonstram a deflexão de placas engastadas nos quatro lados através de superposição efeitos, combinando o deslocamento de uma placa semelhante simplesmente apoiada, com a deflexão de uma placa carregada com distribuição uniforme de momentos ao longo dos seus lados (SOARES 2004).

Para este caso, as condições de contorno podem ser escritas da seguinte forma:

$$\frac{\partial w}{\partial n} = 0 \quad (2.30)$$

A figura 2.16, apresenta um esquema dessa configuração.

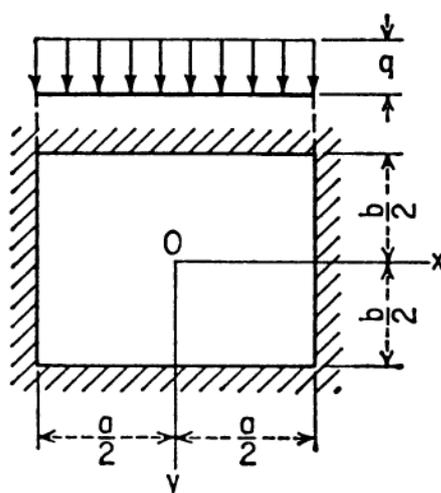


Figura 2.16 – Sistema de coordenadas para uma placa retangular engastada sob carregamento uniformemente distribuído. Fonte: TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER -1959.

A deflexão de uma placa simplesmente apoiada com carga uniformemente distribuída, com a origem em seu centro (Fig.2.16), levando em conta a translação dos eixos xx e yy é representada, por:

$$w = \frac{4qa^4}{\pi^5 D} \sum_{m=1,3,5..}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m^5} \cos \frac{m\pi x}{a} \left[1 - \frac{\alpha_m \tanh \alpha_m}{2 \cosh \alpha_m} \cos \frac{m\pi y}{a} + \frac{m\pi y}{2a \cosh \alpha_m} \sinh \frac{m\pi y}{a} \right] \quad (2.31)$$

Onde,

$$\alpha_m = \frac{m \cdot \pi \cdot b}{2 \cdot a} \quad (2.32)$$

A deflexão angular (rotação) da placa em $y=b/2$, é representada pela derivação da equação (2.31) em relação a y , e é escrita como:

$$\left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)_{y=b/2} = \frac{2qa^3}{\pi^4 D} \sum_{m=1,3,5,..}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m^4} \cos \frac{m \cdot \pi \cdot x}{a} [\alpha_m \cdot \tanh \alpha_m (1 + \alpha_m \tanh \alpha_m)] \quad (2.33)$$

Considerando agora a deflexão da placa causada pelos momentos distribuídos ao longo das bordas $y = \pm b/2$. Por considerações de simetria chega-se à conclusão que os momentos podem ser representados pela série abaixo.

$$M_{Yy=\pm b/2} = \sum_{m=1,3,5,..}^{\infty} (-1)^{\frac{m-1}{2}} E_m \cos \frac{m\pi x}{a} \quad (2.34)$$

Conforme TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959), a expressão para a deflexão em placas retangulares simplesmente apoiadas e carregadas com momentos ao longo da borda é:

$$w = \frac{a^2}{2\pi^2 D} \cdot \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}}{m^2 \cosh \alpha_m} E_m \left(\alpha_m \tanh \alpha_m \cosh \frac{m\pi y}{a} - \frac{m\pi y}{a} \sinh \frac{m\pi y}{a} \right) \quad (2.35)$$

A deflexão correspondente (w_1) causadas por ação de (2.34) é então obtida a partir da expressão (2.35), substituindo x por $x+a/2$ (translação de eixos) e tendo $m= 1,3, 5, \dots$, tem-se:

$$w_1 = \frac{-a^2}{2 \cdot \pi^2 D} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} E_m \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m^2 \cosh \alpha_m} \cos \frac{m\pi x}{a} \left(\frac{m\pi y}{a} \sinh \frac{m\pi y}{a} - \alpha_m \tanh \alpha_m \cosh \frac{m\pi y}{a} \right) \quad (2.36)$$

A rotação do eixo $y = b/2$ correspondente a esta deflexão é determinada pela derivação da expressão (2.36) em relação a y , onde obtém-se:

$$\left(\frac{\partial w_1}{\partial y} \right)_{y=b/2} = \frac{-a}{2 \cdot \pi \cdot D} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} E_m \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m} \cos \frac{m\pi x}{a} \left(\tanh \alpha_m + \frac{\alpha_m}{\cosh^2 \alpha_m} \right) \quad (2.37)$$

A rotação do eixo $x = a/2$ correspondente a esta deflexão é determinada pela derivação da expressão (2.35) em relação a x , onde obtém-se:

$$\left(\frac{\partial w_1}{\partial x} \right)_{x=a/2} = \frac{-1}{4 \cdot D} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{E_m}{2 \cosh^2 \alpha_m} \left(b \sinh \alpha_m \cos \frac{m\pi y}{a} - 2y \cosh \alpha_m \sinh \frac{m\pi y}{a} \right) \quad (2.38)$$

De acordo com TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959), na expressão,

$$\left(b \sinh \alpha_m \cos \frac{m\pi y}{a} - 2y \cosh \alpha_m \sinh \frac{m\pi y}{a} \right)$$

quando a variável y é substituída por $\pm b/2$, pode então a função ser representada pela série:

$$\sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} A_i \cos \frac{i\pi y}{b} \quad (2.39)$$

Sendo que o coeficiente A_i é calculado através da equação:

$$A_i = \frac{2}{b} \int_{-b/2}^{+b/2} \left(b \sinh \alpha_m \cosh \frac{m\pi y}{a} - 2y \cosh \alpha_m \sinh \frac{m\pi y}{a} \right) \cos \frac{i\pi y}{b} \quad (2.40)$$

Onde resolvendo a integral, tem-se:

$$A_i = 16a(-1)^{\frac{i-1}{2}} \frac{b^2}{a^2} \frac{1}{\left(\frac{b^2}{a^2} + \frac{i}{m^2}\right)^2} \cosh^2 \alpha_m \quad (2.41)$$

Substituindo a equação (2.41) em (2.39) e inserindo o resultado em (2.38), obtém-se:

$$\left(\frac{\partial w_1}{\partial x}\right)_{x=a/2} = \frac{-4b^2}{\pi^2 D a} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{E_m}{m^3} \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{i(-1)^{\frac{i-1}{2}}}{\left(\frac{b^2}{a^2} + \frac{i}{m^2}\right)^2} \cos \frac{i\pi y}{b} \quad (2.42)$$

TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959), aplica um método análogo para obtenção das deflexões w_2 e as rotações nos bordos onde atuam os momentos Mx . Para isso assume-se a condição de simetria e adota-se para a borda o valor de $x = \pm a/2$.

$$M_{x_{x=\pm a/2}} = \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} (-1)^{\frac{m-1}{2}} F_m \cos \frac{m\pi y}{b} \quad (2.43)$$

Logo para obter as deflexões em relação a x e a y , é aplicado o mesmo raciocínio matemático utilizado para definição das equações (2.37) e (2.42), resultando em:

$$\left(\frac{\partial w_2}{\partial x}\right)_{x=a/2} = \frac{-b}{2\pi D} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} F_m \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m} \cos \frac{m\pi y}{b} \left(\tanh \beta_m + \frac{\beta_m}{\cosh^2 \beta_m} \right) \quad (2.44)$$

$$\left(\frac{\partial w_2}{\partial y}\right)_{y=b/2} = \frac{-4a^2}{\pi^2 D b} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{F_m}{m^3} \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{F_m}{m^3} \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{i(-1)^{\frac{i-1}{2}}}{\left(\frac{a^2}{b^2} + \frac{i}{m^2}\right)} \cos \frac{i\pi x}{a} \quad (2.45)$$

Onde,

$$\beta_m = \frac{m\pi a}{2b} \quad (2.46)$$

Quando ocorre a ação dos dois momentos simultaneamente, a deflexão angular provocada por eles é obtida através da soma das deflexões individuais.

$$\left(\frac{\partial w_1}{\partial y} + \frac{\partial w_2}{\partial y}\right) = \frac{\partial w_{12}}{\partial y} \quad (2.47)$$

Logo, para $y = b/2$, tem-se que:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial w_{12}}{\partial y}\right)_{y=b/2} &= \frac{-a}{2\pi D} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} E_m \frac{(-1)^{\frac{m-1}{2}}}{m} \cos \frac{m\pi x}{a} \left(\tanh \alpha_m + \frac{\alpha_m}{\cosh^2 \alpha_m} \right) \\ &\quad - \frac{4a^2}{\pi^2 D b} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{F_m}{m^3} \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{i(-1)^{\frac{i-1}{2}}}{\left(\frac{a^2}{b^2} + \frac{i^2}{m^2}\right)} \cos \frac{i\pi x}{a} \end{aligned} \quad (2.48)$$

Obedecendo a condição de contorno imposta, que implica em uma rotação final nula nas bordas da placa, e aplicando as condições de sobreposição de efeitos onde somar-se-ão a expressão (2.33) a qual representa a rotação na direção y provocada pelo carregamento uniforme distribuído sobre a placa simplesmente apoiada, com a expressão (2.48) que representa a deflexão angular devido aos dois momentos de engaste atuando simultaneamente. Tem-se para $y = \pm b/2$:

$$\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)_{y=b/2} + \left(\frac{\partial w_1}{\partial y} + \frac{\partial w_2}{\partial y}\right)_{y=b/2} = 0 \quad (2.49)$$

Analogamente para $x = \pm a/2$, tem-se que:

$$\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)_{x=b/2} + \left(\frac{\partial w_1}{\partial x} + \frac{\partial w_2}{\partial x}\right)_{x=b/2} = 0 \quad (2.50)$$

Em TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER (1959) é apresentado um quadro com coeficientes para cálculos de deflexões e momentos fletores para diversas relações de comprimentos de bordas de placas, conforme mostra a Tabela 2.2.

Tabela 2.2 –Valores de deflexão e momentos fletores de placa com extremidades engastadas em suas quatro bordas. Fonte: TIMOSHENKO e WOINOWSKY-KRIEGER, 1959.

b/a	$(w)_{x=0,y=0}$	$(M_x)_{x=a/2,y=0}$	$(M_y)_{x=0,y=b/2}$	$(M_x)_{x=0,y=0}$	$(M_y)_{x=0,y=0}$
1.0	$0.00126qa^4/D$	$-0.0513qa^2$	$-0.0513qa^2$	$0.0231qa^2$	$0.0231qa^2$
1.1	$0.00150qa^4/D$	$-0.0581qa^2$	$-0.0538qa^2$	$0.0264qa^2$	$0.0231qa^2$
1.2	$0.00172qa^4/D$	$-0.0639qa^2$	$-0.0554qa^2$	$0.0299qa^2$	$0.0228qa^2$
1.3	$0.00191qa^4/D$	$-0.0687qa^2$	$-0.0563qa^2$	$0.0327qa^2$	$0.0222qa^2$
1.4	$0.00207qa^4/D$	$-0.0726qa^2$	$-0.0568qa^2$	$0.0349qa^2$	$0.0212qa^2$
1.5	$0.00220qa^4/D$	$-0.0757qa^2$	$-0.0570qa^2$	$0.0368qa^2$	$0.0203qa^2$
1.6	$0.00230qa^4/D$	$-0.0780qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0381qa^2$	$0.0193qa^2$
1.7	$0.00238qa^4/D$	$-0.0799qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0392qa^2$	$0.0182qa^2$
1.8	$0.00245qa^4/D$	$-0.0812qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0401qa^2$	$0.0174qa^2$
1.9	$0.00249qa^4/D$	$-0.0822qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0407qa^2$	$0.0165qa^2$
2.0	$0.00254qa^4/D$	$-0.0829qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0412qa^2$	$0.0158qa^2$
∞	$0.00260qa^4/D$	$-0.0833qa^2$	$-0.0571qa^2$	$0.0417qa^2$	$0.0125qa^2$

2.4 O EFEITO DE SLAMMING

Na execução de um projeto de uma embarcação de alta velocidade, a pressão de *slamming*, ou batida de proa, é item importante a se levar em consideração, pois o efeito desta carga tem importância nos cálculos dos limites operacionais da embarcação, que são estabelecidos por:

- Critérios de conforto, segurança e funcionalidade;
- Carga e resposta estrutural;
- Carga e resposta de máquinas e propulsores.

Conforme LEWIS (1988) e MANSOUR (2008), os esforços de *slamming* podem gerar danos estruturais localizados na região inferior da embarcação, onde ocorre o maior impacto de pressão. Isso pode incluir a criação de abaulamento e dobras das chapas e estruturas internas da embarcação, proveniente de suas deformações, podendo ocorrer falha ou não do

material. Segundo LEWIS (1988), a pressão de impacto é distribuída sobre uma área de fundo da embarcação na proximidade imediata do ponto de reentrada.

BERTRAM (2000), classifica de uma forma bem simples o efeito de *slamming* em quatro tipos:

- Batida de fundo: ocorre no instante que a proa da embarcação após emergir totalmente reentra na superfície da água;

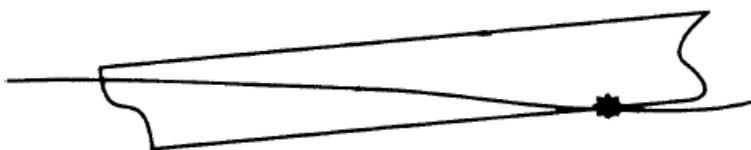


Figura 2.17 – *Slamming*: Batida de fundo. Fonte: BERTRAN (2000)

- “Bow-Flare”: ocorre pelo impacto da onda dinâmica contra a estrutura do costado acima da linha d’água de projeto.

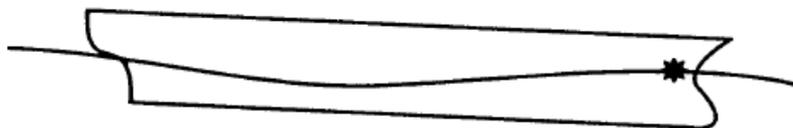


Figura 2.18 – *Slamming* – “Bow-flare”. Fonte: BERTRAN (2000)

- Impacto das ondas quebrando: ocorre pela superposição de ondas incidentes e ondas de proa batendo na proa da embarcação sem corte, mesmo em embarcação de pequeno porte.

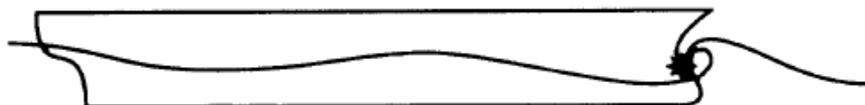


Figura 2.19 - *Slamming* : Impacto de ondas na proa. Fonte: BERTRAN (2000)

- Deck molhado: ocorre quando a amplitude relativa de arfagem é maior do que a altura do deck molhado em catamarãs.

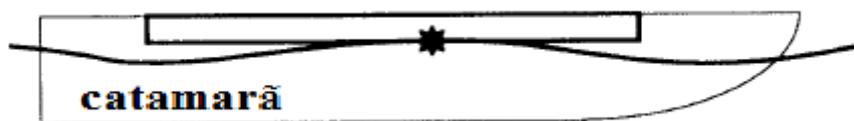


Figura 2.20 – *Slamming* – Deck molhado. Fonte: BERTRAN (2000)

No presente trabalho será abordado basicamente o efeito de *slamming* de batida de proa, e o impacto de ondas na proa. Como citado anteriormente, a batida de proa ocorre quando a proa da embarcação emerge totalmente sobre a superfície da água, e em seguida se dá a sua reentrada na água, Fig.2.17 e Fig.2.21. Neste instante de tempo muito curto é gerado uma forte pressão sobre a estrutura da embarcação, onde provoca efeitos locais e globais na estrutura, sendo que o efeito global muitas vezes é denominado como “chicotadas”, isso em função da característica de impacto em intervalo de tempo muito curto e provocando um movimento vibratório alta frequência que se propaga ao longo desta estrutura. Conforme NEVES (2004), a batida de proa se dá a aproximadamente de 20 a 25% do comprimento da embarcação a vante.



Figura 2.21 – Batida de proa.

De acordo com BERTRAN (2000) e FALTISEN (2005), o *slamming* é um fenômeno fortemente não linear e aleatório, que é muito sensível aos movimentos relativos e ângulo de contato entre casco e superfície livre.

Segundo OCHI (1964) apud LEWIS (1998), a possibilidade da ocorrência de *slamming* existirá se duas condições forem satisfeitas simultaneamente:

- A quilha deve emergir acima da superfície da água, e
- No momento da reentrada a na água, a velocidade relativa entre o fundo da embarcação e a água deve ser superior um valor limiar.

FALTISEN (2005) sugere de maneira convencional para definição do valor limiar da velocidade relativa entre casco e água (v), seja atribuído $v = 0,093 (L_s g)^{1/2}$, desprezando a forma estrutural do casco de proa. Porém, tanto FALTISEN (2005), como LEWIS (1998) citam necessidade da realização de estudos com modelos teóricos ou a realização de experimentos sobre o impacto de estruturas típicas de cascos com a superfície da água, a fim de estabelecer melhores critérios a serem utilizados nos projetos estruturais para obtenção da resposta estrutural devido ao *slamming*.

De acordo com FALTISEN (2005) tanto os efeitos locais como os globais, resultantes do impacto gerado pela reentrada da proa na água, apresentam característica de hidroelasticidade, ou seja, o fluxo de fluido e a reação estrutural elástica são considerados simultaneamente e tem-se uma interação mútua, isto é, as vibrações elásticas causam um fluxo com o campo de pressão, e o carregamento hidrodinâmico afeta a vibração elástica estrutural.

FALTISEN (2005) propõe que o efeito de *slamming* seja sempre analisado como uma combinação de hidrodinâmica e mecânica estrutural, assumindo assim uma estrutura rígida. A carga é então aplicada em uma seção de modo quase uniforme, calculando-se a resultante elástico estático, deformações plásticas e tensões, em uma análise de resposta estrutural estática, considerando o fluido incompressível e irrotacional.

Com impacto da batida de proa, induzindo na estrutura forças elevadas de curta duração, semelhantes a impulsos, surge o efeito de *Whipping*, que é o modo vibratório da estrutura no primeiro modo de vibração. Esse efeito pode ser potencialmente perigoso caso a frequência natural da estrutura da embarcação aproxime-se da frequência de encontro nas ondas, causando amplificação dos efeitos dinâmicos, podendo causar deformações locais permanentes e falhas prematuras por fadiga em estruturas mais frágeis.

