



ESTUDO COMPARATIVO DE MÉTODOS DE ANÁLISE ESPECTRAL DA VIDA À FADIGA DE ESTRUTURAS OFFSHORE

Jonas Haddad Bittar Filho

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

Orientador: Marcelo Igor Lourenço de Souza

Rio de Janeiro

Março de 2019

ESTUDO COMPARATIVO DE MÉTODOS DE ANÁLISE ESPECTRAL DA VIDA
À FADIGA DE ESTRUTURAS OFFSHORE

Jonas Haddad Bittar Filho

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

Examinada por:

Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, D.Sc.

Prof. Ilson Paranhos Pasqualino, D.Sc

Prof^a. Tetyana Gurova, D.Sc

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2019

Bittar Filho, Jonas Haddad

Estudo Comparativo de Métodos de Análise Espectral da Vida à Fadiga de Estruturas Offshore/ Jonas Haddad Bittar Filho. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XI, 150 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Marcelo Igor Lourenço de Souza

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

Referências Bibliográficas: p. 146-150.

1. Análise espectral de fadiga. 2. Tensão equivalente de Battelle. 3. Fadiga em estruturas offshore. I. Souza, Marcelo Igor Lourenço de. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Dedico este trabalho aos meus avós pelo exemplo de pessoas que foram, pelas famílias que constituíram, pelos ensinamentos passados e por todo o amor e apoio que davam não só a mim, mas a toda a família incondicionalmente. Independentemente aonde estejam neste momento estarão comigo por toda a minha vida.

AGRADECIMENTOS

À Deus pela força e saúde para concluir este trabalho e por permitir a convivência com todas as demais pessoas que me ajudaram e fazem parte da minha vida.

Aos meus pais pelo amor e apoio incondicional e permanente que me permitiram realizar tudo que fiz e pelo exemplo de vida que são para mim, sendo meus verdadeiros heróis.

À minha irmã pelo apoio e companheirismo nos momentos difíceis e ao meu sobrinho Bento por me mostrar e lembrar a beleza existente no ciclo da vida.

A minha namorada Fernanda pelo apoio, pelo suporte, pelo amor, pela amizade e pelo exemplo de perseverança, dedicação e comprometimento que é. Sem a sua presença em minha vida o caminho teria sido muito mais árduo e não teria brilho.

Aos meus familiares, cunhados e “sogros” pelos momentos de descontração e apoio, pelo exemplo de pessoas que são para mim e pelo apoio incondicional sempre que precisei.

Ao professor Marcelo Igor Lourenço de Souza, meu orientador e amigo, pela exemplificação de tudo o que significa ser um professor, não hesitando, mesmo em momentos complicados de sua vida particular, em ajudar, transmitir conhecimento e permitir o desenvolvimento alheio, sendo o verdadeiro gigante citado por Isaac Newton em sua célebre frase, “Se enxerguei mais longe, foi porque me apoiei sobre os ombros de gigantes”. É de pessoas e profissionais como este que nossa nação precisa.

Ao corpo docente do Programa de Engenharia Naval e Oceânica e do Programa de Engenharia Civil da COPPE/UFRJ pelo conhecimento e experiência transmitidos.

Aos funcionários do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) e do Departamento de Engenharia Naval da UFRJ pela paciência e dedicação com que realizam seus serviços e atendem aos alunos.

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

ESTUDO COMPARATIVO DE MÉTODOS DE ANÁLISE ESPECTRAL DA VIDA
À FADIGA DE ESTRUTURAS OFFSHORE

Jonas Haddad Bittar Filho

Março/2019

Orientador: Marcelo Igor Lourenço de Souza

Programa: Engenharia Oceânica

Este trabalho busca mostrar as similaridades e diferenças entre diversas metodologias de análise espectral para predição da vida a fadiga, presentes na literatura, quando aplicadas às estruturas offshore. Para tal comparação, foram obtidas as respostas de tensões de uma estrutura offshore, quando submetida a carregamentos de ondas resultante de um espectro de mar característico da costa brasileira, por diferentes metodologias: a tensão equivalente de Mises e a tensão equivalente proposta por Battelle e suas variedades. Posteriormente, tais respostas foram incorporadas aos cálculos estatísticos presentes nas metodologias de análise espectral para obtenção do dano a fadiga de cada região da estrutura analisada. Como estrutura offshore de estudo foi utilizado um casco de uma plataforma semissubmersível.