Entende-se que as sociedades classificadoras com desenvolvimento e aplicações de métodos teóricos e experimentais, associados a dados coletados de eventos ocorridos em escala real, estabelecem o equacionamento matemático para a determinação da pressão de *slamming* de maneira segura a ser aplicado nos projetos estruturais, e assim validando-os. Com isso se determina que os dos valores das solicitações de *slamming*, a serem apresentadas neste trabalho,

serão calculadas conforme os requisitos estabelecidos pela Sociedade Classificadora DNV às embarcações de alta velocidades. Requisitos esses contidos nas “Regras para classificação de embarcação de alta velocidade”, especificamente.

3 MODELAGEM PARA ANÁLISE DE *SLAMMING*

Este capítulo lida com o desenvolvimento e a validação do modelo computacional empregado na análise local da batida de proa de um monocasco de semiplaneio. A preocupação central da análise estrutural local é avaliar possíveis danos na estrutura, provocada pelo impacto da batida. As cargas induzidas pela batida são estimadas com base na recomendação da DNV. A análise estrutural adota o conceito da subestruturação. De acordo com esse conceito, a região de impacto é modelada por elementos finitos de casca, enquanto o resto da embarcação é modelado por elementos de pórtico espacial. A rigor, pode-se afirmar que o modelo analisa a estrutura terciária na região de impacto e, esta estrutura, se conecta a estrutura secundária. A primeira seção descreve as características da lancha Miraguaia, utilizada como objeto do estudo de caso. A segunda seção do capítulo apresenta o detalhamento procedimento de análise adotado. A terceira seção estabelece a definição da região de impacto da proa na superfície da água. Na quarta seção são apresentados os métodos de cálculo para determinação da pressão e força de *slamming*, respectivamente, e a quinta seção do capítulo discute a construção do modelo computacional no ABAQUS.

3.1 CARACTERÍSTICAS DA EMBARCAÇÃO MODELO

Com o propósito de desenvolver um método de análise estrutural para embarcações monocasco de semiplaneio, o presente trabalho apresenta como modelo físico a ser estudado, a lancha de policiamento e patrulha naval (LPPN) Miraguaia. Sabe-se que no caso em estudo, a lancha Miraguaia terá a possibilidade de sua velocidade máxima de operação ser alterada para 36,6 nós, isto em função da nova motorização sugerida, conforme já citado no capítulo 1. Logo é de suma importância a observação do regime hidrodinâmico em que este novo limite de velocidade implicará à embarcação.

A Tabela 3.1 mostra comparativamente o número de Froude em relação aos dois campos de velocidade máxima de trabalho da embarcação.

Tabela 3.1 – Regime hidrodinâmico da LPPN Miraguaia, em função do número de Froude.

Velocidade máxima	Número de Froude	Regime Hidrodinâmico
Projeto 18 nós	0,7958	Semi-planeio
Modernização 36,6 nós	1,6183	Planeio

Como pode-se observar na Tabela 3.1, ao atingir a velocidade máxima estimada de 36,6 nós a embarcação irá operar no regime de planeio puro, mudando o regime hidrodinâmico para velocidade máxima na qual foi projetada e no qual se mantém em operação até os dias atuais. A fim de manter o regime de semiplaneio conforme projeto, a velocidade máxima a ser atingida pela embarcação deverá respeitar o limite da faixa do regime de semiplaneio, ficando assim estabelecido um número de Froude igual a 1,2.

Logo, para um número de Froude igual a 1,2, a velocidade máxima de operação da lancha deverá ser estipulada em 27 nós (13,96 m/s). A limitação da velocidade de operação da lancha se fará através de modelos de hélice específicos, e também com limitadores de velocidade junto ao sistema de controle da lancha, e é importante salientar que esses métodos não serão abordados neste estudo.

Como é mostrado na Tabela 3.2, o deslocamento carregado da lancha é de 16 toneladas, logo, seu deslocamento volumétrico de linha de projeto navegando em água do mar, é de 15,53 m³, logo, temos que a Eq.1.1, é igual a 5,8 m/s, ou, 11,27 nós.

Conforme mostra a Tabela 3.2, a velocidade máxima de projeto da lancha é de 18 nós (9,23 m/s), e o número de Froude para tal é de 0,7958, com isso podemos afirmar que a embarcação se caracteriza como rápida, ou de alta velocidade, pois a mesma atende as condições hidrodinâmicas segundo FALTISEN (2005), com o número de Froude maior que 0,4, e também a condição de velocidade máxima segundo DNV – IMO, com velocidade superior a 5,8 m/s, em concordância conforme citado anteriormente no capítulo 2.

As figuras 3.1 e 3.2, mostram desenhos estruturais da lancha em estudo, LPPN Miraguaia, onde nota-se a evidência do seu formato de casco como de semiplaneio, isto pelos perfis de suas linhas de balizas, tipo de popa e linhas retas a ré, estarem em concordância com as características citadas no capítulo 2.

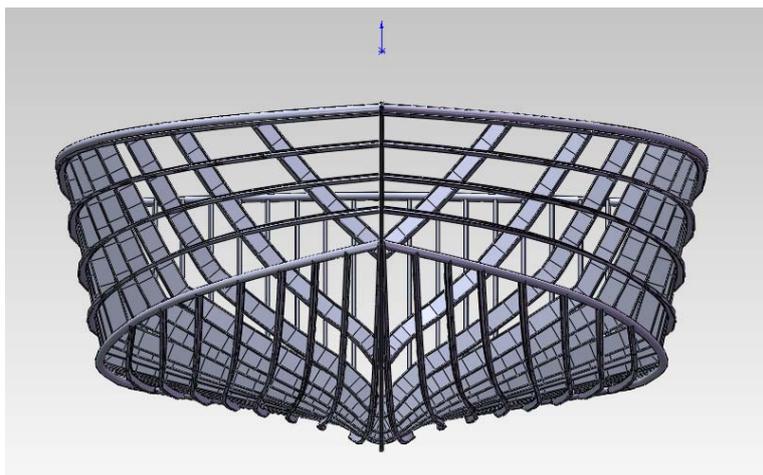


Figura 3.1 – LPPN Miraguaia – perfil de balizas.



Figura 3.2 – LPPN Miraguaia – popa tipo “transon” e linhas retas ré.

A lancha Miraguaia, é uma embarcação da classe PCFs (*Patrol Craft Fast*) Mark II, construída pelo estaleiro *Sewart Seacraft Inc. – USA*, em 1967 e foi projetada para patrulhamento em rios e costas. Atualmente a embarcação navega basicamente no interior da Lagoa dos Patos e na costa sul do estado do Rio Grande do Sul, Brasil, onde executa diversas operações de patrulhamento e policiamento nestas regiões. É uma embarcação que proporciona um considerável conforto da qualidade marinheira durante a navegação para a sua tripulação, a qual pode abranger 11 pessoas, em sua capacidade máxima.

O casco e a superestrutura da embarcação possuem todas as suas uniões soldadas, sendo todo o chapeamento do casco, convés, anteparas, e outros elementos estruturais em liga de alumínio 5086 H 321, cujas características físicas a serem atribuídas nos cálculos, são:

- Limite de escoamento = 206,842 MPa

- Massa específica = 2670 Kg/m³
- Módulo de elasticidade = 71x10³ MPa
- Coeficiente de Poisson = 0,33

A embarcação é dividida em setes compartimentos: pique de vante, tripulação, *pilothouse*, cabine, compartimento de arrumação, casa de máquinas e *lazarette*.

A Tabela 3.2, apresenta algumas das principais características de projeto da lancha LPPN Miraguaia.

Tabela 3.2 – Principais características de projeto da lancha LPPN Miraguaia.

Comprimento (L)	15,24 m
Comprimento de linha d'água (L _s)	13,8 m
Boca (B)	4 m
Calado carregado AV (a vante)	0,73 m
Calado carregado AR (a ré)	1,3 m
Deslocamento carregado	16 t
Pontal (D)	1,5837 m
Velocidade máxima de projeto	18 nós
Material de fabricação do casco e estrutura	Al 5086 H321
Propulsão	2 motores GM 8V-71, 315 HP

3.2 PROCEDIMENTO DE ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA

A análise estrutural estática da lancha foi realizada em conformidade as normas estabelecidas pela sociedade classificadora DNV. A princípio baseou-se em analisar o modelo com uma malha ao longo do comprimento do casco da embarcação para assim representar a rigidez global e distribuição de tensões nos membros principais do casco modelado, quando sujeito à ação de um carregamento estático majorado em função da pressão de *slamming* aplicada na região de impacto do casco, no momento da reentrada da proa na superfície da água.

O desenvolvimento da análise estrutural consistiu na elaboração de modelos computacionais, e desenvolvimento das análises através do Método de Elementos Finitos, auxiliado pelo software comercial ABAQUS.

Os limites de resistência impostos ao programa ABAQUS, para que o mesmo desenvolva o processamento da análise, são definidos conforme os critérios de aceitação citados no livro de regras da DNV *Structures, Equipment_Hul Structural Design, Aluminium Alloy*, de julho de 2012, onde consta que, para embarcações construídas em liga de alumínio a tensão equivalente é definida como,

$$\sigma = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2} \quad (3.1)$$

e estabelece que as tensões equivalente, normal e de cisalhamento, podem ser definidas como:

Tensão equivalente:

$$\sigma_e = 180f_1 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (3.2)$$

Tensão normal:

$$\sigma = 160f_1 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (3.3)$$

Tensão de cisalhamento:

$$\tau = 100f_1 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (3.4)$$

Sendo,

$$f_1 = \frac{\sigma_f}{240} \quad (3.5)$$

Onde σ_f , é o limite de elasticidade do alumínio, e igual a 206,842 MPa.

Logo,

$$f_1 = 0,861$$

$$\sigma_e = 153,13 \text{ MPa}$$

$$\sigma = 137,76 \text{ MPa}$$

$$\tau = 86,10 \text{ MPa}$$

3.3 DETERMINAÇÃO DA REGIÃO DE IMPACTO DA BATIDA DE PROA

De acordo com estabelecido por NEVES (2004), conforme já citado no capítulo 2, a aplicação do carregamento de *slamming* foi definida como sendo a região do entorno da caverna 4, ficando assim a 21% do comprimento da embarcação a vante,

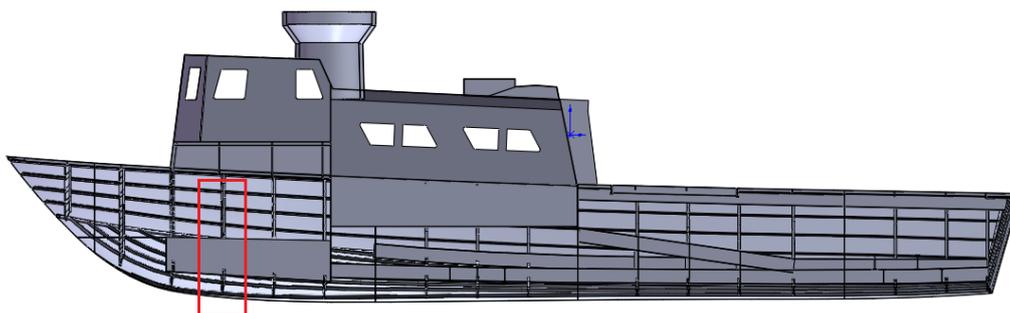


Figura 3.3 – Vista esquemática da região da batida de proa. Localização da caverna 4.

Fonte : ALONSO e PINTO (2014)

Como critério de análise considerou-se a hipótese que a pressão de *slamming* será decomposta em uma força que irá agir sobre os pontos de interligação das longarinas de fundo e quina com a caverna 4.

3.4 DETERMINAÇÃO DA FORÇA E PRESSÃO DE *SLAMMING*

Para a análise estrutural da lancha Miraguaia em relação a pressão de batida de proa, em função das novas condições de carregamento impostos pela substituição da motorização, foi

estabelecido que a embarcação deverá satisfazer as condições de projeto, conforme determina a Sociedade Classificadora DNV, referente ao livro de regras da DNV *High Speed, Light Craft and Naval Surface Craft_ Structures, Equipament_Design Principles, Design Loads* de julho de 2012.

Segundo a DNV, para as embarcações de casco de forma comum, com relação entre comprimento (L) e pontal (D) menor que 12 ($L/D < 12$), e com comprimento menor que 50 m, o mínimo padrão de resistência é satisfeito por requisitos de resistência local. Assim não é necessário o cálculo de resistência da viga-navio. Sabendo que o comprimento da lancha é de 15,24 m e a relação L/D é igual a 9,623 (onde $D = 1,5837$ m), logo verifica-se que não existe a necessidade de determinar a resistência da viga-navio, conforme já citado.

3.4.1 Determinação da pressão de *slamming*

Segundo, DNV o valor da pressão de *slamming* de projeto é obtido através das equações (3.6), (3.7) e (3.8), sendo essas equações definidas como pressão de batida de proa de fundo, pressão de batida de proa lateral e pressão de mar para carregamento abaixo da linha d'água, respectivamente.

Para:

$$\left(\frac{U_0}{\sqrt{L}}\right) \geq 3$$

A pressão é dada pela equação:

$$P_{sl} = 1,3k_l \left(\frac{\Delta}{nA}\right)^{0,3} T_0^{0,7} \frac{50 - \beta_x}{50 - \beta_{cg}} a_{cg} \quad (3.6)$$

$$P_{sl} = \frac{0,7C_L C_H}{A^{0,3}} \left(0,6 + \frac{0,4U}{\sqrt{L}} \sin \gamma \sin \alpha + \frac{2,1a_0}{C_B} \sqrt{\frac{0,4U}{\sqrt{L}} 0,6 \cos \alpha \left(\frac{x}{L} - 0,4\right)} \right)^2 \quad (3.7)$$

$$p = 10h_0 + \left(K_s - \frac{1,5h_0}{T} \right) C_w \quad (3.8)$$

Onde:

n = número de cascos..

K_l = fator de distribuição longitudinal.

A = área de carga de projeto em m².

T_0 = calado em L/2 em metros, na condição normal de operação na velocidade de serviço.

Δ = deslocamento em toneladas em água salgada no calado de projeto.

β_x = ângulo de *deadrise* em graus na seção transversal considerada.

β_{cg} = ângulo de *deadrise* no LCG.

h_0 = distância vertical em metros, da linha d'água para o ponto de carga.

α = ângulo de entrada da linha d'água da região de carregamento (plano transversal da caverna 4).

a_0 = parâmetro de aceleração.

C_B = Coeficiente de bloco.

C_L = fator de correção para o comprimento da embarcação

C_W = Coeficiente de onda.

C_H = fator de correção para ponto de carregamento acima da linha d'água.

x = distância em metros da popa à posição considerada.

K_S = fator de distribuição de carga do mar.

a_{cg} = aceleração vertical de projeto.

Conforme o livro de regras acima citado, a pressão de batida de proa (fundo e lateral), não deve ser menor que a pressão de mar. O livro de regras da DNV *Special Service and Type-Additional Class- Patrol Boats* de julho de 2012, determina que embarcações de patrulha devem ter a pressão de mar multiplicada pelo fator de distribuição de carga (a_c), como especificado em DNV Parte 6, Capítulo 5, seção 3, alínea A 303.

Então, para a lancha de patrulha Miraguaia, cujo carregamento será considerado a uma distância de 79% do comprimento total da embarcação em no sentido popa-proa, conforme detalhado no item 3.3 o fator de carga (a_c) será igual a 1,67, logo:

$$p = a_c \left[10h_o + \left(k_s - 1,5 \frac{h_o}{T} \right) C_w \right] \quad (3.9)$$

Para a determinação das pressões de batida de proa é necessário o conhecimento do valor da aceleração vertical de projeto aplicada ao centro de gravidade da embarcação (a_{cg}), sendo que normalmente este valor é especificado pelo fabricante, e segundo a DNV este valor não deve ser superior à:

$$a_{cg} = \frac{U_o}{\sqrt{L}} \frac{3,2}{L^{0,76}} f_g g \quad (3.10)$$

Como já citado, a lancha Miraguaia foi fabricada em 1967 pelo estaleiro *Seacraft Inc.* – USA, tornando impraticável a tentativa de obtenção deste valor junto ao fabricante. Com isso optou-se por usar o valor obtido em (3.10) como de projeto. Onde:

- $U_o = 27$ nós;
- $L = 13,54$ m;
- $g = 9,81$ m/s²;
- f_g : fator de aceleração (fração de g) dependente do tipo de serviço e da restrição de área de serviço.

Sabendo-se que as condições de serviços da lancha são basicamente em águas costeiras, onde a DNV classifica como restrição R3, e que o tipo de serviço é de patrulha, logo define-se $f_g = 1$.

Tabela 3.3 – Fator de aceleração.

Tipo de Serviço	Restrição de Área de serviço					
	R0	R1	R2	R3	R4	R5
passageiros		1	1	1	1	0,5
car ferry		1	1	1	1	0,5
carga	4	3	2	1	1	0,5
patrulha	7	5	3	1		
yacht	1	1	1			

Com esses valores obtém-se então, $a_{cg} = 2,78 \text{ g}$, verificando assim a condição estabelecida segundo a DNV, em Parte 3, Capítulo I, Sec 2, alínea B 201, onde diz que para embarcações com restrição R3, a_{cg} não deve ser inferior a 1g .

Nos Anexos B, C, e D, pode-se verificar com detalhamento o desenvolvimento de cálculos das pressões. A tabela 3.4, resume os valores obtidos das pressões atuantes sobre o casco da embarcação, onde se observa que o valor da pressão de mar, corresponde ao maior valor de pressão atuante sobre o casco, sendo então este o valor atribuído como o carregamento de batida de proa.

Tabela 3.4 – Valores das pressões atuantes sobre o casco.

PRESSÃO ATUANTE	kN/m ²
P_{sl}	31,80
P'_{sl}	13,98
p	41,67

3.4.2 Determinação da força de *slamming*.

Para determinação da força resultante da pressão de *slamming* aplicada sobre a região de impacto, foram adotadas algumas hipóteses:

- Pressão de *slamming* aplicada, é considerada um carregamento estático majorado, e determinado conforme regras estabelecidas pela sociedade classificadora DNV;
- Área de aplicação da pressão de *slamming*, é distribuída no polígono formado por duas cavernas adjacentes, quilha e quina na região da caverna 4, conforme AUGUSTO (2007), citado no capítulo 2.

Definida as hipóteses mencionadas, o cálculo da força de *slamming* (F_{sl}), foi realizado com os seguintes dados:

Pressão de *slamming* (p) = 41670 N/m²

Área total do polígono de distribuição de carga (A_{DC}) = 2 x (área polígono de distribuição de carga), considerando a pressão de *slamming* distribuída nos dois bordos da embarcação.

Distância entre cavernas = 0,8 m

Distância entre quina e quilha = 1,52 m

A_{DC} = 1,216 m²

F_{sl} Total= 50.670,72 N

3.5 CONSTRUÇÃO DOS MODELOS COMPUTACIONAIS PARA ANÁLISES NUMÉRICA.

Para as realizações das análises foram construídos dois modelos que serviram de base para efetuar as simulações numéricas necessárias, aplicando as condições de contorno e carregamento nesses modelos.

Os modelos criados no ABAQUS, basearam-se no modelo construído em Solidworks, ALONSO e PINTO (2014), utilizando-o como parâmetro para determinação das cotas dos elementos estruturais como cavernas, longarinas e os pontos de ligação entre esses elementos do modelo criado no Solidworks, para a elaboração do plano de linhas da embarcação.

Após definido o plano de linhas da embarcação, foi realizada a modelagem da estrutura do casco no programa ABAQUS, criando então os dois modelos computacionais que serão denominados a partir desse capítulo como ESTRUTURA_CASCO e SUBESTRUTURADO.

3.5.1 Modelagem do casco em estrutura de pórtico 3 D. Modelo ESTRUTURA_CASCO.

A modelagem de ESTRUTURA_CASCO compete na realização de análises de obtenção da resposta estrutural estática da estrutura, onde será variada a condição de vinculação do modelo, mantendo constante a posição de aplicação da carga. O objetivo dessas análises é identificar quais dessas combinações de vinculação e carga, apresentam uma maior solicitação ao modelo estudado, para que posteriormente o par carregamento x vinculação seja utilizado como parâmetro para a realização de uma nova análise em um modelo subestruturado com elementos de casca.

O modelo ESTRUTURA_CASCO é construído com elementos de pórtico 3 D, definido através das coordenadas dos pontos de interligação entre cavernas, longarinas e anteparas, onde cria-se um esboço espacial com esses pontos de interligações, conforme figura 3.4. Posteriormente interliga-se os pontos referentes às cavernas, anteparas e longarinas, criando os *wires* respectivos, formando uma única estrutura gradeada, conforme figura 3.5.

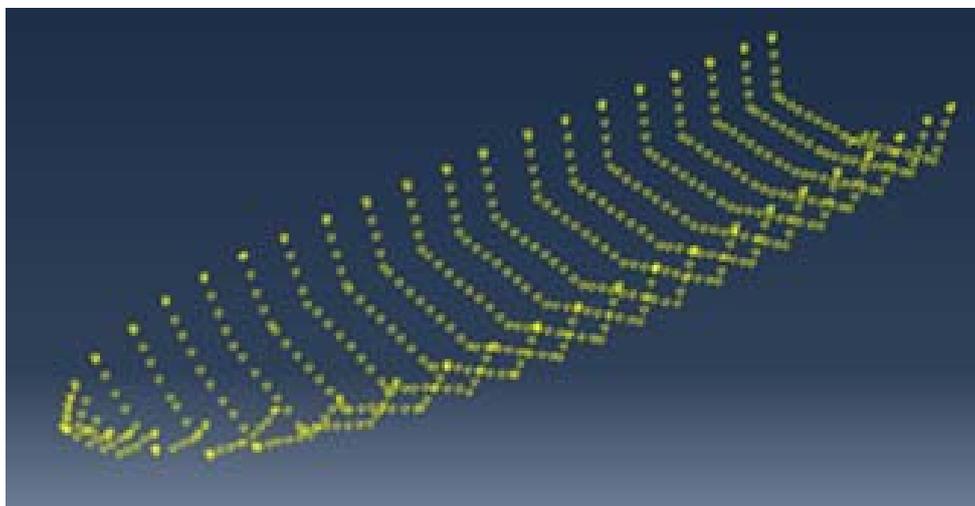


Figura 3.4 – Plano de linhas 3D – Coordenadas de interligação.

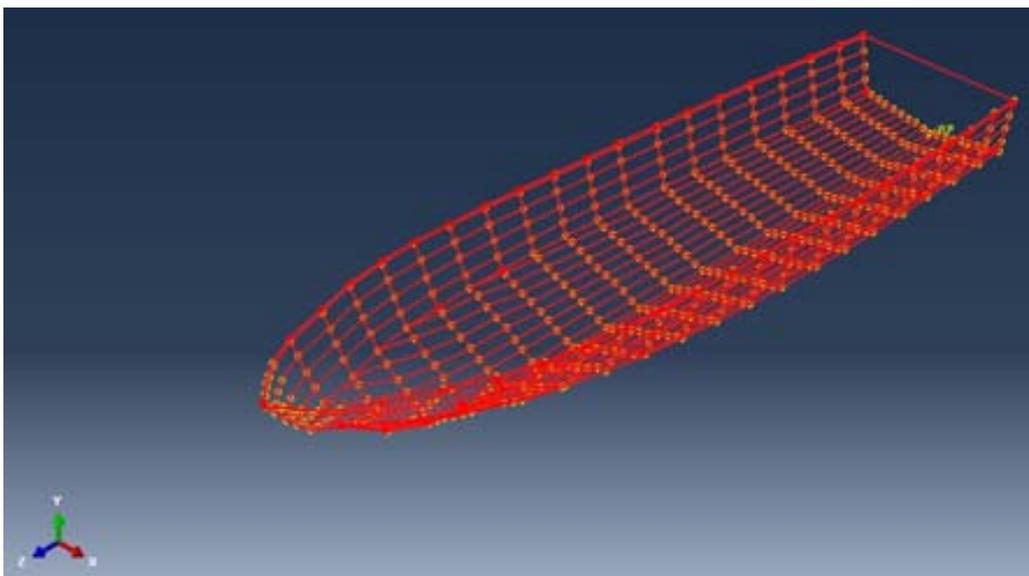


Figura 3.5 – Plano de linhas 3D – Modelo espacial em *wires*.

Com o propósito de obter uma rigidez estrutural do modelo mais aproximado do modelo real, as anteparas foram modeladas como uma estrutura *wire* para um pórtico fechado, Fig.3.6, denominadas neste trabalho de anteparas não estanques.

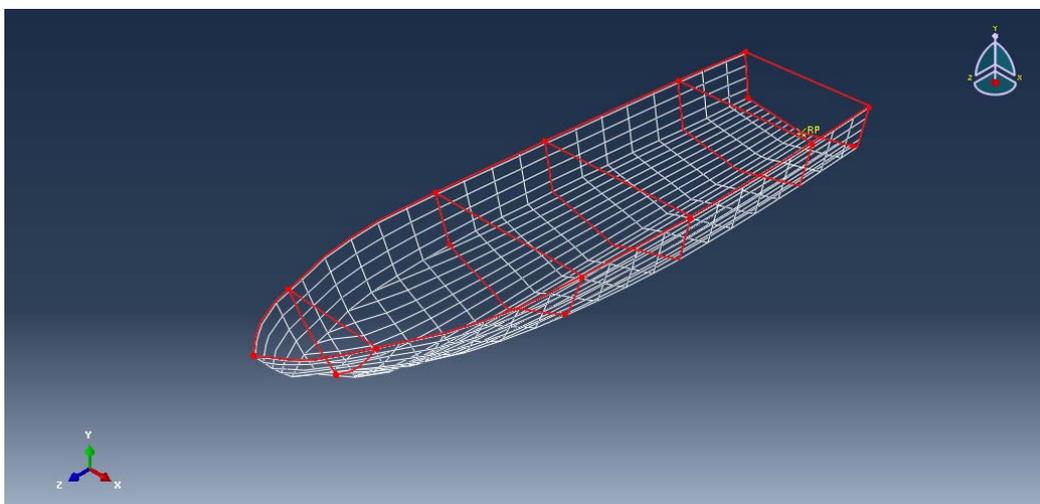


Figura 3.6 – Plano de linhas 3D – Anteparas não estanques.

Segundo OROZCO (2009) e AUGUSTO (2007), e em conformidade com DNV *High Speed, Light Craft and Naval_Surface Craft_PART 3 CHAPTER 3*, painéis reforçados podem ser analisados com a aplicação da teoria de viga de simples, quando aplicado o conceito de

chapa colaborante para o flange dos perfis da estrutura secundária, junto a chapa do casco. Com isso os perfis I, que determinam as seções transversais das cavernas e longarinas, tiverem os respectivos flanges inferiores, dimensionados de acordo com o princípio chapa colaborante, figura 3.7 e figura 3.8, isso em função da largura efetiva, conforme cálculo em anexo (Anexo A).

Os perfis dos elementos que formam a quina e a borda do casco, mantiveram as dimensões originais da seção transversal tubular, cujo de diâmetro externo de 50,86 mm e espessura de parede de 4,73 mm.

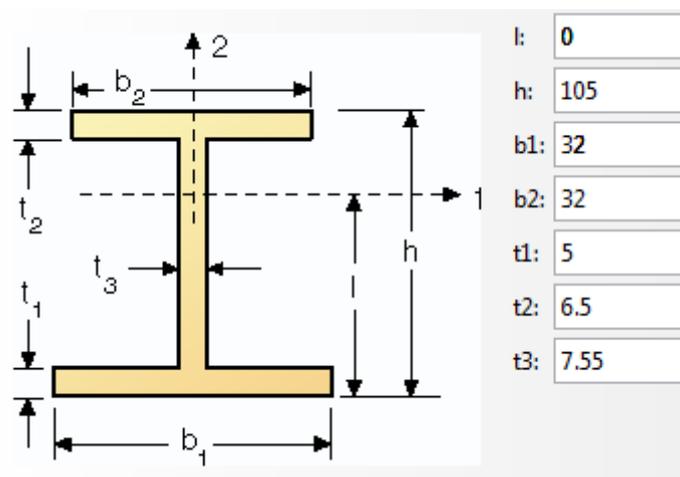


Figura 3.7 - Perfil I cavernas - Caverna com chapa colaborante.

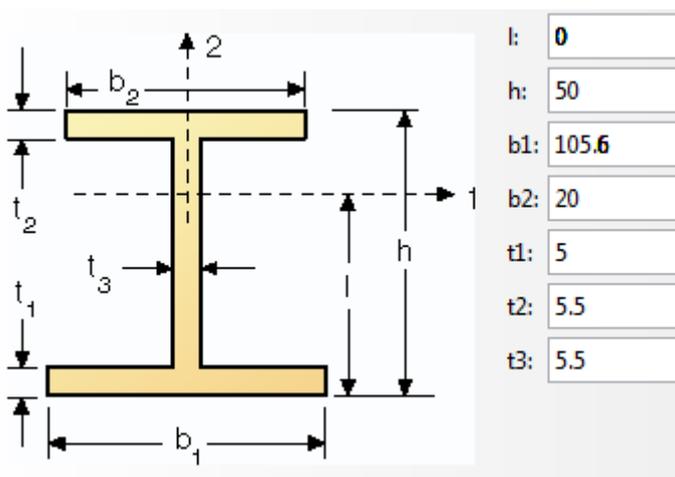


Figura 3.8 – Perfil I longarinas – Longarina com chapa colaborante.

Atribuindo as seções dos perfis aos respectivos elementos estruturais do casco, se obtém a geometria do modelo, conforme figura 3.9.

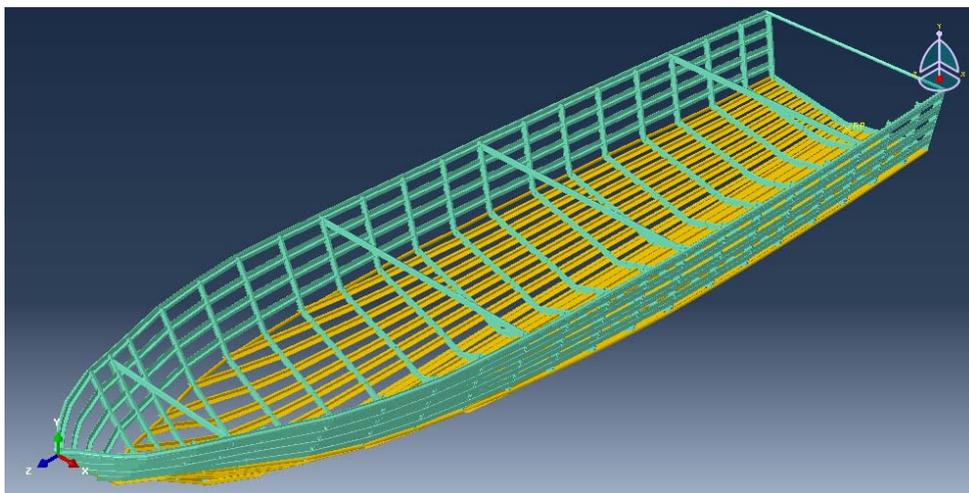


Figura 3.9 – Modelo ESTRUTURA_CASCO – Modelo geométrico.

3.5.2 Definição da malha do modelo ESTRUTURA_CASCO

O programa ABAQUS dispõe de uma vasta biblioteca de elementos, onde o programador pode escolher o elemento adequado para a análise em questão, sendo somente necessário que o programador defina os critérios de seleção adequada. Para definição da malha do modelo ESTRUTURA_CASCO, foram atribuídos elementos de viga para as cavernas, longarinas e anteparas não estanques. Para elementos de vigas com relação entre dimensão da seção transversal e comprimento, menor que $1/15$, o programa ABAQUS não recomenda elementos de viga simples tipo Euler-Bernoulli, pois não garante a precisão da análise. Para esses casos o programa atribui à análise a teoria de viga simples de Timoshenko.

O tamanho do elemento da malha do modelo ESTRUTURA_CASCO foi definido conforme determina a sociedade classificadora DNV no livro de regras *DNV_Hight speed_Design Principles_Design loads*, onde especifica que o tamanho do elemento pode ser atribuído ao tamanho igual da medida entre reforços. Portanto sendo a medida entre reforços para as longarinas, a medida do espaçamento entre caverna, que é igual a 800 mm. E sendo a medida entre reforços para as cavernas a medida de espaçamento entre longarinas, ou seja, 200

mm, logo determinou-se que o tamanho do elemento de viga será igual a menor medida entre reforços, portanto, o elemento de viga será de 200 mm, conforme mostra a figura 3.10.

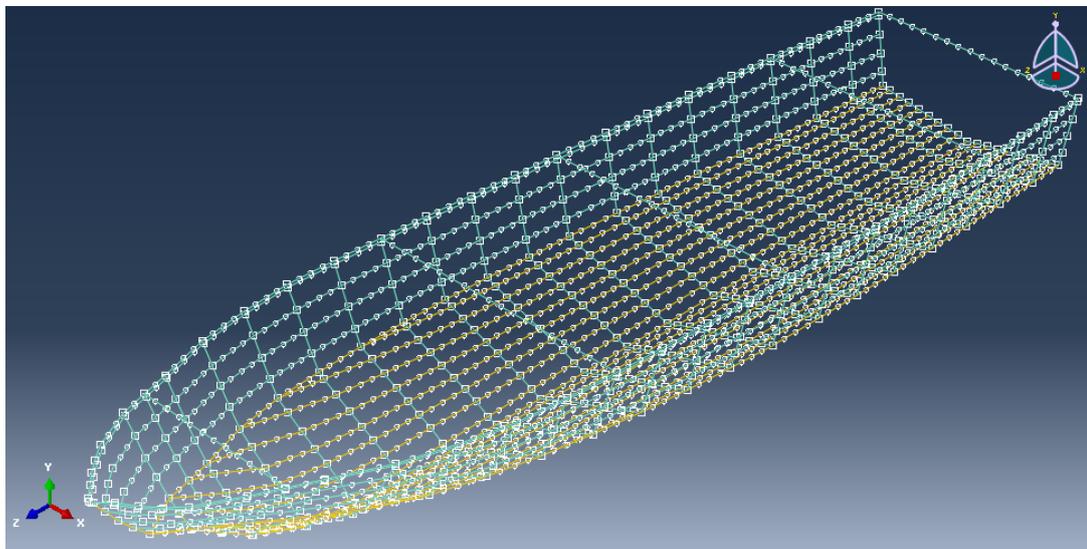


Figura 3.10 – Malha do modelo ESTRUTURA_CASCO. Elemento de viga B31, tamanho 200.

Logo, o elemento definido para o modelo foi um elemento de viga tipo Timoshenko (cisalhamento flexível), tridimensional, linear de 2 nós, denominado na biblioteca do ABAQUS como B31, Fig. 3.11.

Onde:

B 3 1

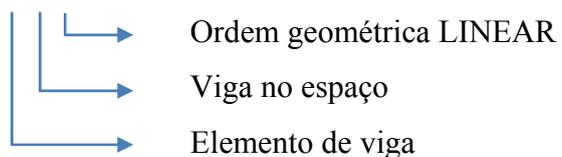


Figura 3.11 - Elemento de viga com 2 nós (B31).

3.5.3 Condições de carregamento para o modelo ESTRUTURA_CASCO

Para simular o carregamento imposto pela pressão de *slamming* na região de impacto, foi adotada a hipótese de que pressão de *slamming*, $p = 41,673$ kPa, é decomposta em uma força, força de *slamming*, onde é aplicada sobre os pontos de interligação das longarinas de fundo e a caverna 4, e simultaneamente nos nós das malhas criadas, referentes a esses pontos. Portanto a força de *slamming* (F_{sl}) será aplicada concentrada nos 15 nós que contemplam as ligações entre longarinas de fundo e caverna 4, logo com um valor de força concentrada por nó, igual a 3.378,048 N.

3.5.4 Condições de contorno para o modelo ESTRUTURA_CASCO

Para a realização das análises do modelo ESTRUTURA_CASCO, carregado com a força de *slamming* na caverna 4, foram atribuídas três hipóteses de condições de vinculação, condições essas que tentam simular uma ocorrência de vinculação quando da batida da proa na superfície do mar.