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

COMPARATIVE STUDY OF SPECTRAL ANALYSIS METHODS FOR
PREDICTING FATIGUE LIFE OF OFFSHORE STRUCTURES

Jonas Haddad Bittar Filho

March/2019

Advisor: Marcelo Igor Lourenço de Souza

Department: Oceanic Engineering

This work seeks to show the similarities and differences between several spectral analysis methodologies for predicting fatigue life, present in the literature, when applied to offshore structures. For this comparison, the stress responses of an offshore structure were obtained, when subjected to wave loads resulting from a Brazilian coast's characteristic sea spectrum, by different methodologies: the Mises' equivalent stress and the equivalent stress proposed by Battelle and its varieties. Subsequently, these responses were incorporated into the statistical calculations in the spectral analysis methodologies to obtain the fatigue damage of each region of the analyzed structure. A hull of a semisubmersible platform was used as offshore structure.

SUMÁRIO

1.	Introdução	1
2.	Revisão Bibliográfica	3
2.1.	Estruturas Offshore	3
2.2.	Carregamento Ambiental e Análise Dinâmica	6
2.3.	Tratamento Estatístico de Dados	16
2.4.	Fadiga de Materiais	29
3.	Metodologia Empregada	47
3.1.	O Processo de Análise Espectral	47
3.2.	Condições Ambientais, Espectros de Mar e Dados de Entrada para a Análise Hidrodinâmica	48
3.3.	Obtenção dos RAOs de Tensão	51
3.4.	Determinação dos Espectros de Tensão	61
3.5.	Determinação das Curvas S-N	61
3.6.	Métodos de Análise Espectral e Cálculo do Dano	63
3.7.	Avaliação do Dano e da Vida Útil	71
3.8.	Referência Utilizada para a Comparação	72
4.	Estudo de Caso e Análise Comparativa de Métodos	74
4.1.	Embarcação Utilizada	74
4.2.	Modelo Numérico	78
4.3.	Estados e Espectros de Mar Utilizados	89
4.4.	RAOs de Tensão Obtidos	96
4.5.	Espectros de Tensão Obtidos	99
4.6.	Curva S-N Adotada	110
4.7.	Danos Anuais Obtidos, Análise e Comparação dos Resultados	111
4.8.	Adversidades Encontradas	141
5.	Conclusões	143
5.1.	Proposições para Trabalhos Futuros	144
6.	Referências Bibliográficas	146

LISTA DE SÍMBOLOS

A_0	Amplitude da onda
A_S	Valor máximo da soma entre as componentes de flexão e de membrana
A_{TP}	Projeção transversal ao escoamento da área do corpo sob ação do escoamento
A_b	Valor máximo da componente de flexão
A_{ij}	Matriz de massa adicional do corpo
B_{ij}	Matriz de amortecimento do corpo
$B1_{ij}$	Matriz de amortecimento do corpo com termos lineares
$B2_{ij}$	Matriz de amortecimento do corpo com termos não lineares
C_{DC}	Coefficiente de arrasto da porção do corpo submetida à ação da corrente
C_{DW}	Coefficiente de arrasto da porção do corpo submetida à ação dos ventos
C_{ij}	Matriz de rigidez do corpo
D	Dano devido a fadiga da estrutura
\vec{F}_C	Vetor da força causada pela ação da corrente
F_W	Vetor da força causada pela ação dos ventos
$F_{externa}$	Força externa resultante atuando sobre o corpo na direção considerada
F_j	Forças externas atuantes
f_p	Frequência de pico em Hertz
$F(\delta)$	Função que relaciona a degradação da vida à fadiga devido à diferença de fase entre as tensões normais e de cisalhamento consideradas
f	Frequência considerada em Hertz
H_s	Altura significativa
K	Coefficiente da curva S-N do material
$m_n = \int_0^\infty \omega^n S_s(\omega) d\omega$	Momento espectral de ordem n
M_{ij}	Matriz de inércia do corpo
m	Expoente da curva S-N do material
N	Número de ciclos que levam à falha por fadiga
S_S	Espectro de tensões atuantes

s	Tensão
T_m	Período característico em segundos
t^*	Espessura em milímetros da chapa analisada
T	Período considerado
T_p	Período de pico do estado de mar em segundos
T_z	Período de cruzamento zero
t	Tempo considerado
\vec{v}_{rel}	Vetor da velocidade relativa entre o escoamento e o corpo
v_0	Frequência de cruzamento zero ascendente
$v_p = \sqrt{\frac{m_4}{m_2}}$	Frequência de picos
\dot{x}_j	Primeira derivada temporal do vetor de posição do corpo
\ddot{x}_j	Segunda derivada temporal do vetor de posição do corpo
\ddot{x}	Segunda derivada temporal da coordenada da direção considerada
x_j	Vetor de posição do corpo
x	Posição analisada
$\alpha_i = \frac{m_i}{\sqrt{m_0 m_{2i}}}$	Fator de irregularidade
δ_s	Fase onde o valor máximo da soma entre as componentes ocorre
δ_b	Fase onde o valor máximo da componente de flexão ocorre
σ_{max}	Maior valor de tensão no ciclo
σ_{min}	Menor valor de tensão no ciclo
ΔS_s	Tensão equivalente normal ao plano que contém o cordão de solda
ΔT_s	Tensão equivalente de cisalhamento na direção perpendicular à espessura da chapa
$\Delta \sigma_b$	Amplitude da tensão de flexão na direção normal ao plano que contém o cordão de solda
$\Delta \sigma_m$	Amplitude da tensão de membrana na direção normal ao plano que contém o cordão de solda
$\Delta \tau_b$	Amplitude da tensão cisalhante de flexão na direção perpendicular à espessura da chapa no plano que contém o cordão de solda
$\Delta \tau_m$	Amplitude da tensão cisalhante de membrana na direção perpendicular à espessura da chapa no plano que contém o cordão de solda