Condição 1 – todos os nós de interligação entre as longarinas e a caverna de popa serão rotulados, permitindo o movimento rotacional da estrutural em relação a popa simulando a resposta de reação á batida de proa.

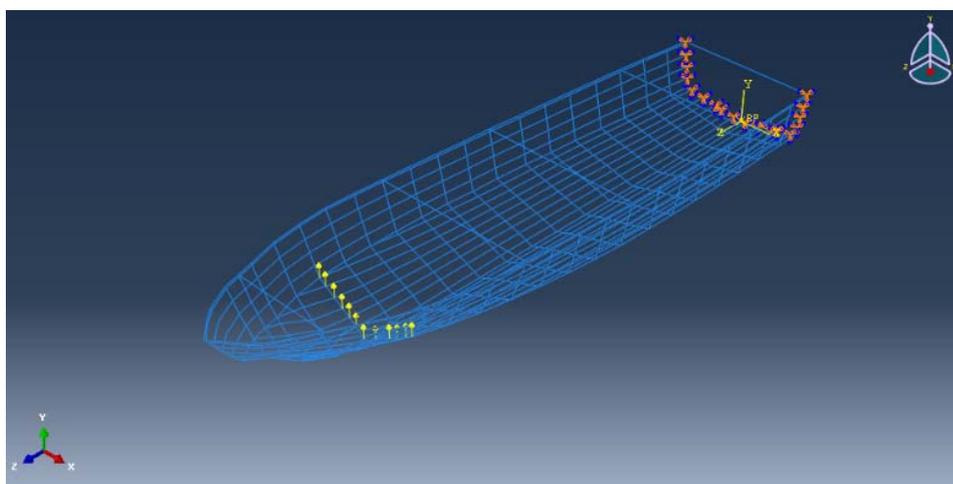


Figura 3.12 – Condição de contorno: popa rotulada.

Condição 2 - todos os nós de interligação entre as longarinas e a caverna de popa serão engastados, não permitindo o movimento rotacional da estrutura em relação a popa.

Condição 3 - a terceira condição de contorno baseia-se na rotulação dos nós de interligação entre longarinas e caverna de popa, associada a outro conjunto rotulado de pontos de interligação entre caverna e longarinas, sendo esse conjunto variável em cada análise, permanecendo a condição de vinculação da caverna de popa, bem como a condição de carregamento na caverna 4.

O primeiro conjunto de vinculação a ser estudado nesta condição foi caverna de popa e caverna 15, e repetido sucessivamente até o par caverna de popa e proa.

As figuras 3.13, 3.14 e 3.15 mostram os exemplos de condições de contorno para os pares, caverna de popa e caverna 14, caverna de popa e antepara 3 e caverna de popa e proa, respectivamente.

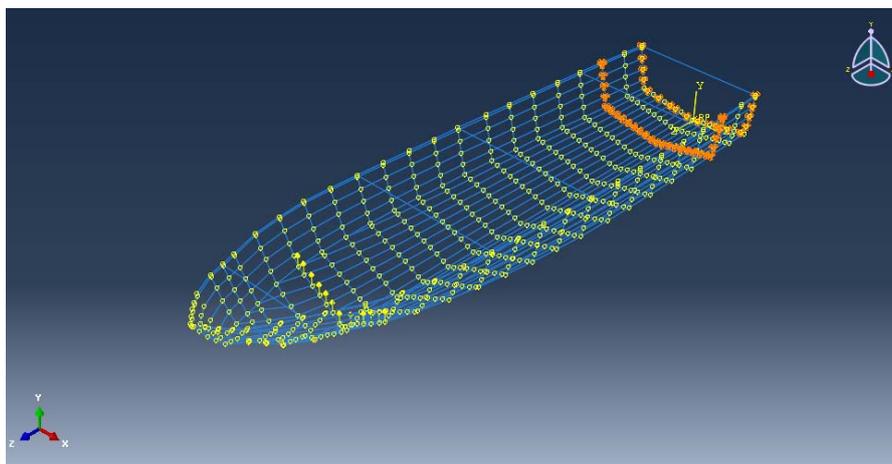


Figura 3.13 – Condição de contorno – Caverna de popa e caverna 14, com nós rotulados.

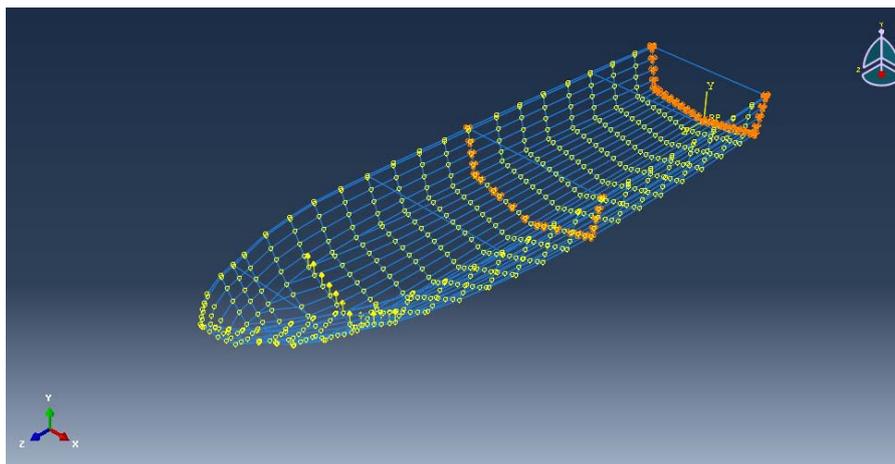


Figura 3.14 – Condição de contorno – Caverna de popa e antepara 3, com nós rotulados.

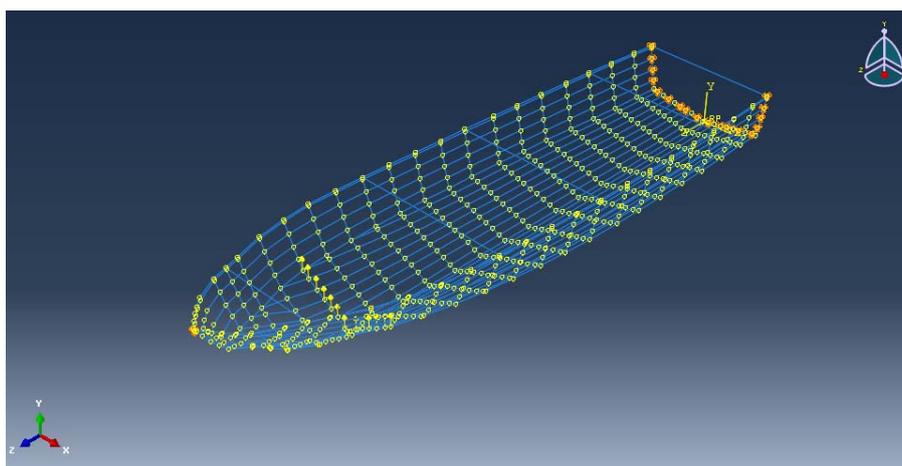


Figura 3.15 – Condição de contorno – Caverna de popa e proa, com nós rotulados.

3.5.5 Modelagem do casco subestruturado. Modelo SUBESTRUTURADO.

O objetivo dessa modelagem é realizar uma análise global do modelo utilizando o método de subestruturação, onde a estrutura do casco da embarcação modelada em pórtico 3D com elementos de viga, é conectada com partes da estrutura modelada em elementos de casca, que serão representadas através da inserção das subestruturas que formam as anteparas

estanques da embarcação, e a região do casco localizada na zona de impacto entre as cavernas 3 e 6.

O modelo denominado SUBESTRUTURADO, é modelado utilizando como estrutura de base o modelo ESTRUTURA_CASCO, elaborado anteriormente, apenas diferenciando do modelo original a retirada dos elementos estruturais que formam as anteparas não estanques.

Como subestruturas foram criadas duas partes independentes, denominadas de SUB_CASCO_PROA e SUB_ANTEPARAS, que simulam as regiões de impacto, e as anteparas estanques da embarcação, respectivamente.

3.5.6 Modelagem da subestrutura SUB_CASCO_PROA

A parte subestrutura SUB_CASCO_PROA refere-se a modelagem da região do casco da embarcação, região esta limitada a vante pela caverna 3, e pela caverna 6 a ré. Para a modelagem da subestrutura SUB_CASCO_PROA foi utilizado como base os pontos de referência da região delimitada, copiados do modelo ESTRUTURA_CASCO, para posteriormente serem interligados por *wires*, limitando as regiões de casco entre os elementos estruturais existentes na região modelada, Fig. 3.16.

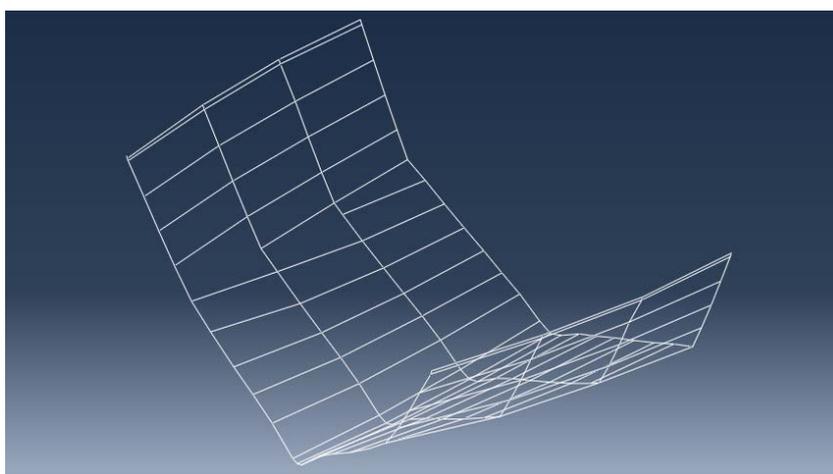


Figura 3.16 – Modelagem da geometria do casco da região de impacto da batida de proa.

Após a construção da estrutura base da região de casco, é modelada a casca dessa região, Fig. 3.17, atribuindo as propriedades de material para a chapa em liga de alumínio 5086 H321 e 5 mm de espessura.

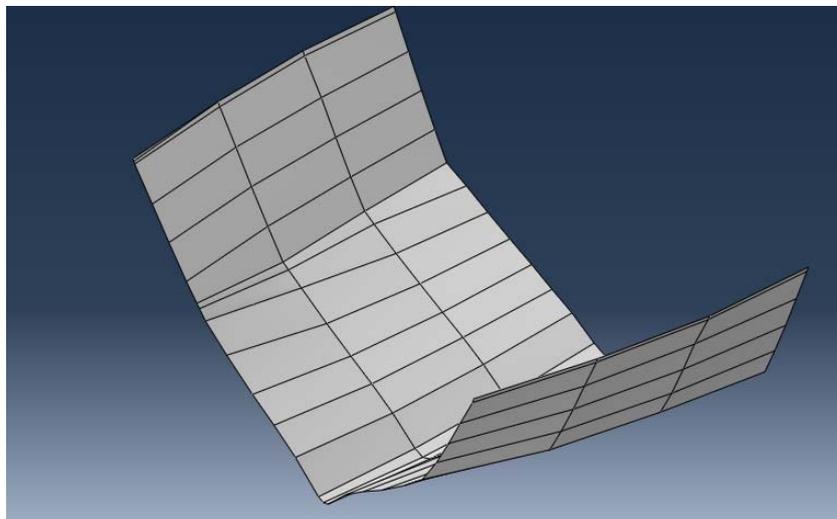


Figura 3.17 – Subestrutura SUB_CASCO_PROA.

3.5.7 - Modelagem da subestrutura SUB_ANTEPARAS

Conforme citado anteriormente neste capítulo, o modelo da estrutura de base teve os perfis que formavam as anteparas não estanques, retirados, e serão substituídos por anteparas estanques, representadas geometricamente por perfis de chapeamento, e modeladas a partir de elementos de casco. A modelagem da subestrutura SUB_ANTEPARAS usou o mesmo princípio da modelagem da subestrutura SUB_CASCO_PROA, utilizando-se das coordenadas dos pontos de interligação entre cavernas e longarinas que delimitam as anteparas 1, 2, 3, 4 e popa, Fig. 3.18. As propriedades de material das anteparas são as mesmas atribuídas a chapa do casco, ou seja, liga alumínio 5086 H321 e 5 mm de espessura.

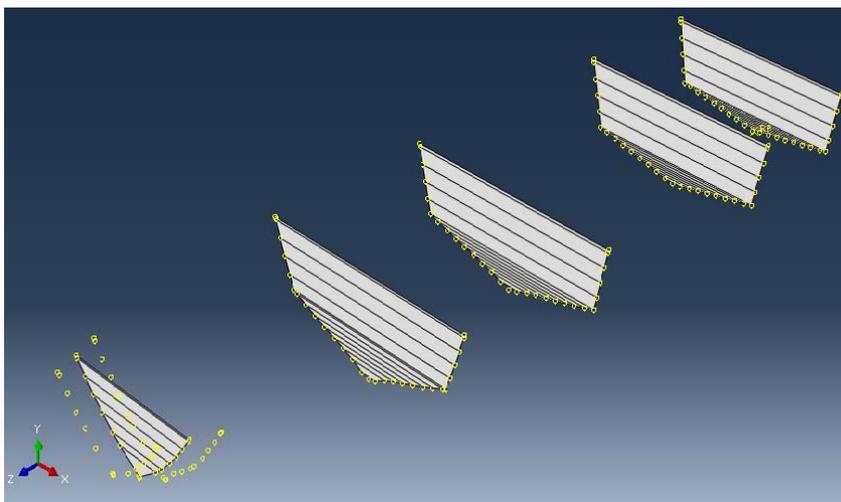


Figura 3.18 – Subestrutura ANTEPARAS.

3.5.8 Validação da malha para os modelos das subestruturas

As malhas dos modelos das subestruturas SUB_CASCO_PROA e SUB_ANTEPARAS atribuídas no programa ABAQUS, foram validadas em comparação a um método de cálculo analítico, para que pudesse garantir a confiabilidade nos resultados apresentados. Para isso, determinou-se que a validação do método numérico será por comparação aos critérios de deflexão máxima de uma placa retangular totalmente engastada, estabelecido por TIMOSHENKO e WOINOSYKY-KRIEGER (1959), conforme descrito no capítulo 2.

Para tal análise optou-se em verificar o deslocamento máximo de deflexão no centro geométrico de uma placa de 800 x 200 x 0,005 mm de dimensões, engastada em suas quatro bordas, representando assim uma placa situada entre duas cavernas e duas longarinas, ambas geometricamente consecutivas, sendo então esta placa referente a estrutura terciária da lancha Miraguaia.

- **Cálculo analítico para deflexão de placas totalmente engastada**

Dados:

Dimensões da placa (a x b x h): 200 x 800 x 5 mm

Material da placa: liga de alumínio 5086 H321

Módulo de elasticidade:	$71 \times 10^9 \text{ N/m}^2$
Coefficiente de Poisson:	0,33
Tipo de carregamento:	Distribuído uniformemente
Valor da carga:	1000 N/m^2
Condições de contorno:	engastada nas quatro bordas

Para a placa em estudo a relação de b/a é igual a 4, em conformidade ao apresentado na Tabela 2.2, logo, temos que a deflexão máxima no centro geométrico da placa (sendo $x=y=0$) é igual a:

$$w_{x=y=0} = 0,0026 \cdot \frac{q \cdot a^4}{D} \quad (5.1)$$

Então, para a placa em estudo temos que:

$$w_{x=y=0} = 5,0122 \times 10^{-6} \text{ m}$$

- **Cálculo numérico para placa totalmente engastada, com uso do ABAQUS.**

Considerando que o modelo computacional da estrutura do casco, bem como as subestruturas foram modelados diretamente no software ABAQUS, optou-se por efetuar a modelagem da placa usando os mesmos recursos de geração dos demais modelos, como pontos de referência, wires e casca.

O programa ABAQUS não possui sistemas de unidades pré-estabelecido, o programador deve estabelecer um sistema consistente de unidades, a fim de obter resultados confiáveis, logo, em função da entrada das medidas de comprimento serem em milímetros, o programa requer tensões e pressões em MPa (N/mm^2), aceleração em mm/s^2 , massa em tonelada e força em N.

O elemento da biblioteca do ABAQUS sugerido para o processamento, foi o elemento de casca tridimensional quadrilátero, de 4 nós, tensão/deslocamento, com seis graus de liberdade por nó, de integração reduzida, denominado S4R, Fig.3.19, onde:

S 4 R

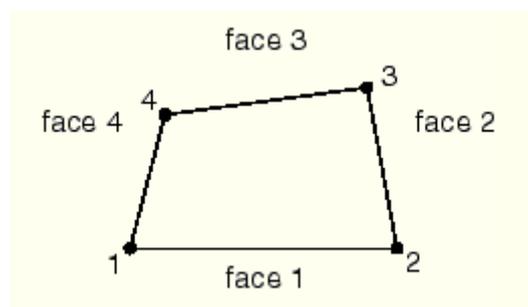
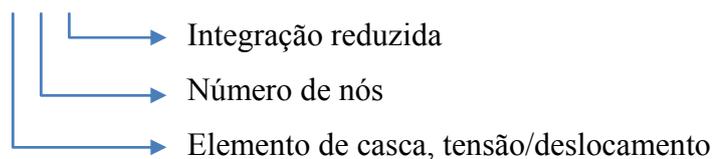


Figura 3.19 - Elemento shell, 4 nós (S4R) – Fonte: Manual ABAQUS

Para as análises realizadas no módulo de processamento do ABAQUS foram consideradas as seguintes características para a placa em estudo:

Dimensões da placa (a x b x h):	200 x 800 x 5 mm
Material da placa:	liga de alumínio 5086 H321
Módulo de elasticidade:	$71 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$
Coefficiente de Poisson:	0,33
Tipo de carregamento:	Distribuído uniformemente
Valor da carga:	$0,001 \text{ N/mm}^2$
Condições de contorno:	engastada nas quatro bordas
Tipo de elemento de malha:	shell, S4R
Tamanho do elemento :	variado, conforme Tabela 3.

Para a realização do teste de convergência de malha, foram utilizado seis diferentes tamanhos para o elemento de casca, a fim de obter o resultado do deslocamento central da placa, que então foi comparado com o valor de deflexão obtido no cálculo analítico. A Tabela 3.5 mostra os resultados obtidos para cada tamanho de elemento utilizado, e também o erro percentual do resultado numérico em relação ao resultado analítico.

Tabela 3.5 - Teste de malha – Elemento de casca.

Tamanho do elemento	Deflexão máx. (mm) ABAQUS	Deflexão máx.(mm) Cálculo analítico	Erro %
50	0,03898	0,05012	22,23
40	0,03941		21,37
30	0,04486		10,49
20	0,04883		2,59
15	0,04904		2,15
10	0,0503		-0,36

Observar-se na Tabela 3.6, que o elemento de casca de tamanho 10 é que apresenta melhor resultado quando comparado com o método analítico, porém os elementos de tamanho 15 e 20, apresentam valores de erros aos resultados analíticos iguais a 2,15% e 2,59%, respectivamente, valores esses que são aceitáveis para validar a malha, em função do ganho na diminuição do trabalho computacional, quando a malha validada migrar para o modelo mais complexo. Então levando em consideração o ganho computacional, foi definido que a malha validada é de elemento tamanho 20.

3.5.9 Definição da malha do modelo subestruturado

Para a modelagem da malha final do modelo SUBESTRUTURADO, foi definida a atribuição das seguintes malhas as partes da estrutura do modelo final. A parte do modelo referente à estrutura de base foi atribuída a malha definida no modelo ESTRUTURA_CASCO, com elementos de viga B31, com tamanho de elemento igual a 200, conforme já mostrado anteriormente. Aos modelos das subestruturas, foi atribuída a malha validada no modelo de placa, com elemento de casca S4R, tamanho 20.

A Tabela 3.6 mostra as malhas e tipos de elementos atribuídos a cada parte do modelo, já as figuras 3.20, 3.21 e 3.22, ilustram as malhas finais atribuídas as partes do modelo SUBESTRUTURADO.

Tabela 3.6 – Malha final do modelo SUBESTRUTURADO

Modelo	Elementos				Malha final	
	Tipo	Tamanho	N° nós	Denominação	Quant. elementos	Quant. nós
ESTRUTURA	viga	200	2	B31	2.570	2.061
SUB_CASCO_PROA	casca	20	4	S4R	30.021	30.399
SUB_ANTEPARAS	casca	20	4	S4R	51.670	53.227

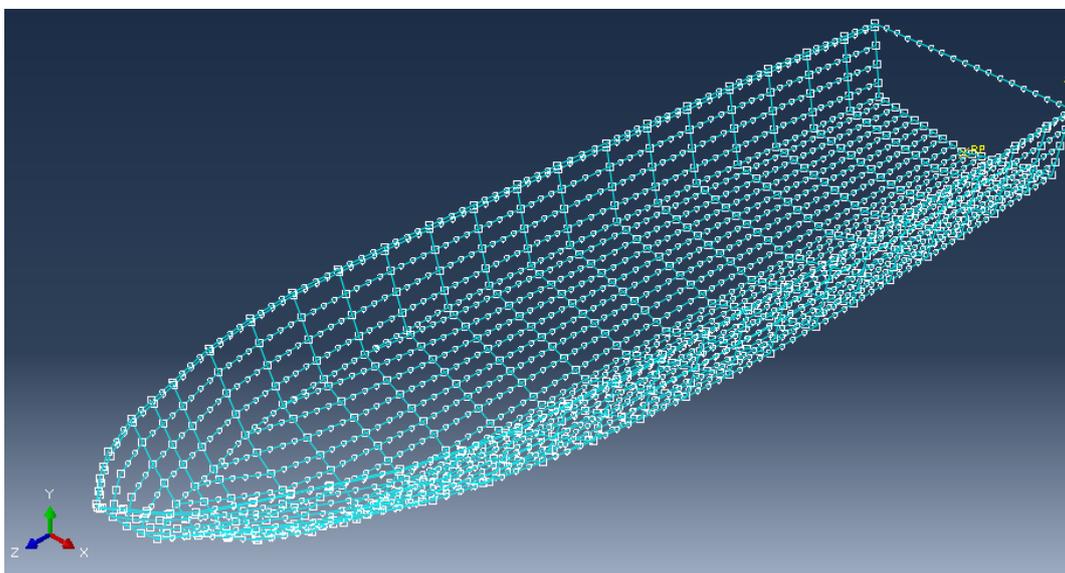


Figura 3.20 – Malha do modelo SUBESTRUTURADO – Parte estrutura.

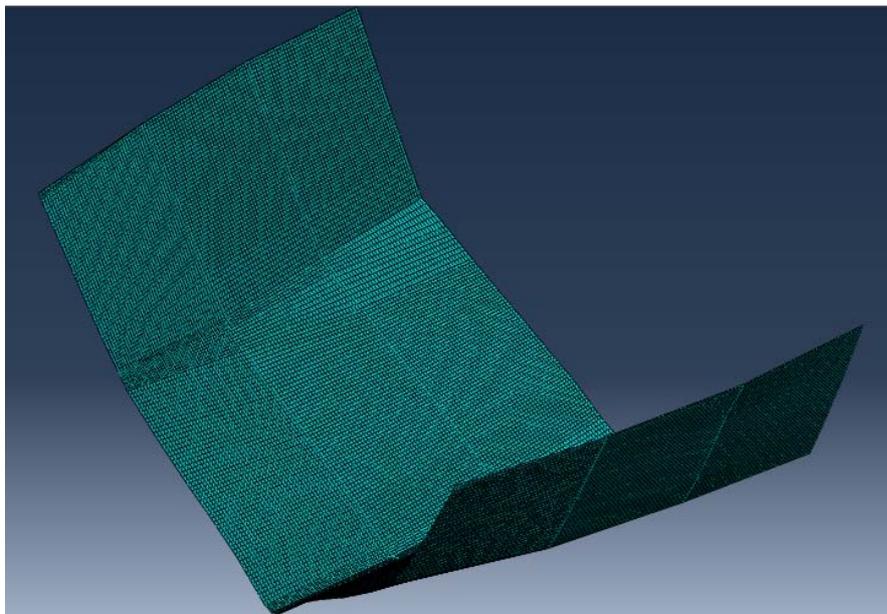


Figura 3.21 – Malha do modelo SUBESTRUTURADO – Parte SUB_CASCO_PROA.

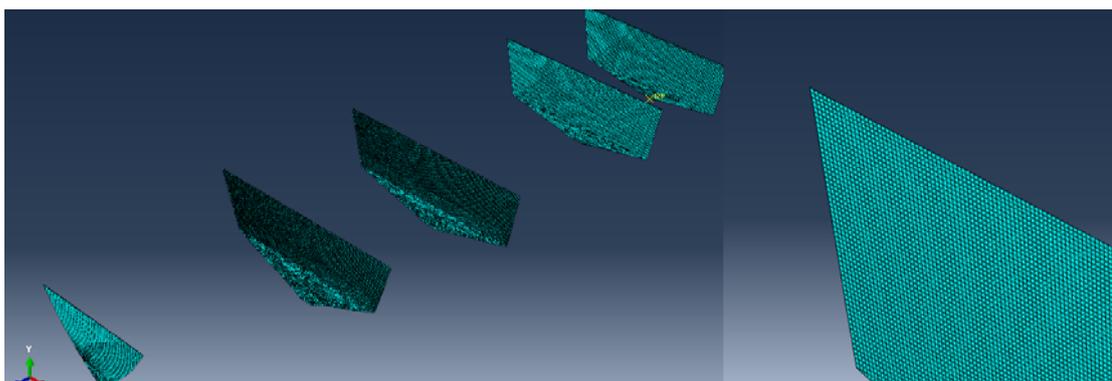


Figura 3.22 – Malha do modelo SUBESTRUTURADO – Vista esquerda : malha da parte SUB_ANTEPARAS, vista direita: detalhe da malha na antepara 3.

A ligação dos modelos das subestruturas ao modelo de base se dá pela interação desses, através da conectividade dos nós coincidentes nos pontos de interligação entre longarinas e as cavernas 3, 4, 5 e 6 do modelo ESTRUTURA com os nós coincidentes nos mesmos pontos do modelo SUB_CASCO_PROA. Com a subestrutura modelo SUB_ANTEPARAS, a conectividade é aplicada aos nós coincidentes nos pontos de interligação entre as longarinas e as anteparas 1, 2, 3, 4 e popa.

Esta conectividade entre as partes do modelo ocorre através de elementos conectores de ligação montada tipo solda, que permite a ligação entre dois nós no espaço, fornecendo uma

ligação total entre esses nós, alinhando as suas direções nos três eixos locais, conforme ilustra a figura 3.23. Os elementos conectores sugeridos pelo programa ABAQUS, e utilizados na modelagem são do tipo CONN 3 D 2, onde:

CONN 3D 2

- ↳ Número de nós
- ↳ Tridimensional
- ↳ Elemento conector

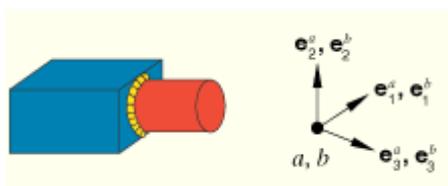


Figura 3.23 – Conectores tipo SOLDA – Fonte: Manual ABAQUS

A figura 3.24, mostra a interação das subestruturas com o modelo de base, através dos conectores tipo solda.

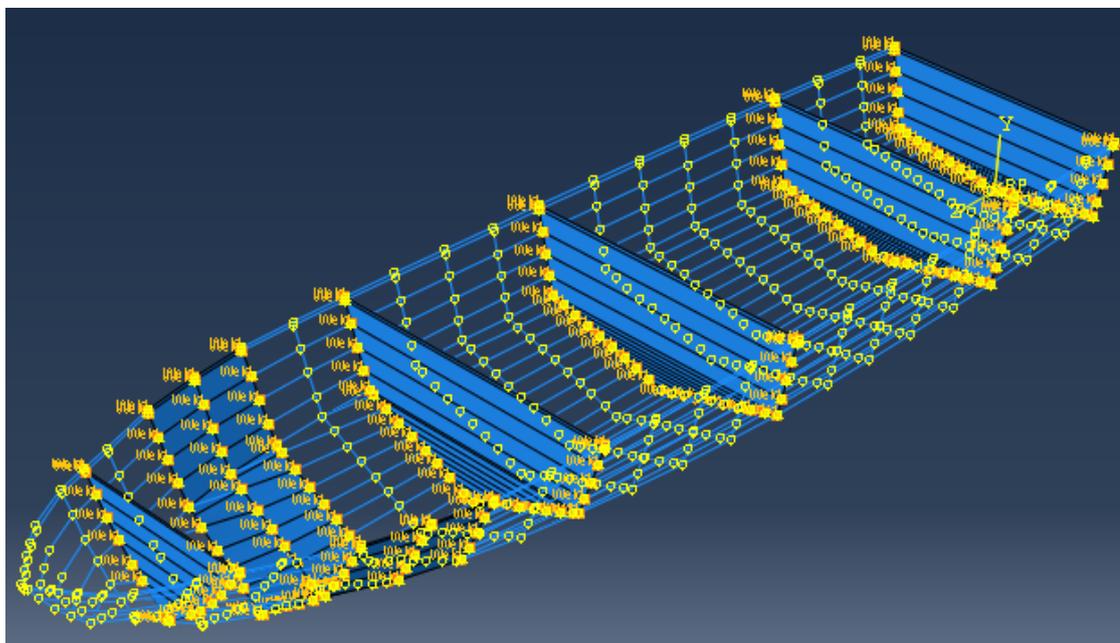


Figura 3.24 – Modelo SUBESTRUTURADO – Conectores tipo solda.

3.5.10 Condição de carregamento para o modelo SUBESTRUTURADO

A simulação do carregamento do efeito de *slamming* sobre o modelo SUBESTRUTURADO, utilizou o mesmo procedimento adotado no carregamento imposto no modelo ESTRUTURA_CASCO, ou seja, a pressão de *slamming* é decomposta em força de *slamming*, e é aplicada sobre os pontos de interligação das longarinas de fundo e a caverna 4, no sentido vertical para cima, e assim é aplicada simultaneamente aos nós coincidentes. Logo, tem-se que a força de *slamming* é decomposta em 15 pontos de atuação, com um valor unitário de 3.378,048 N.

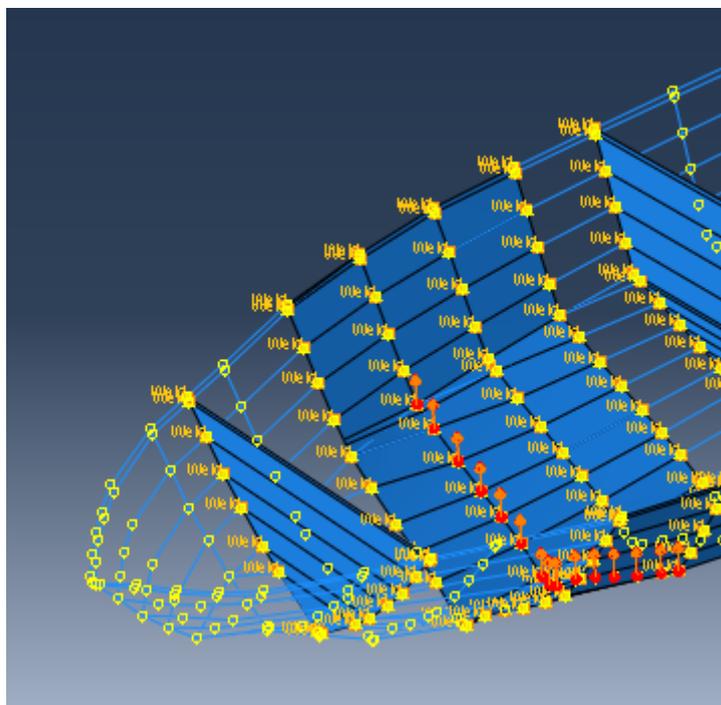


Figura 3.25 – Condição de carregamento do modelo SUBESTRUTURADO.

3.5.11 Condição de contorno para o modelo SUBESTRUTURADO

As condições de contorno impostas ao modelo SUBESTRUTURADO, serão definidas neste trabalho após a apresentação dos resultados obtidos da análise de resposta estrutural do modelo ESTRUTURA_CASCO, onde foram testadas várias condições de vinculação à

estrutura do casco da embarcação. A condição de vinculação de maior criticidade apresentada na simulação do modelo ESTRUTURA_CASCO, será definida como condição de vinculação para o modelo SUBESTRUTURADO, com o propósito de obter a resposta estrutural crítica do modelo a ser estudado.

4 - RESULTADOS OBTIDOS NA ANÁLISE ESTÁTICA DO MODELO SUBESTRUTURADO

O comportamento estrutural estático dos modelos foi obtido através da simulação numérica realizada no módulo de análise estrutural estática do ABAQUS, utilizando como critérios de análise o stress por Von Mises, por ser este o critério de falha estabelecido pela DNV.

A sociedade classificadora estabelece valores de referência para limites de tensão, garantindo um coeficiente de segurança para a validação dos cálculos, conforme já visto anteriormente neste trabalho. Porém a sociedade classificadora não estabelece valores de referência para deformações dos elementos estruturais, formalizando que estes resultados servem de subsídio para avaliação a critério do projetista.

Após definido as condições de carregamento, contorno e malha do modelo ESTRUTURA_CASCO, foram processadas as análises, variando as condições de contorno, conforme descrito anteriormente no Capítulo 3. A tabela 4.1 mostra os resultados obtidos nas simulações, e como se pode observar, na condição 3 a variação da posição do segundo vínculo rotulado, não acrescenta maiores solicitações do que os vínculos impostos nas condições 1 e 2, onde temos os nós de encontro entre longarinas e caverna de popa, rotulados e engastados, respectivamente.

A figura 4.1, mostra um gráfico comparativo entre os valores de tensão de Von Mises obtidos nas análises realizadas no ABAQUS, com o valor limite de tensão especificado pela DNV, representado pela linha de cor vermelha no gráfico.

Ao observar o gráfico, fica fácil concluir que as vinculações de birrotulação, entre cavernas, a partir da caverna 8 em direção a proa, apresentam valores inferiores a tensão limite. As vinculações referentes a popa/cav9 e popa/proa, apresentam valores superiores a tensão limite, porém muito próximo a este valor, podendo então serem consideradas dentro do critério de falha.

Tabela 4.1 – Resultados das análises do modelo ESTRUTURA.