$\Delta\sigma$	Amplitude de tensão
$\Gamma[i] = \int_0^{\infty} e^{-t} t^{i-1} dt$	Função gama
$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{m_2^2}{m_0 m_4}}$	Fator de largura de banda
θ	Direção de incidência de onda considerada
$\bar{\theta}$	Direção predominante de incidência das ondas
ρ	Massa específica do fluido em questão
φ	Ângulo de fase da onda
ω	Frequência em radianos por unidade de tempo

1. Introdução

O presente trabalho visa comparar métodos empregados pela indústria para prever a vida em fadiga de estruturas ainda na fase de projeto e analisar seus resultados perante a análise de fadiga de um detalhe estrutural de uma semissubmersível convencional atuante em águas jurisdicionais brasileiras. O objetivo com tal comparação é estabelecer as fronteiras de aplicação de cada método e fornecer os alicerces para atualizações e reformulações necessárias de forma a se suprir as lacunas existentes.

Diferentemente da exploração onshore, a física envolvida nos oceanos e mares possui componentes mais complexos que acarretam em problemas distintos. O carregamento ambiental gerado por ventos, correntes, marés, ondas, etc. requisitam uma estrutura mais robusta capaz de sobreviver a solicitações extremas sem nenhum apoio de terra. O objetivo, portanto, se torna ainda mais árduo de ser alcançado, uma vez que estas solicitações não possuem um caráter determinístico. Isto é, as cargas ambientais atuantes em estruturas offshore possuem um caráter aleatório. Em muitos casos estes fatores podem ser tratados como constantes ou como seguindo padrões e funções conhecidas sem comprometer o projeto, porém estas considerações sempre acarretarão em erros que podem punir o projeto por um alto grau de conservadorismo seja no âmbito técnico ou econômico [1].

Além das dificuldades para o cálculo das solicitações ambientais, os problemas intrínsecos a um projeto estrutural devem ser considerados. Dentre estes, o presente trabalho destina-se a analisar e avaliar a fadiga da estrutura devido a estas solicitações ambientais de caráter aleatório.

A fadiga é um fenômeno de falha progressiva do material causado por carregamentos cíclicos que pode ocorrer na grande maioria dos materiais utilizados na construção de estruturas offshore. As primeiras observações sobre esse efeito datam do início do século XIX apesar de seu mecanismo de falha ainda ser alvo de estudos no âmbito da ciência dos materiais. No contexto de estruturas offshore, esse fenômeno se faz presente através da física envolvida e dos materiais utilizados.

Dada à complexa natureza envolvida muitos autores buscaram formas simplificadas de considerar este aspecto nos projetos. A forma mais utilizada conhecida como Regra de

Palmgren-Miner assume que cada material é capaz de tolerar uma determinada quantidade de dano e que uma vez ultrapassada esta quantidade ocorre à falha por fadiga. Isto é, cada ciclo de carregamento contribui com uma parcela de desgaste para o material, estas parcelas vão se somando de forma linear até que haja a falha. Contudo, determinar a quantidade de dano experimentada pelo material dado carregamentos complexos como os do meio ambiente marinho ainda é um desafio.

Muitos estudos ainda estão em curso para a determinação de como considerar a fadiga na elaboração de projetos e manutenção de estruturas offshore. Micone e De Waele [1] trazem uma comparação entre os códigos utilizados para a consideração de fadiga em projetos de estruturas offshore. Já Cramer et al. [2] sugere uma diretriz para a análise de fadiga em estruturas de navios já considerando o caráter aleatório das solicitações ambientais apresentando resultados que sugerem que esta consideração pode melhorar os projetos tanto em termos de segurança quanto de economia.

Tendo em vista o foco do presente trabalho, no Capítulo 2 será revisado todo o conhecimento teórico necessário para o estudo. No Capítulo 3 será abordado o processo de análise da vida à fadiga em estruturas offshore, esclarecendo o passo a passo de atividades e tudo que já foi feito relacionado a área de pesquisa, incluindo os métodos a serem comparados.

No capítulo subsequente, será apresentado um estudo de caso para a aplicação dos métodos estudados, onde será utilizada uma semissubmersível convencional. Neste momento o foco estará em apresentar os resultados dos diferentes métodos quando aplicados a um caso real. Em sequência, uma análise dos resultados obtidos é feita com o objetivo de expor as diferenças e similaridades entre os métodos utilizados. Além disso, foi optado por inserir neste capítulo as adversidades encontradas ao aplicar a metodologia e os métodos e na utilização dos *softwares* e limitações de *hardware* comuns encontrados no mercado.

Por fim, a conclusão do estudo comparativo é exibida. Adicionalmente, propõem-se novas linhas de pesquisa para a continuidade do estudo e aprofundamento do conhecimento sobre o tema.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Estruturas Offshore

A atividade de se explorar recursos minerais sempre esteve presente na história da humanidade. Seja em terra, no ar ou no mar, o homem sempre buscou extrair, do meio ambiente, componentes que pudessem ser utilizados na melhoria de sua vida. Nesse contexto, é possível traçar um paralelo entre a história evolutiva das estruturas criadas pelos homens e os recursos cobiçados. No caso das estruturas offshore não é diferente, o produto natural que proporcionou a evolução e criação desse tipo de estruturas foi o petróleo.

Hoje em dia, as estruturas offshore não são vinculadas unicamente a exploração de petróleo, apesar de ainda ser a principal utilização. Plataformas de geração de energia eólica [3], estruturas para a geração de energia de outras fontes renováveis como maré e ondas e até mesmo terminais portuários offshore já podem ser encontradas no mundo. Cada uma com sua especificidade, mas todas tendo o mesmo objetivo: garantir a integridade do meio ambiente, das pessoas e da atividade fim mesmo para solicitações extremas durante toda a vida útil da estrutura. O presente estudo será focado em estruturas destinadas a exploração de petróleo em especial as metálicas, mas os conceitos aqui estudados podem ser aplicados para estruturas onshore ou offshore destinadas a outras atividades.

2.1.1. Características e Finalidades das Estruturas Offshore

A finalidade de uma estrutura é permitir a realização de uma atividade garantindo a segurança do meio ambiente, das pessoas que lá estejam e dos equipamentos e da cadeia de produção da atividade se for o caso de uma atividade econômica. Isso deve ser garantido mesmo quando em solicitações extrema de ocorrência rara.

Quando se trata de uma estrutura offshore, o objetivo permanece o mesmo. A diferença se dá pelas solicitações que a estrutura sofrerá. No meio ambiente marinho, além das cargas de caráter aleatório que podem assumir valores muito grandes há outros problemas intrínsecos por se tratar de um sistema dinâmico. O ambiente corrosivo que, além de degradar a estrutura amplifica alguns efeitos negativos, e o fato de que não haverá nenhum suporte externo capaz de socorrer qualquer emergência instantaneamente fazem

com que uma estrutura offshore deva ser projetada para resistir a condições muito mais adversas que uma estrutura onshore.

Ao longo da história, inúmeras estruturas offshore já foram fabricadas. A grande maioria em aço por se tratar de um material com boas características mecânicas e não muito custoso. Entretanto, existem estruturas feitas em concreto armado ou em materiais compósitos.

2.1.2. Desafios de um Projeto Estrutural Offshore

Todo projeto estrutural inicia-se com a identificação das solicitações de forças e momentos que a estrutura suportará e/ou que deverá resistir. Isso inclui uma gama muito grande de cargas como peso de equipamentos, de pessoas, da própria estrutura e forças ambientais entre outras [4].

Após a definição das cargas supracitadas, o projeto deve contemplar estudos sobre alguns eventos e características da localização da estrutura que podem requisitar um reforço estrutural em uma determinada localidade ou em toda a estrutura como corrosão, cargas de impacto, etc. Somado a isso, é importante considerar a vida útil da estrutura e a forma de ocorrência dos carregamentos a fim de se determinar uma possível falha por fadiga.

No caso de estruturas offshore, o processo de projeto é constituído dos mesmos passos supracitados. Os desafios se dão através da determinação das cargas ambientais devido ao caráter aleatório e do alto índice de ocorrência de cargas de impacto de magnitude elevada. O primeiro desafio implica em um dimensionamento estrutural baseado em uma análise estatística e não determinística o que pode gerar uma estrutura superdimensionada ou subdimensionada dependendo das condições ambientais que se apresentarem. Além disso, essa aleatoriedade se propaga para o estudo da fadiga e para a movimentação de cargas dinâmicas como *sloshing* dificultando ainda mais o estudo. O segundo desafio, acaba sendo, na prática, uma consequência da aleatoriedade das forças ambientais. Inúmeros incidentes envolvendo colisões entre embarcações de apoio e estruturas offshore devido a ocorrência de ondas não esperadas já foram relatados. Entretanto, isso não ocorre apenas devido a fatores ambientais, existe o erro humano na operação que por vezes causa as mesmas colisões.