Condição de contorno		Stress Von Mises (MPa)		Deformação	
		valor	elemento	valor	elemento
Condição 1	popa_rotulada	446,3000	2211	0,002847	1285
Condição 2	popa_engastada	360,4000	2614	0,004481	2626
Condição 3	popa/cav15	293,9000	202	0,003392	1292
	popa/cav14	257,9000	22	0,002766	1289
	popa/ant4	277,9000	67	0,002405	1293
	popa/cav13	261,6000	71	0,002327	1297
	popa/cav12	229,1000	74	0,002248	1307
	popa/cav11	218,9000	78	0,002202	1508
	popa/cav10	196,8000	82	0,002034	1512
	popa/ant3	181,1000	86	0,001961	1516
	popa/cav9	158,3000	90	0,001927	1520
	popa/cav8	135,1000	94	0,001881	1524
	popa/cav7	114,8000	635	0,001547	1628
	popa/ant2	124,0000	103	0,001152	645
	popa/cav6	111,8000	2584	0,001025	1333
	popa/cav5	74,5600	2580	0,000634	645
	popa/cav3	51,2800	2559	0,000560	645
	popa/cav2	54,5100	2559	0,000588	645
popa/ant1	54,0300	2559	0,000596	645	
popa/cav1	53,8800	2559	0,000590	645	
popa/proa	154,2000	2021	0,001040	2124	

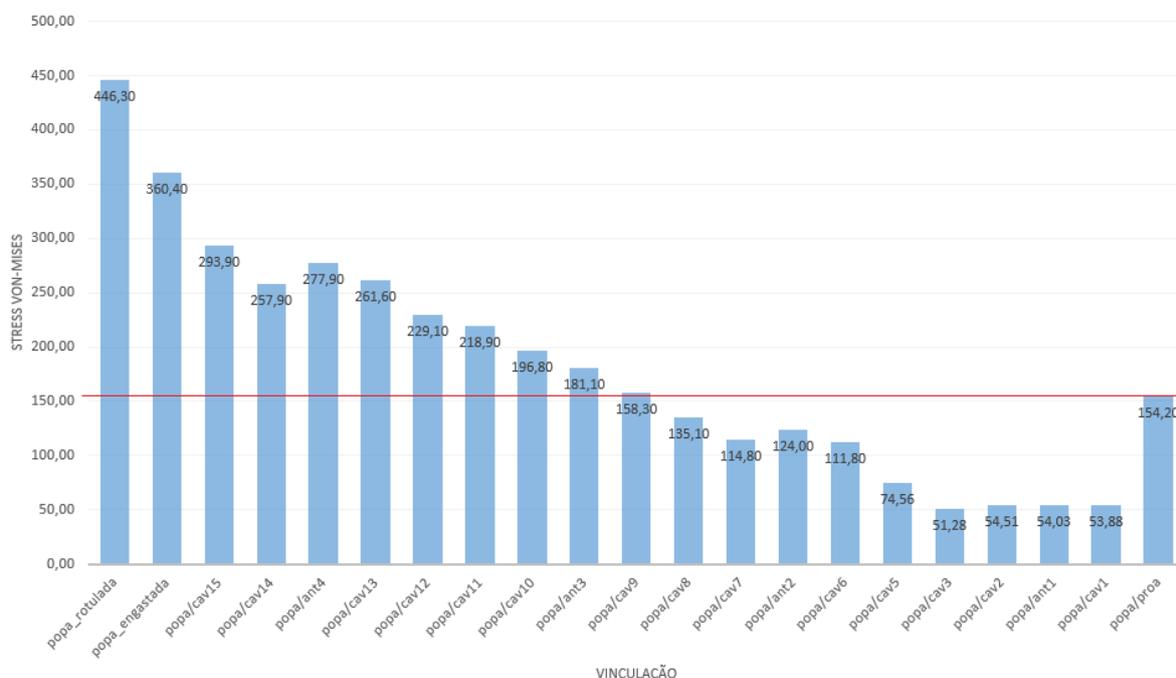


Figura 4.1 – Gráfico stress Von Mises x vinculação.

As demais vinculações modeladas apresentam valores de tensão de Von Mises superiores ao valor limite especificado, sendo a condição de vinculação de rotulação dos pontos de interligação entre longarinas e caverna de popa, a mais solicitada.

Em detalhamento no gráfico de plotagem de resultado do ABAQUS, Fig.4.2, pode-se observar melhor a incidência e distribuição das tensões com valores próximos e superiores ao valor limite de tensão. Os elementos destacados na cor vermelha indicam valores próximos ou iguais ao valor limite de 153,13 MPa, já os elementos destacados em preto indicam tensões superiores a 153,13 MPa.

Baseado nessas condições de carregamento e contorno aplicadas, bem como a distribuição de tensões no modelo ESTRUTURA_CASCO, utilizou-se então essas condições como parâmetros iniciais para a realização de um modelo subestruturado com elementos de casca, nas regiões onde se deseja maior refinamento da análise.

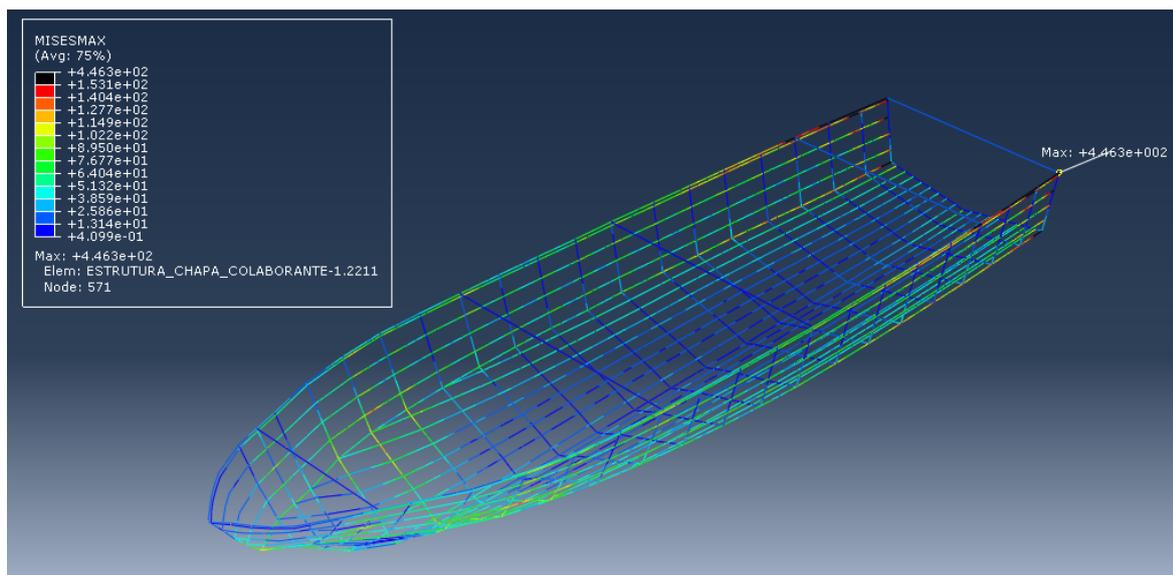


Figura 4.2 – Detalhamento da distribuição de tensão no modelo ESTRUTURA_CASCO, com popa rotulada.

Com os resultados obtidos nas análises do modelo ESTRUTURA_CASCO, fica estabelecido que a condição de vinculação imposta ao modelo SUBESTRUTURADO, é a condição rotulação dos nós de encontro entre longarinas e caverna de popa, pois é esta a condição que apresenta os maiores valores de tensão no critério de falha.

A figura 4.3, mostra o modelo geométrico carregado e vinculado conforme descrito anteriormente.

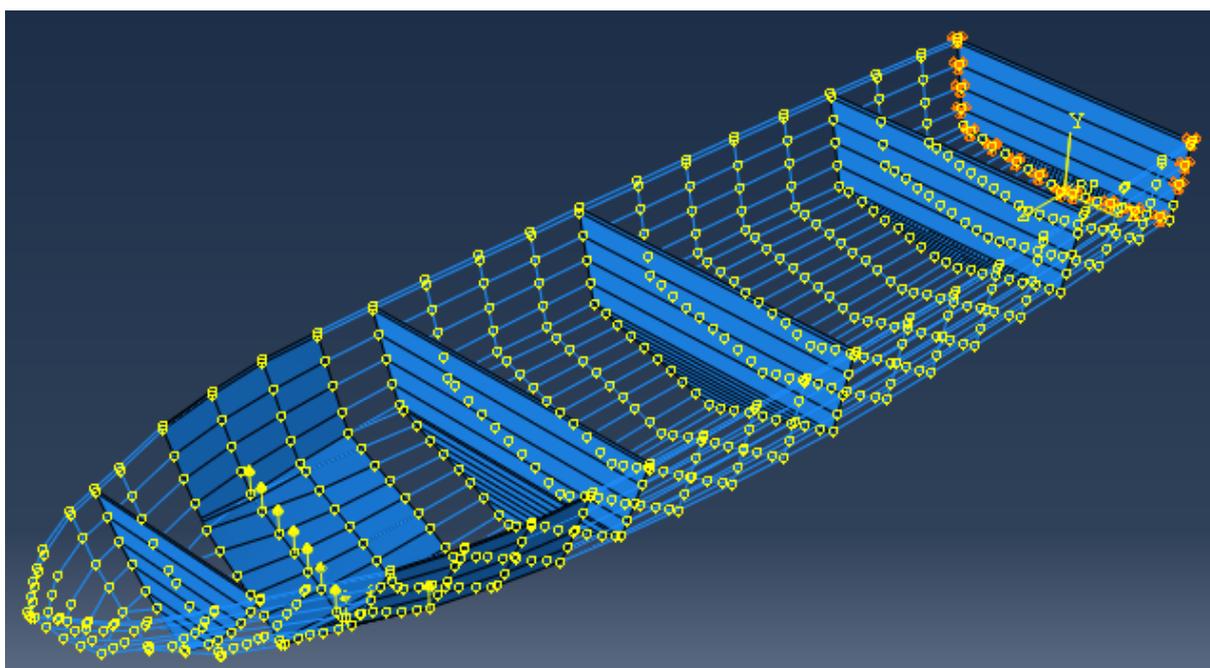


Figura 4.3 – Modelo SUBESTRUTURADO – Condições carregamento e vinculação.

Os resultados obtidos na análise no modelo SUBESTRUTURADO, mostram valores de tensão máxima de VonMises igual a 716,41 MPa, ou seja, superiores ao valor limite estabelecido que é 153.13 MPa.

A figura 4.4, mostra a distribuição de tensões ao longo da estrutura, utilizando um modelo gráfico onde elementos estruturais com valores de tensão próximos ou iguais a tensão limite de 153.13 MPa, são apresentados como elementos de tons avermelhados. Elementos estruturais com valores de tensão superior a tensão limite, são representados na cor branco. Este modelo gráfico tem por finalidade facilitar a identificação da localização dos elementos com solicitações com valores limite de tensão igual ou superior à tensão limite de 153.13 MPa, ao longo da estrutura.

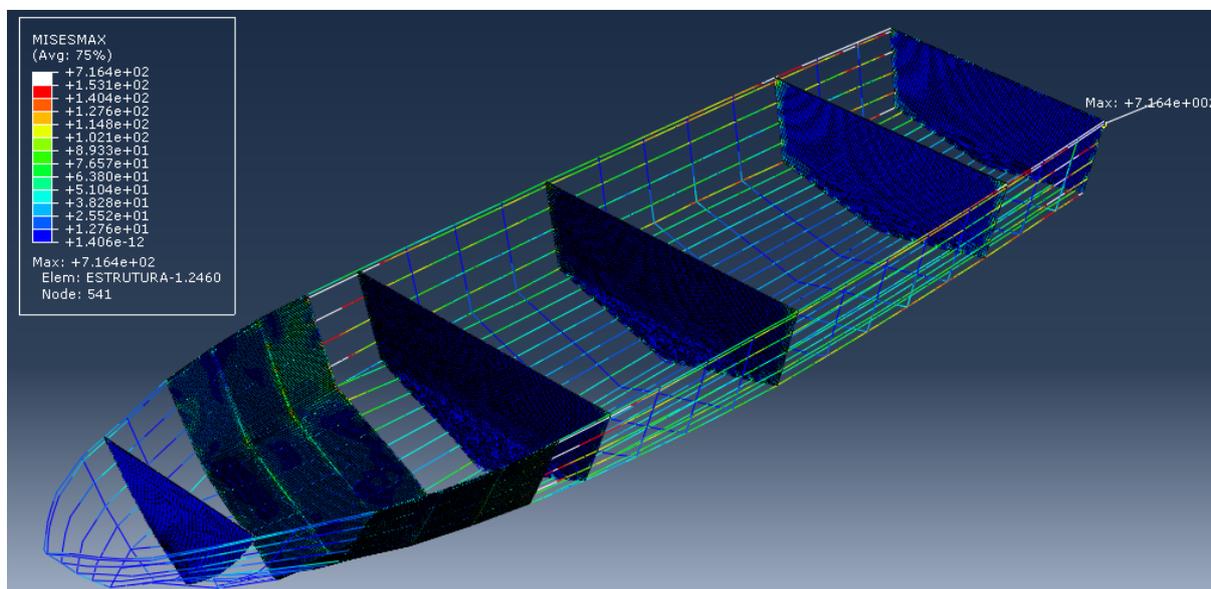


Figura 4.4 - Distribuição de tensão na estrutura.

Ao observar a figura 4.4, esta mostra que a tensão máxima se localiza na borda superior junto ao ponto de vinculação. Considerando que a condição de vinculação é hipotética, e que o elemento solicitado pela tensão máxima se trata do perfil da borda do casco, optou-se então por descartar tal solicitação.

Outras regiões de tensão superior a tensão limite estabelecida em conformidade com a DNV, são facilmente identificadas, sendo que alguns desses elementos solicitados estão localizados na borda da embarcação, ou seja, em zonas não estanques do casco, e por isso serão negligenciados.

Porém o modelo gráfico nos mostra a existência de elementos estruturais com solicitação acima da tensão limite, localizados na longarina de quina junto a caverna de popa, nas longarinas laterais entre as cavernas 14 e 13, e entre as cavernas 6 e 7, como mostram as figuras 4.5 e 4.6.

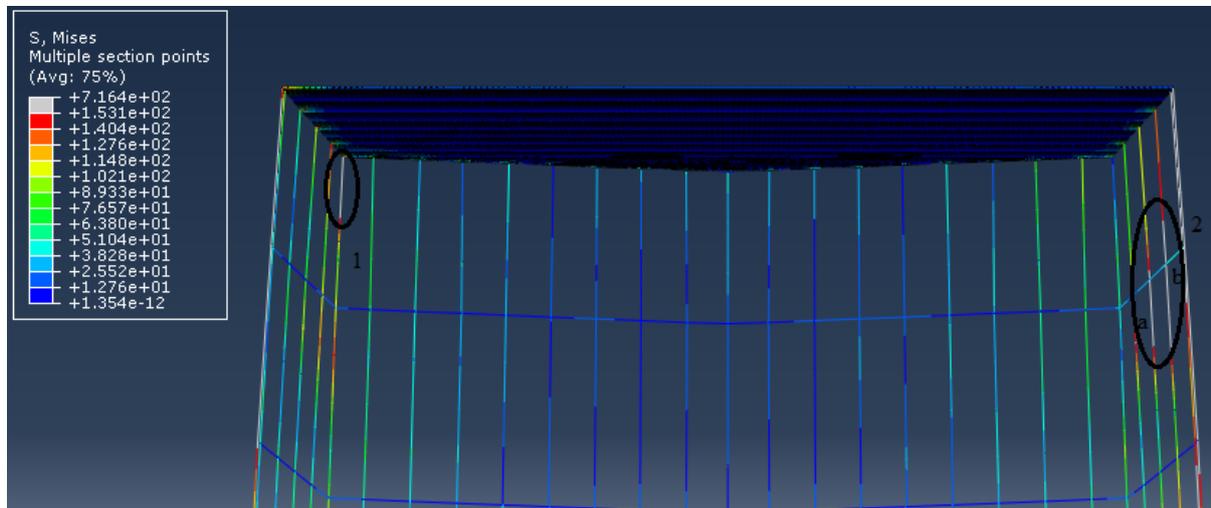


Figura 4.5 – Detalhamento das tensões críticas atuantes junto a região de popa.

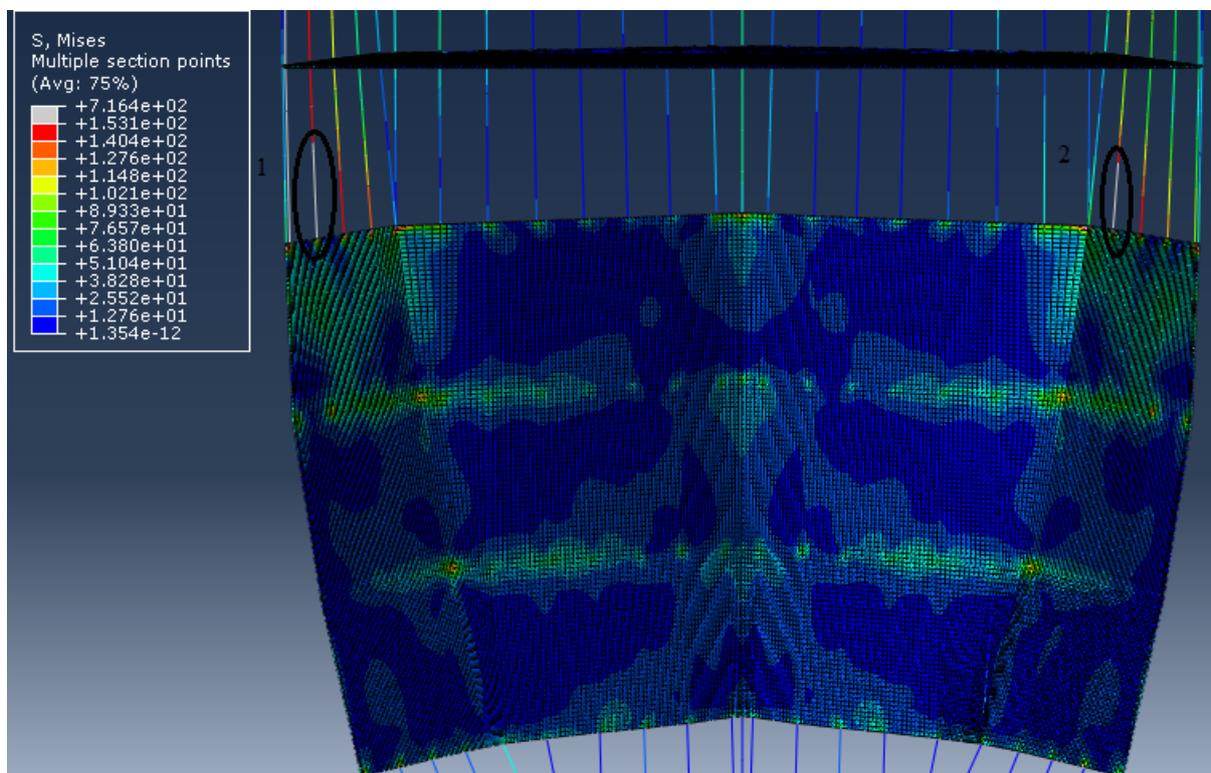


Figura 4.6 – Detalhamento das tensões críticas atuantes junto a região de impacto.

A tabela 4.2, mostra os valores das tensões que excedem o valor limite pré-estabelecido de 153.13 MPa, nas regiões de popa e impacto, referenciando as longarinas das figuras 4.6 e 4.7.

Tabela 4.2 – Tensões críticas nas regiões de popa e impacto.

Região do casco	Longarina solicitada	Valor da tensão (MPa)	Tipo do elemento
POPA	1	215,35	B31
	2 a	211,29	B31
	2 b	246,85	B31
IMPACTO	1	182,81	B31
	2	197,79	B31

A figura 4.7, mostra a deformação máxima ocorrida na estrutura, no valor de $3,708 \times 10^{-3}$, localizada no elemento de casca, situado no ponto de intersecção entre a caverna 6 e a longarina lateral superior a quina.