O projeto de uma estrutura offshore tem como desafios avaliar cada um desses fatores a fim de dimensionar uma estrutura que atenda às necessidades e cumpra seus objetivos mesmo para situações não previstas sem que fique superdimensionada de forma a ser inviável tanto econômica quanto tecnicamente [4].

2.1.3. Plataformas de Produção de Petróleo como Estruturas Offshore

Plataformas de produção de petróleo são estruturas offshore que podem ser destinadas a inúmeras funções como extração da mistura multifásica, separação da mistura, processamento e armazenamento do óleo extraído, perfuração, acomodação, etc. Seu principal objetivo é permitir a extração de petróleo em regiões muito distantes da costa e/ou com relevos muito acidentados que impedem a instalação de oleodutos. São capazes de extrair, processar e, em alguns casos, armazenar o petróleo.

Podem ser categorizadas entre estruturas fixas ou flutuantes. As fixas são comumente utilizadas em regiões de lâmina d'água pequena de tal forma que a estrutura possa ser assentada diretamente sobre o solo marinho. As flutuantes, por sua vez, são mais facilmente encontradas em regiões de águas profundas onde o assentamento da estrutura no solo é inviável. Estas necessitam ser ancoradas no leito marinho e possuem sistemas de posicionamento dinâmico para garantir a manutenção da posição ao longo da sua vida útil. A Tabela 1 elucida a comparação entre estes dois tipos.

Tabela 1: Diferenças entre os tipos de plataforma de produção de petróleo.

Funções	Plataforma Fixa	Plataformas Flutuantes
Sustentação da carga	Fundações fixas no solo	Flutuação
Acesso ao poço	<i>Risers</i> rígidos, cabeças de poços na superfície e controles na superfície	<i>Risers</i> flexíveis, cabeças de poços submersa e controles submersos
Cargas Ambientais	Resiste devido a fundação e a inércia da estrutura complacente	Resiste pela inércia e estabilidade da embarcação e pela rigidez das linhas de ancoragem
Construção	Estrutura treliçada, pode ser construída em pátios de construção	Estrutura composta de chapeamento e reforços, precisa ser feita em estaleiros
Instalação	Transporte seco e realização do <i>load-out</i> no local de instalação	Transporte seco ou rebocado até o local de instalação e acoplado as linhas de ancoragem pré-instaladas

Funções	Plataforma Fixa	Plataformas Flutuantes
Regulamentos e Práticas de Projeto	Práticas da Indústria petrolífera e regulamentações governamentais	Práticas da Indústria petrolífera, regulamentações governamentais e regulamentações marítimas internacionais

2.2. Carregamento Ambiental e Análise Dinâmica

Devido às cargas do meio offshore não serem estacionárias análises estáticas não se fazem relevantes do ponto de vista de avaliação do comportamento estrutural durante a vida útil. Mesmo para estruturas fixas, porém em meio marinho, são necessárias análises dinâmicas.

A diferença entre as análises dinâmicas de estruturas fixas e atirantadas e ancoradas se dá pela complexidade da análise. A primeira possui menos graus de liberdade e menos elementos expostos a carregamentos – não há linhas de ancoragem e os risers (no caso de uma plataforma de produção), no geral ficam protegidos pela estrutura. A segunda, todos os elementos possuem um comportamento dinâmico, desde as linhas de ancoragem e risers (no caso de uma plataforma de produção) até a estrutura flutuante.

Devido à complexidade da análise e ao comportamento não determinístico dos agentes excitadores é comum determina-se que o estado das condições ambientais não se altera para intervalos de tempos curtos. Hoje esses intervalos curtos são definidos como intervalos que variam de uma a três horas de duração. Isso é importante uma vez que análises simplificadas de uma hora, por exemplo são capazes de representar um intervalo com o triplo do tamanho ou ainda maior, por exemplo.

2.2.1. Equações de Equilíbrio

Para a determinação dos movimentos sofridos por um corpo sob ações de forças utiliza-se a segunda lei de Newton conforme descrito na equação (2.1).

$$m_i \ddot{x} = F_{externa} \quad (2.1)$$

Onde:

- m_i é a massa ou inércia do corpo na direção considerada.

As forças que agem sobre um corpo imerso em um fluido não são lineares e, portanto, a equação que descreve o movimento deste corpo também não é linear como pode ser observado na equação (2.2).

$$M_{ij}\ddot{x}_j + B_{1ij}\dot{x}_j + B_{2ij}|\dot{x}_j|\dot{x}_j + C_{ij}x_j = F_j e^{-i\omega t} \quad (2.2)$$

Com isso a solução seria da seguinte forma conforme exibido em (2.3).

$$X_j = \frac{F_j}{\sqrt{\left\{ (C_j - M_j\omega^2)^2 + \left[\left(B_{1j} + \frac{8B_{2j}}{3\pi} \omega_n X_j \right) \omega \right]^2 \right\}}} \quad (2.3)$$

Onde:

- X_j é a amplitude do movimento na direção j .

Contudo, pode-se assumir que os termos não lineares são bem aproximados pelo primeiro termo de suas expansões em série de Taylor e, assim, pode-se tratar as equações dos movimentos como lineares. Estas equações podem ser descritas sob a forma matricial como observado em (2.4).

$$M_{ij}\ddot{x}_j + \sum_{i=1}^6 (A_{ij}\ddot{x}_j + B_{ij}\dot{x}_j + C_{ij}x_j) = F_j e^{-i\omega t} \quad (2.4)$$

Uma vez que a equação é linear uma solução no domínio da frequência é possível. E sendo as forças de excitação harmônicas, a resposta também terá uma forma harmônica, tal como observado em (2.5).

$$\sum_{j=1}^6 \{ [C_{ij} - (M_{ij} + A_{ij})\omega^2] + iB_{ij}\omega \} X_j e^{-i\varphi_j} = F_i, \quad i = 1, 2, 3 \dots 6 \quad (2.5)$$

Como será visto adiante, as forças devido aos carregamentos ambientais podem ser tratadas como forças harmônicas e, portanto, possibilitam o sistema de responder segundo as formas supracitadas.

2.2.1.1. Tipos de Análise

As expressões acima independem do tipo de análise a ser considerada – acoplada ou desacoplada, a única restrição é que seja possível linearizar os coeficientes. A diferença

é que enquanto uma análise acoplada apresentaria matrizes de tamanhos maiores com os respectivos valores de massa, amortecimento e rigidez de cada elemento sendo contemplado nelas. Isto é, se analisaria o sistema como um todo onde cada componente seria responsável por uma parcela em todas as matrizes (massa, amortecimento e rigidez). No caso da análise desacoplada, seriam gerados diversos modelos cada um com o enfoque em uma parte do modelo global e os resultados seriam transpostos para o modelo principal (parte principal do modelo global que se deseja estudar) através da modificação das matrizes e inclusão de forças externas de forma a considerar os efeitos das outras partes. Essa segmentação possui alguns motivos e objetivos.

Estruturas offshore estão submetidas a movimentos devidos a carregamentos ambientais de três escalas de tempos diferentes: baixa frequência, frequência de onda, alta frequência. Essa característica e a presença dos efeitos não lineares aumentam o risco de ressonância e as estruturas devem ser projetadas para que suas frequências naturais estejam em faixas distantes das frequências – principalmente das ondas, de excitação. É importante ter em mente que esses efeitos ocorrem em todo o sistema flutuante e, portanto, a ressonância pode ocorrer em qualquer um deles.

Devido ao alto grau de não-linearidade alguns efeitos acoplados devem ser levados em consideração:

- Força de restauração de linhas é dependente da posição da unidade flutuante e vice-versa;
- A carga gerada pela corrente tem impacto na força restauração das linhas e, por sua vez, impacta na força de restauração da unidade flutuante;
- No caso onde haja toque entre o solo marinho e alguma parte do sistema, existirá a força de atrito no solo marinho;
- O amortecimento das linhas impacta no amortecimento do casco e vice-versa;
- Forças de atrito entre as linhas e a unidade flutuante;
- As forças inerciais das linhas devem ser levadas em consideração.

Um exemplo clássico de análise desacoplada é quando são gerados dois modelos, um só para as linhas e outro só para a unidade flutuante. Inicialmente gera-se o modelo das linhas e transporta-se os resultados para o modelo da unidade fazendo com que as linhas sejam molas de comportamento quase-estático, ou seja, as forças de restauração

das linhas serão consideradas como forças quase-estáticas de molas. Normalmente nessas análises as forças de atrito não são consideradas, enquanto que as forças inerciais das linhas, o efeito do amortecimento das linhas sobre a unidade flutuante e vice-versa e a influência da correte nas linhas são aproximadas.

No caso da análise acoplada, todos os efeitos são considerados e devem ser bem representados.