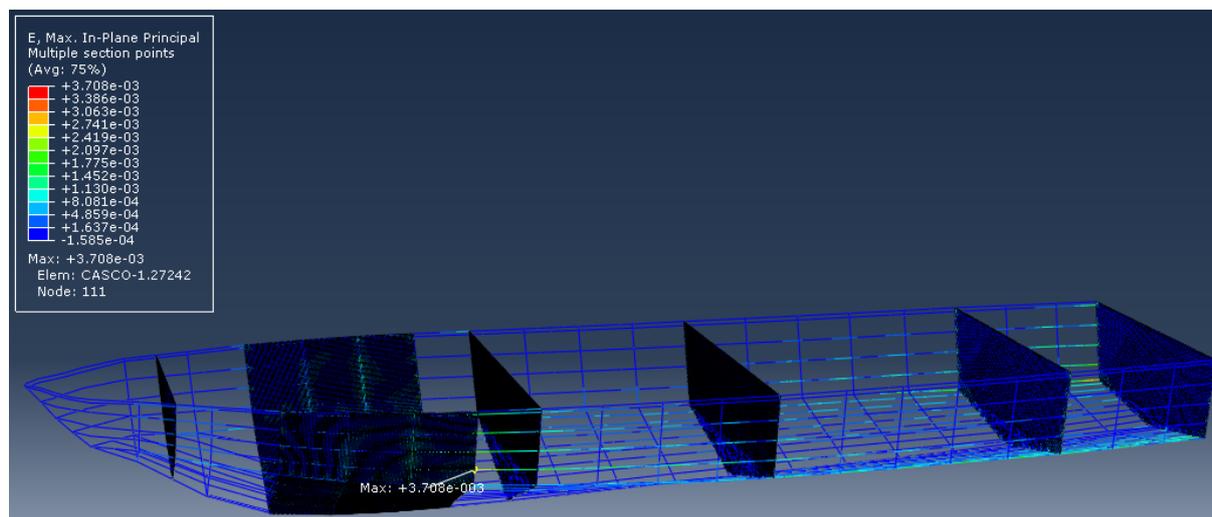


Figura 4.7 – Modelo gráfico de deformação.

4.1 DISCUSSÃO E SÍNTESE DOS RESULTADOS

Nessa seção faz-se uma síntese dos resultados obtidos nas análises realizadas nos modelos desenvolvidos, de modo a permitir uma fácil comparação em relação a resposta estrutural do modelo de pórtico 3D e o modelo subestruturado. A tabela 4.3, mostra os valores de tensões máximas de Von Mises obtidos nos modelos ESTRUTURA_CASCO e SUBESTRUTURADO, e as regiões de atuações destas tensões.

Tabela 4.3- Comparativo das tensões máxima de Von Mises.

	Modelo	
	ESTRUTURA_CASCO	SUBESTRUTURADO
Tensão máx. (MPa) modelo	446,31 MPa	716,42MPa
Tensão máx. (MPa) na região de impacto	153,05 MPa	197,79 MPa
Tensão máx. (MPa) na região de popa	202,12 MPa	246,85 MPa

Não será definido um valor percentual de erro entre os modelos, pois os valores tabelados representam valores máximos de uma mesma zona da estrutura e não necessariamente do mesmo nó ou elemento da malha. Porém se pode facilmente observar que, mesmo o modelo ESTRUTURA_CASCO apresentando valores de tensão inferiores ao modelo subestruturado, este mantém a relação de grandeza de valores de tensão no modelo gráfico, em condições bem semelhantes ao modelo SUBESTRUTURADO, conforme mostram as figuras 4.8 e 4.9, representando as tensões próximas ao valor limite de 153.13 MPa em tons de vermelho, e tensões acima da tensão limite, na cor branco.

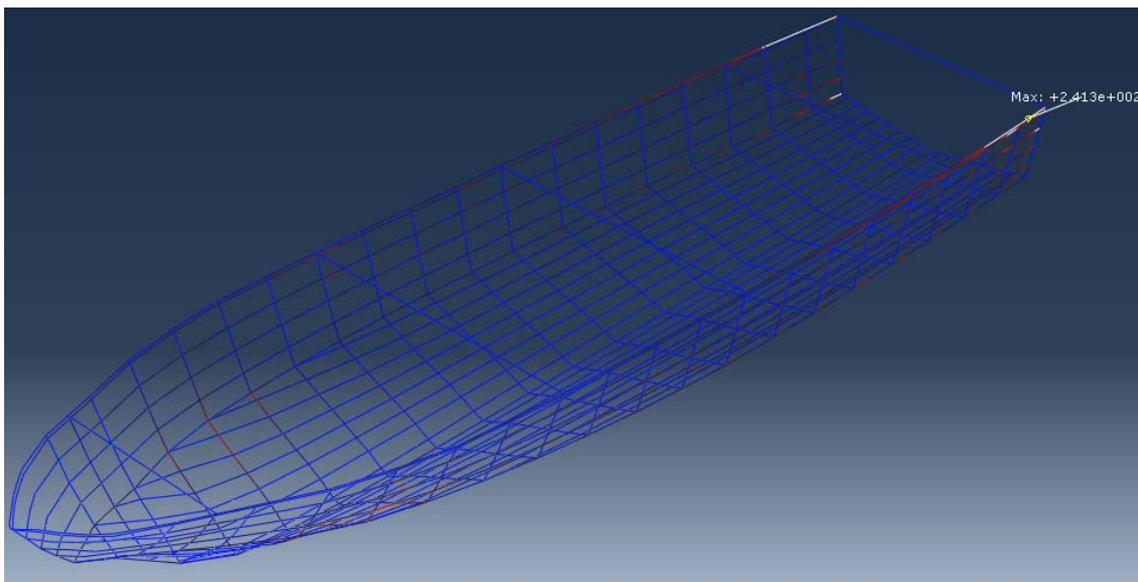


Figura 4.8 - Distribuição de tensão no modelo ESTRUTURA-CASCO.

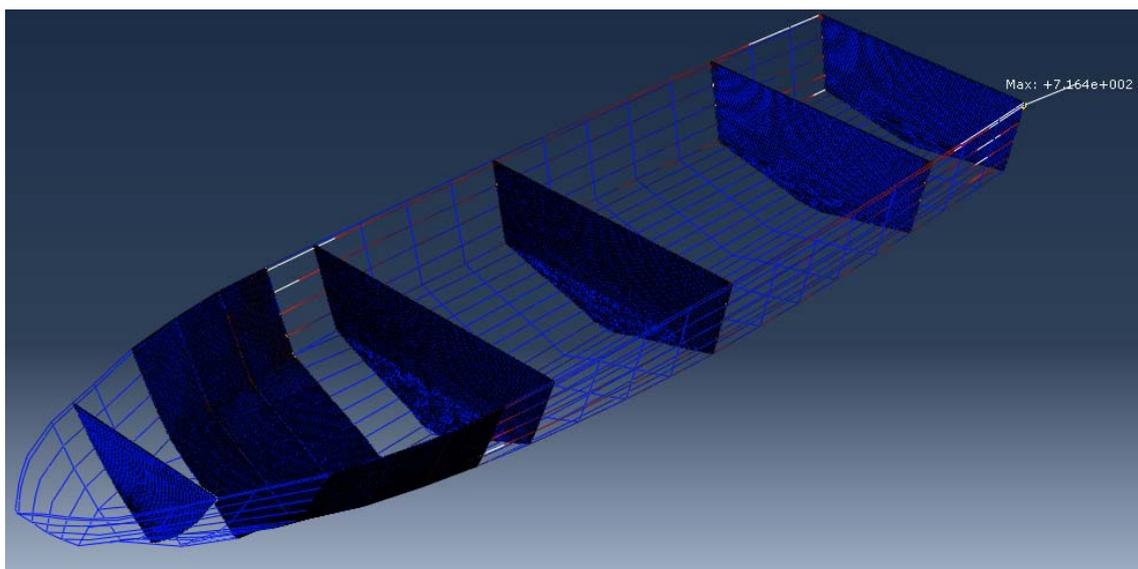


Figura 4.9 – Distribuição de tensão no modelo SUBESTRUTURADO.

Ao discutir os valores de tensões críticas encontradas no modelo SUBESTRUTURADO, tem-se que a tensão máxima encontrada de 716,42 MPa, se refere ao elemento de viga rotulado à popa, condição esta hipotética, utilizada para execução da análise, superdimensionando o modelo em comparação as condições reais de movimento da embarcação no mar, podendo então descartar o elemento solicitado.

A tabela 4.4, mostra o desvio dos valores de tensão dos demais elementos solicitados com valores de tensões críticas acima do limite de 153,13 MPa , e em relação ao valor do limite de escoamento do material, no caso 206,82 MPa.

Tabela 4.4 – Valores de desvios em relação a tensão limite e de escoamento.

Região do casco	Longarina solicitada	Valor da tensão (MPa)	% de desvio à tensão limite DNV (153,13 MPa)	% de desvio ao limite de escoamento (206,82 MPa)
POPA	1	215,35	40,63%	4,12%
	2 a	211,29	37,98%	2,16%
	2 b	246,85	61,20%	19,35%
IMPACTO	1	182,81	19,38%	-11,61%
	2	197,79	29,16%	-4,36%

Cabe salientar que o presente estudo priorizou o desenvolvimento de uma metodologia de análise estrutural através de uma subestruturação do casco com elementos de casca, utilizando como base o modelo simplificado do casco construído com elementos de vigas. Logo para detalhar a análise sobre os elementos em falha, a fim de obter resultados mais precisos nesses elementos, se faz necessário a reconstrução de parte do modelo nas regiões criticamente solicitadas, inserindo outros elementos estruturais que compõem a geometria original da estrutura, conforme mostra a figura 4.11, onde pode-se visualizar em modelo 3D construído no SOLIDWORKS, ALONSO e PINTO (2014), os reforços estruturais da região discutida. Esta análise não faz parte do escopo deste estudo.

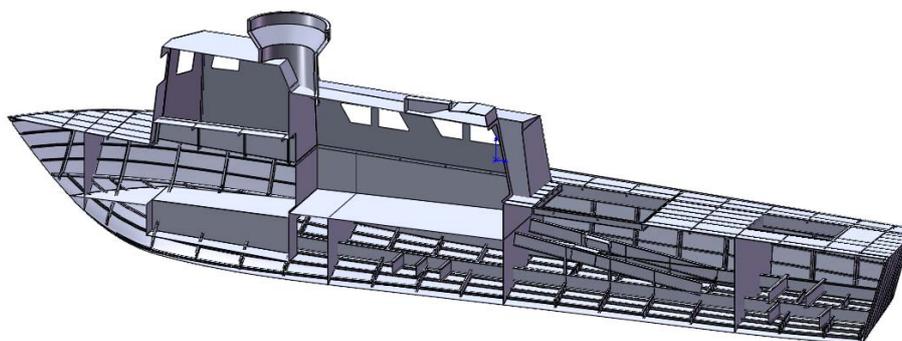


Figura 4.11 – Estrutura original da embarcação, com reforçadores e superestrutura.

5 – CONCLUSÕES E ESTUDOS FUTUROS

Este trabalho apresentou uma metodologia para análise local do efeito de *slamming*, baseada num modelo computacional subestruturado, permitindo obtenção da resposta estrutural local da estrutura terciária do casco, na região da aplicação da carga, bem como a verificação da resposta global através da estrutura secundária, a qual foi conectada a subestrutura solicitada.

De acordo com os objetivos traçados no começo do estudo, foi apresentada uma revisão dos aspectos relevantes à análise estrutural de embarcações de semiplaneio, relativos à classificação hidrodinâmica, características estruturais relacionadas a essas embarcações, uma breve revisão do efeito de *slamming* sobre embarcações rápidas e aplicada uma metodologia de cálculo para tal efeito, utilizando as formulações recomendadas pela sociedade classificadora DNV. Todos os modelos necessários para as realizações das análises foram construídos através de modelagem computacional no software ABAQUS. São modelos tridimensionais do casco da embarcação, construídos em elementos de viga e subestruturado com elementos de casca.

Outro objetivo alcançado no trabalho foi a determinação da vinculação crítica da estrutura global do casco, quando este é submetido a batida de proa. Vinculação essa que foi definida através das análises de resultados das simulações realizadas no modelo de pórtico 3D, como sendo a rotulação dos nós de encontro entre longarinas e a caverna de popa, quando a carga de *slamming* é aplicada em uma região de impacto localizada a uma distância da proa, em torno de 20 % do comprimento da embarcação.

A definição desse sistema de vinculação do casco da embarcação, associada a subestruturação da região de impacto, com elementos de casca, simulando as unidades de chapeamento do casco da embarcação, é de grande valia para a análise estrutural de pequenas embarcações de alta velocidade, pois permite a verificação dos efeitos locais na região de impacto, bem como visualizar a distribuição do carregamento ao longo da estrutura do casco da embarcação, através da transmissão de tensões ao longo dos seus elementos estruturais, isto em função da conectividade da subestrutura a estrutura de base.

Em outros sistemas de vinculação aplicados em análise local de impacto, como o engastamento da região de impacto, ALONSO e PINTO (2014), não é possível se obter essa resposta global, de distribuição de tensão, limitando-se apenas a região delimitada entre os engastes. Porém com o método aplicado, pode-se observar na distribuição de tensão no modelo SUBESTRURADO no capítulo 4, a existência de elementos da malha localizados fora da região

de impacto, com valores de tensões próximo ou superior ao limite de tensão pré-estabelecido, indicando assim a necessidade de realização de uma análise mais detalhada nessas regiões.

Com os resultados obtidos nas análises, chega-se a conclusão que a modelagem do casco como pórtico tridimensional, subdimensiona a análise do modelo, mas contribui para uma rápida visualização da resposta estrutural, quando modelada com uma malha ao longo do comprimento do casco, obtendo assim a distribuição de tensão global dos elementos principais do casco da embarcação, e isto, com uma baixa exigência de trabalho computacional.

No estudo de caso aplicado a modernização da lancha LPPN Miraguaia, pode-se concluir que a estrutura do casco da embarcação não sofrerá deformações plásticas na região de impacto, quando solicitada pela batida de proa, conforme mostrado no Capítulo 4.

Contudo, pode-se concluir que a utilização de modelos subestruturados, é de grande valia no processo de análise da resistência estrutural de embarcações de alta velocidade, pois permite a realização de uma análise local da estrutura do casco, na região subestruturada, bem como a identificação da distribuição global de tensão ao longo do modelo base, utilizando-se de uma geometria menos complexa, em relação a estrutura real da embarcação, dispondo assim de menor trabalho computacional, obtendo-se a resposta estrutural do modelo estudado.

Desenvolvimentos futuros:

A partir do estudo e modelo desenvolvido, sugere-se que as seguintes questões possam ser abordadas como alvo de futuras reflexões, possibilitando um maior aprofundamento nos conhecimentos que foram adquiridos no desenvolvimento deste trabalho.

- Realizar um estudo para verificação e validação da resposta dinâmica da estrutura, quando sujeita as condições de ondas da Lagoa dos Patos e da costa sul do Rio Grande do Sul.
- Realizar um estudo para verificação e validação da resposta estrutural da embarcação, quando sujeita a um carregamento transiente, simulando o efeito de *slamming*.
- Realizar análise de fadiga da estrutura da embarcação quando submetida aos efeitos de *slamming*, em função das vibrações transitórias que são geradas ao longo da estrutura no instante do impacto.

- Realizar estudos experimentais do impacto de superfície. Isso pode ser feito a partir de ensaios de queda da estrutura na superfície da água.
- Estudar os efeitos dinâmicos do *slamming*, especialmente sobre o seu impacto na tripulação e passageiros e no dano estrutural da embarcação.
- Realizar estudo referente ao impacto das ondas geradas pela embarcação no meio ambiente de atuação e em outras embarcações (Wash).

6- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALONSO, Fabio da Rocha. PINTO, Waldir Terra. “Uma investigação sobre o comportamento estrutural de uma embarcação de semiplano frente ao carregamento estático induzido pela batida de proa. ”, 25º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore- SOBENA, Rio de Janeiro, 15p., nov.2014

AUGUSTO, Oscar Brito. “Análise Estrutural de Navios”, Escola Politécnica da Universidade de Pernambuco, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Recife, 146 p., 2007.

BAIRD, N., 1998, “The World Fast Ferry Market”, Melbourne, Australia: Baird Publications.

BERTRAN, Volker. Practical Ship Hydrodynamics, 1ªed.. Butterworth-Heinemann
Linacre House, Jordan Hill, Oxford, 2000. 280 p. ISBN 0 7506 4851 1.

DNV. Det Norske Veritas. “DNV Rules for Classification of High Speed, Light Craft and Naval Surface Craft - July 2013”

DNV. Det Norske Verita. High Speed Craft Code, 2011.

DNV. Det Norske Verita. High Speed Light Craft and Naval Surface Craft_Structures, Equipments_Design Principles, Design Loads, 2012.

DNV. Det Norske Verita. High Speed Light Craft and Naval Surface Craft_Special Service and Type_Additional Class_Patrol Boats, 2012.

DNV. Det Norske Verita. High Speed Light Craft and Naval Surface Craft_Structures, Equipments_Direct Calculation Methods, 2012.

FALTINSEN, ODD M.. “Hydrodynamics of High-Speed Marine Vehicles”. First edition. Cambridge, England: Cambridge University Press 2005. 451p. ISBN-13 978-0-521-13506-4.

FREITAS, E. Sá. “Curvas, Tabelas e Notas para projeto”, Departamento de Engenharia Naval, EPUSP, São Paulo, 1977.

KREYSZIG, Erwin. “Advanced Engineering Mathematics”. Wiley; Ed. 10th; 120 p, 2011, ISBN 10 9780470458365.

LEWIS, Edward V.. “The Principles of Naval Architecture_ Stability and Strength_ Volume I”. Second edition. Jersey City-NJ, USA: The Society of Naval Architects and Marines Engineers. 1998. 310 p .ISBN N° 0939773-00-7.

MANSOUR, Alaa, and LIU, Donald. “The Principles of Naval Architecture Series_ Strength of Ships and Ocean Structures”. First edition. Jersey City-NJ, USA: The Society of Naval Architects and Marines Engineers. 2008. ISBN No. 0-939773-66-X

NEWMAN, J. N. “Marine Hydrodynamics”, Cambridge: The MIT Press; 1977.