2.2.2. Corrente

As correntes marinhas ou correntezas são geradas devido aos movimentos translacionais e rotacionais da Terra e devido a diferença de temperaturas e de matéria dissolvida ao longo dos oceanos. Isso cria um fluxo muito poderoso e em diferentes profundidades e sentidos formando um sistema muito complexo. As velocidades desses escoamentos não costumam ser muito elevadas, dificilmente ultrapassando os 2 m/s. Contudo, devido a massa específica da água esse efeito possui um grande efeito sobre as estruturas, principalmente as offshore, que devem se manter sob a mesma posição ao longo de toda vida útil. Há vários tipos de correntes marinhas [5], todas causadas por fatores diferentes como mostrado na Figura 1.

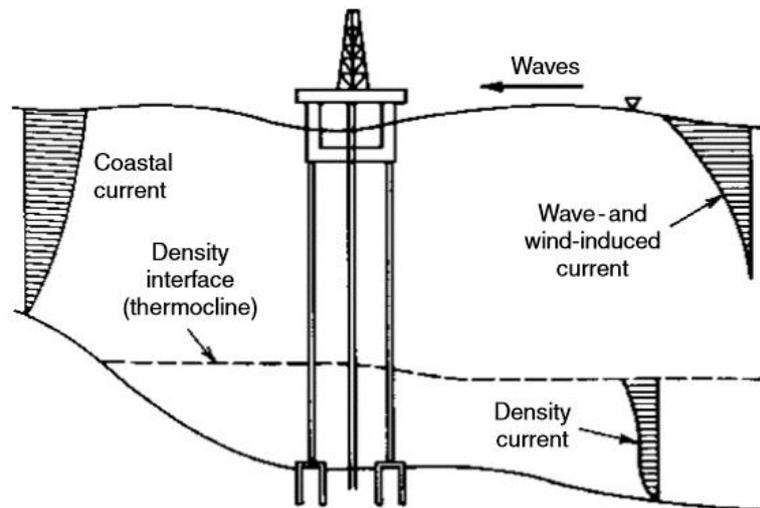


Figura 1: Tipos de correntes marinhas. Adaptado de Construction of Marine and Offshore Structures [5].

Devido a toda a complexidade a melhor forma de se considerar este efeito é estudando-se o perfil de velocidades no local de instalação da estrutura e, a partir dele, calcular a força. O perfil pode ser conhecido através de dados meteoceanográficos

enquanto os coeficientes de arrasto podem ser obtidos da mesma forma que para as forças de vento. Com esses dados o cálculo da força é dado pela equação (2.6).

$$\vec{F}_C = \frac{1}{2} \rho C_{DC} A_{TP} \vec{v}_{rel} \cdot |\vec{v}_{rel}| \quad (2.6)$$

Onde:

- ρ é a massa específica do fluido, no caso, a água.

É importante ressaltar que o perfil varia ao longo do tempo tanto de forma quantitativa como qualitativa. Contudo, os efeitos dessa variação são geralmente negligenciados devido à dificuldade de incorporação dos mesmos em análises estruturais. O que é comum é estabelecer uma profundidade padrão e utilizar o valor mais provável da corrente nessa profundidade como um valor constante para toda a corrente [6 e 7].

2.2.3. Maré

Marés são as alterações do nível das águas do mar causadas pela interferência gravitacional da Lua e do Sol sobre o campo gravitacional da Terra. Sua ocorrência gera correntes de marés que são muito importantes e devem ser consideradas no cálculos e projetos de estruturas offshore próximas a costa. No caso de estruturas em águas profundas como são as de foco deste trabalho a relevância dos efeitos ocasionados pelas marés são desprezíveis.

2.2.4. Onda

As ondas são os agentes ambientais mais óbvios quando se fala em estruturas e operações offshore [5]. São elas as responsáveis por fazer com que a estrutura responda nos seis graus de liberdade além de serem as principais causas de perda de eficiência das operações.

As ondas são geradas, principalmente, pela ação de ventos que, devido a tensão superficial na superfície livre da água geram diferenças de pressões superficiais dando origem as ondas. A quantidade energia transferida dos ventos às ondas depende de três fatores, basicamente: a velocidade do vento, a área de atuação do vento sobre a superfície livre e o tempo de duração desta interação. Quanto maior for algum destes fatores, mais energia as ondas possuirão.

Entretanto, como é conhecido e apresentado por White [8], ondas são fenômenos que podem ser tratados como escoamentos potenciais, ou seja, são fenômenos que não sofrem influência significativa de fatores viscosos. Isto deixa claro que, no oceano, existem várias ondas geradas por diferentes ações em diferentes locais atuando simultaneamente deixando o mar com ondas irregulares como é conhecido.

Para águas profundas como em locais de instalação de estruturas offshore as ondas podem ser representadas como funções harmônicas. Isto se torna útil através de que a superposição de funções harmônicas consegue representar bem o mar irregular.