NEVES, Marcelo Santos. “Dinâmica do Navio”. Programa de Engenharia Oceânica, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica. UFRJ. 2004.

OCHI, M. K. “Prediction of Occurrence and Severity of Ship *Slamming* at Sea”. 5th Symposium on Naval Hydrodynamics, pp 545-596, 1964.

OROZCO, Juan Carlos Galindo. “Contribuição ao estudo de painéis reforçados: Comparação entre o método chapa ortotrópica e o método dos elementos finitos”, São Paulo, 2009, 194 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Naval e Oceânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

PATEL, M. H. and WITZ, J.A. “Compliant Offshore Structures”. Oxford; Butterworth Heinmann, 416 p, 1991. ISBN 0750610700.

RIBEIRO, Henrique José Caribé. “Resistência de Ondas de Embarcações Semiplanadoras”. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2009. 93 p. Tese (Doutorado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Oceânica.

SANTOS, Marco André da Silva. Análise do Comportamento Estrutural de uma lancha Salva-vidas. Lisboa, 2011. 121 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade de Lisboa.

SOARES, Adilson Moreira. “ANÁLISE COMPARATIVA DE ESFORÇOS E DEFLEXÕES EM PLACAS FINAS”, Itajubá, 2004, 106p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Itajubá

SOARES, Carlos A. Mota; 1982; Teorias e análise de placas – Métodos analíticos e aproximados; Relatório CEMUL M1.82.01; Departamento de Engenharia Mecânica; Instituto Superior Técnico; Lisboa.

SZILARD, Rodolph. “Theories and applications of plate analysis: Classical, numerical and engineering methods”. New jersey, USA: John Willey & Sons, Ins.,2004.1039 p. ISBN 0-471-42989-9.

TIMOSHENKO, S., and WOINOWSKY-KRIEGER, S.. “Theory of Plates and Shells”, Second Editon. New York,USA: McGraw-Hill Book Company,1959. 580 p. ISBN 0-07-064779-8

VALERO, Carlos Alberto Mojica. “Efeito da superestrutura sobre a resistência longitudinal de embarcações de pequeno porte: Aplicação e análise estrutural para um navio militar da Marinha Colombiana”, São Paulo, 2008, 178 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Naval e Oceânica), Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

SITOGRAFIA

www.oceanica.ufrj/deno/prod_academic/relatorios

ANEXOS

Anexo A: Cálculo da largura efetiva dos flanges referente a chapa colaborante dos perfis das cavernas e longarinas.

O cálculo para a determinação dos valores finais da largura efetiva para o flange da chapa colaborante, foi realizado conforme determina a DNV no livro de regras *Rules for classification of high speed, light craft and naval surface craft_Part 3 chapter 3_structures, equipment_hull structural design, Aluminium Alloy*, seção 6, item B 200.

A largura efetiva do flange é determinada pela expressão:

$$b_e = C \times b_f \text{ (m)}$$

onde,

b_e , é a largura efetiva do flange do perfil para a chapa colaborante.

b_f , é a largura de abrangência da carga. Conforme DNV, para sistemas de vigas comuns, $b = 0,5 (l_1 + l_2)$, sendo l_1 e l_2 os vãos entre apoios das vigas dentro do quadro.

C , é uma constante definida pela DNV, conforme tabela A2.

Tabela A2 – Valores de C . Fonte : *Rules for classification of high speed, light craft and naval surface craft_Part 3 chapter 3_structures, equipment_hull structural design, Aluminium Alloy*.

a/b	0	1	2	3	4	5	6	≥ 7
$C (r \geq 6)$	0.00	0.38	0.67	0.84	0.93	0.97	0.99	1.00
$C (r = 5)$	0.00	0.33	0.58	0.73	0.84	0.89	0.92	0.93
$C (r = 4)$	0.00	0.27	0.49	0.63	0.74	0.81	0.85	0.87
$C (r \leq 3)$	0.00	0.22	0.40	0.52	0.65	0.73	0.78	0.80

$a = 0,6 \times$ comprimento entre apoio da viga [l_1] (m).

$r =$ número de pontos de carga ao longo do comprimento entre apoio da viga.

a) Cálculo da largura efetiva do flange da chapa colaborante do perfil I referente as longarinas.

Dados:

$l_1 = 0,8 \text{ m}$

$$l_2 = 0,2 \text{ m}$$

$$r = 1$$

$$b = 1,0 \text{ m}$$

$$a = 0,6 l_1$$

$$a = 0,48$$

Cálculo de b_e :

Para a relação entre dimensões $a/b = 0,96$, temos que:

$$C = 0,21$$

Logo,

$$b_e = C b$$

$$b_e = 0,1056 \text{ m}$$

b) *Cálculo da largura efetiva do flange da chapa colaborante do perfil I referente as cavernas.*

Dados:

$$l_1 = 0,2 \text{ m}$$

$$l_2 = 0,8 \text{ m}$$

$$r = 1$$

$$b = 1,0 \text{ m}$$

$$a = 0,6 l_1$$

$$a = 0,12$$

Cálculo de b_e :

Para a relação entre as dimensões $a/b = 0,24$, temos que:

$$C = 0,0528 \text{ m}$$

Logo,

$$b_e = C b$$

$$b_e = 0,0264 \text{ m}$$

Segundo DNV a largura efetiva do flange da chapa colaborante não deve ser menor que a largura do flange livre. Com isso temos como valor da chapa colaborante, o valor da aba do perfil.

Logo, fica definido que,

$$b_e = 0,032m.$$

ANEXO B: Cálculo da pressão de *slamming* no fundo, conforme sociedade classificadora Det Norske Veritas.

CONDIÇÃO 1: A pressão de *slamming* no fundo da embarcação, quando $\frac{V}{L} \geq 3$, não deve ser menor que:

$$P_{sl} = 1,3k_l \left(\frac{\Delta}{nA} \right)^{0,3} T_0^{0,7} \frac{50 - \beta_x}{50 - \beta_{cg}} a_{cg}$$

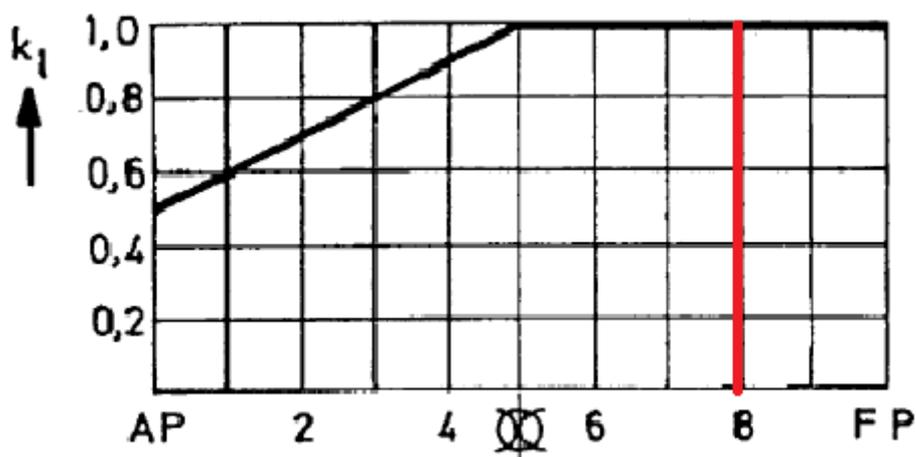
Onde,

n = número de cascos..

$n = 1$

K_l = fator de distribuição longitudinal.

$K_l = 1$



Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 2_figure 3.

A = área de carga de projeto em m^2 .

Para o chapeamento A não deve ser maior que $2,5 s^2$, onde s é o espaçamento entre reforços, em metros.

Para qualquer estrutura A não deve ser menor que 0,002.

Sendo $s = 0,80$ m, logo:

$A = 1,6$ m

T_0 = calado em $L/2$ em m na condição normal de operação na velocidade de serviço.

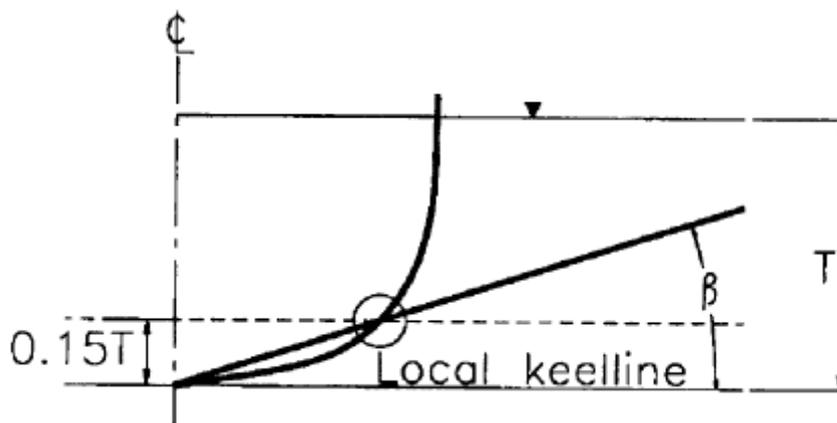
$$T_0 = 0,818 \text{ m}$$

Δ = deslocamento em toneladas em água salgada no calado de projeto.

$$\Delta = 16 \text{ t}$$

β_x = ângulo de *deadrise* em graus na seção transversal considerada.

β_{cg} = ângulo de *deadrise* no LCG.



Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 2_figure 4.

$$\beta_x = 37,76^\circ$$

$$\beta_{cg} = 17,74^\circ$$

$$a_{cg} = 27,35 \text{ m/s}^2$$

Assim:

$$P_{sl} = 31,80 \text{ kN/m}^2$$

CONDIÇÃO 2: Todas as embarcações devem ser projetadas para uma pressão de *slamming* no fundo da embarcação, conforme P_{sl} .

$$P_{sl} = \frac{21}{\tan \beta_x} k_a k_b C_w \left(1 - \frac{20 \cdot T_L}{L}\right) \left(\frac{0,3}{A}\right)^{0,3}$$

Onde,

$K_a = 1$, para chapeamento.

$K_b = 1$, para chapeamento.

C_w = Coeficiente de onda.

Para embarcações onde o comprimento (L) é menor que 100 m, $C_w = 0,08 L$, para serviços sem restrições.

A redução de C_w para serviços restritos, é dada na Tabela A1.

Table A1 Reduction of C_w	
<i>Class notation</i>	<i>Reduction</i>
R0	0
R1	0
R2	10%
R3	20%
R4	40%
R5-R6	60%

Fonte: Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 1_Table A1.

Logo, C_w com restrição, é igual a:

$$C_w = 0,08 \cdot 15,24 \cdot 0,80$$

$$C_w = 0,97$$

e C_w sem restrição, é igual a:

$$C_w = 0,08 \times (15,24)$$

$$C_w = 1,2192$$

Sendo a lancha em estudo, uma embarcação militar, de acordo com *DNV_ High Speed, Light Craft and Naval Surface Craft_PART 5 CHAPTER 6_SPECIAL SERVICE AND TYPE – ADDITIONAL CLASS_Patrol Boats*, secção 3, alínea A302, deve-se utilizar o valor de C_w sem restrição.

T_L = calado a vante medido verticalmente da linha d'água à linha da quilha, na menor velocidade de serviço.

$$T_L = 0,73 \text{ m}$$

Assim:

$$P_{sl} = 0,839 \text{ kN/m}^2$$

Verificadas as condições 1 e 2, observa-se que a pressão de *slamming* de fundo é igual a:

$$P_{sl} = 31,80 \text{ kN/m}^2$$

ANEXO C: Cálculo da pressão de *slamming* no costado, conforme sociedade classificadora Det Norske Veritas.

A pressão de impacto no costado de proa, deve ser tomado como:

$$P'_{st} = \frac{0,7C_L C_H}{A^{0,3}} \left(0,6 + \frac{0,4U}{\sqrt{L}} \sin \gamma \sin \alpha + \frac{2,1a_0}{C_B} \sqrt{\frac{0,4U}{\sqrt{L}}} 0,6 \cos \alpha \left(\frac{x}{L} - 0,4 \right) \right)^2$$

Onde,

A = área de carga de projeto para o elemento considerado.

$A = 1,6 \text{ m}^2$ (ver Apêndice I)

T = calado carregado.

$T = 1 \text{ m}$

B_{WL} = maior largura do casco na linha de flutuação completamente carregado (com a embarcação em repouso).

$B_{WL} = 4 \text{ m}$

C_L = fator de correção para o comprimento da embarcação

$C_L = (250L - L^2) / 15000$

$C_L = 0,238$

C_W = Coeficiente de onda.

$C_W = 0,24$ (ver Apêndice I)

h_0 = distância vertical em metros, da linha d'água para o ponto de carga.

$h_0 = 0,704 \text{ m}$

x = distância em m da popa à posição considerada.

$x = 12,039 \text{ m}$

C_H = fator de correção para ponto de carregamento acima da linha d'água.

Sendo:

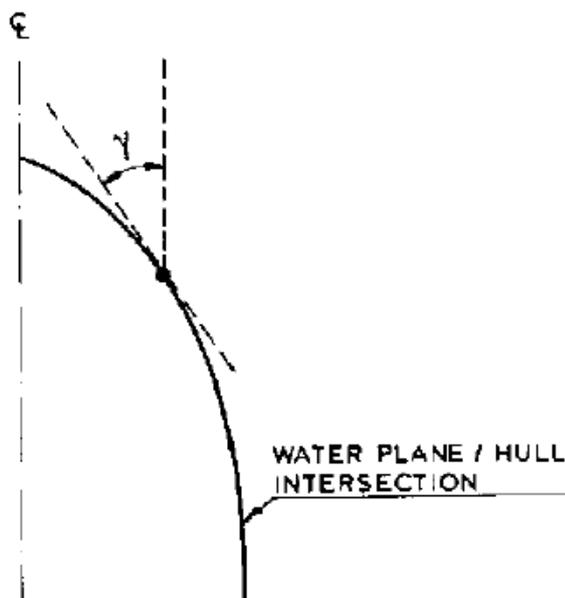
$$C_H = 1 - \frac{0,5}{C_W} \cdot h_0$$

Logo:

$$C_H = 0,711$$

γ = ângulo entre o chapeamento do costado e uma linha horizontal.

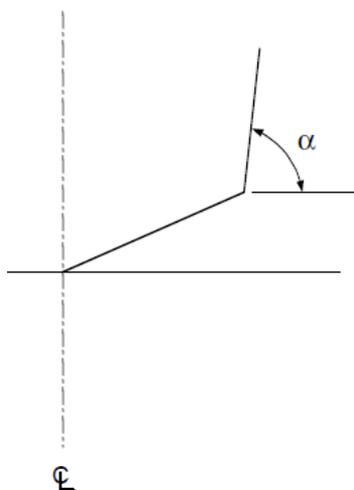
$\gamma = 15,87^\circ$



Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 2_figure 6.

α = ângulo de entrada da linha d'água da região de carregamento (plano transversal da caverna 4).

$$\alpha = 59,72^\circ$$



Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 2_figure 5.

a_0 = parâmetro de aceleração.

Sendo:

$$a_0 = 3 \cdot \frac{C_W}{L} + C_V \frac{V}{\sqrt{L}}$$

$$C_V = \frac{\sqrt{L}}{50} ; C_V \leq 0,2$$

Logo:

$$C_V = 0,07$$
$$a_0 = 0,724$$

C_B = Coeficiente de bloco.

$$C_B = \frac{\Delta}{1,025 \cdot L \cdot B_{WL} \cdot T}$$

$$C_B = 0,25$$

Assim, a pressão de *slamming* no costado é:

$$P'_{sl} = 13,98 \text{ kN/m}^2$$

ANEXO D: Cálculo da pressão de mar atuante no fundo e lateral submersa da embarcação, conforme sociedade classificadora Det Norske Verita.

A pressão atuante sobre o fundo e a lateral submersa do casco da embarcação, para ponto de carga abaixo da linha d'água, deve ser tomada como:

$$p = 10h_0 + \left(K_s - 1,5 \cdot \frac{h_0}{T} \right) C_W$$

Onde,

h_0 = distância vertical em metros, da linha d'água para o ponto de carga.

$h_0 = 0,704$ m (ver ANEXO C)

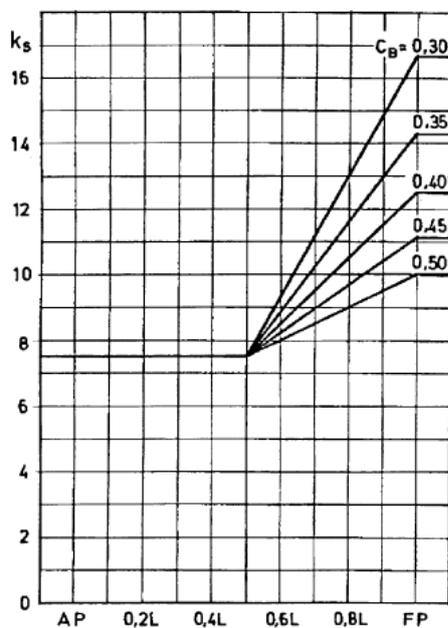
C_W = Coeficiente de onda

$C_W = 1,2192$ (ver ANEXO B)

T = calado carregado.

$T = 1$ m (ver ANEXO C)

K_s = fator de distribuição de carga do mar.



Fonte: DNV_Design Principles, Design Loads_section 2_figure 8

Para $C_B = 0,25$ e $0,79L$ de FP, o valor de K_s foi obtido foi de 15,75.

$$K_s = 15,15$$

Assim:

$$p = 24,954 \text{ kN/m}^2$$

Conforme *DNV_High Speed, Light Craft and Naval Surface Craft_PART 5 CHAPTER 6_SPECIAL SERVICE AND TYPE – ADDITIONAL CLASS_Patrol Boats*”, seção 3, alínea 303, diz que, ao calcular a pressão de mar conforme DNV_Parte 3 Capítulo 1 Seção 2, um fator a_c deve ser multiplicado a pressão de mar p .

De acordo com DNV_Parte 5 Capítulo 6 Seção 3, o valor estabelecido para o fator a_c , com a ponto de carga em 79% do comprimento em relação a popa, é de $a_c = 1,67$.

Logo,

$$p = a_c \left(10h_0 + \left(K_s - 1,5 \frac{h_0}{T} \right) C_w \right)$$

Assim:

$$p = 1,67 \cdot (24,954)$$

$$p = 41,67 \text{ kN/m}^2$$