2.2.4.1. Ondas Regulares

Como supracitado, ondas regulares são representadas por funções harmônicas. Os principais parâmetros para a correta representação são: a amplitude, o comprimento de onda e a frequência. No caso de representação de mais de uma onda se torna necessário a definição da fase de cada uma também como exemplificado na equação (2.7).

$$y(x, t) = A_0 \cos(kx - \omega t + \varphi) \quad (2.7)$$

Onde:

- $y(x, t)$ é a elevação da onda em função da posição e do tempo;
- k é o número de onda que pode ser definido como $2\pi/\lambda$ onde λ é o comprimento de onda.

O gráfico da função pode ser visto na Figura 2.

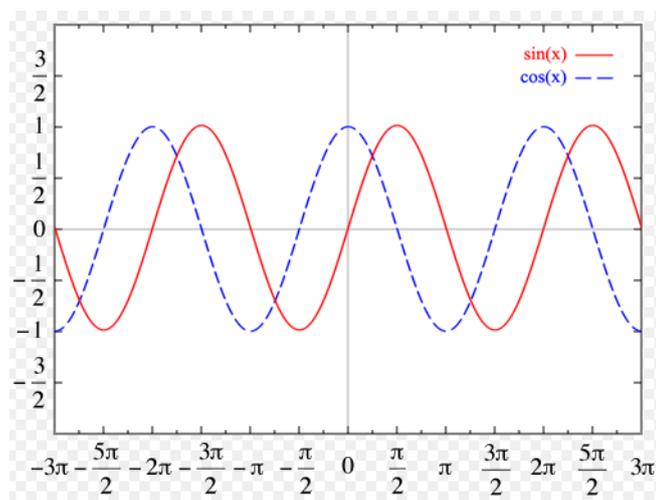


Figura 2: Gráfico de uma função harmônica.

2.2.4.1.1. Águas Profundas

A consideração de águas profundas é que permite a abordagem linear ao problema de ondas que será mostrada mais adiante.

Esta consideração consiste na simples consideração de que se a profundidade da lâmina d'água for maior do que a metade do comprimento de onda o fundo não interage com a onda e, portanto, esta pode ser retratada através de relações lineares.

2.2.4.1.2. Teoria Linear (Airy)

A teoria de ondas linear [9], inicialmente prevê as seguintes condições que devem ser atendidas para que seja aplicada:

- A amplitude da onda é muito pequena se comparada a seu comprimento ou a profundidade;
- A pressão cinemática é muito pequena se comparada a pressão hidrostática;
- A profundidade da lâmina d'água é uniforme;
- O fluido, no caso a água, é irrotacional e não viscosa;
- O fluido, no caso a água, é homogêneo e incompressível;
- As forças de Coriolis são negligenciáveis;
- A tensão superficial do fluido é negligenciável;
- O leito marinho é suave e impermeável;
- A pressão atmosférica na superfície é uniforme.

Assim chegamos ao conjunto de equações representados por (2.8).

$$\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} = 0$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (2.8)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial z} - g$$

$$w(z = 0) = \frac{\partial \eta}{\partial t}$$

$$w(z = -d) = 0$$

$$p(z = 0) = pa$$

Onde:

- u é a velocidade longitudinal de propagação da onda;
- z é a coordenada vertical;
- w é a velocidade vertical da onda;
- x é a coordenada longitudinal;
- t é o tempo;
- p é a pressão dinâmica;
- ρ é a massa específica do fluido, no caso a água;
- g é a aceleração da gravidade;
- η é a elevação da superfície livre;
- d é a profundidade da lâmina d'água;
- pa é a pressão atmosférica no nível da superfície livre.

Este problema tem como solução uma função harmônica que representa uma onda regular.

Além desta formulação linear existem outras que abordam o problema não linearmente como a teoria de Stokes, Cnoidal, Trochoidal e Solitária. Estas não serão tratadas neste trabalho, mas podem ser aprofundadas em Wilson [10].

2.2.4.2. Ondas Irregulares

Ondas irregulares podem ser tratadas como uma superposição de inúmeras ondas regulares de frequências, amplitudes e comprimentos diferentes. Esta é a representação mais fidedigna do mar real. Contudo a distinção entre as várias ondas regulares que compõem a onda irregular é difícil de ser feita. Para contornar este problema este tipo de onda é analisado por seu espectro de energia, o espectro de energia de onda. A partir do espectro é possível distinguir mais facilmente quais ondas regulares que sobrepostas formam o mar irregular.

2.2.4.3. Ondas como um Processo Aleatório

As ondas, na vida real, não são um fenômeno tão simples como apresentado pelas abordagens anteriores. Elas podem ser consideradas processos aleatórios e que, no caso do projeto de estruturas offshore devem ser consideradas como tal. A Figura 3 mostra o registro temporal feito por uma boia sob a ação das ondas.

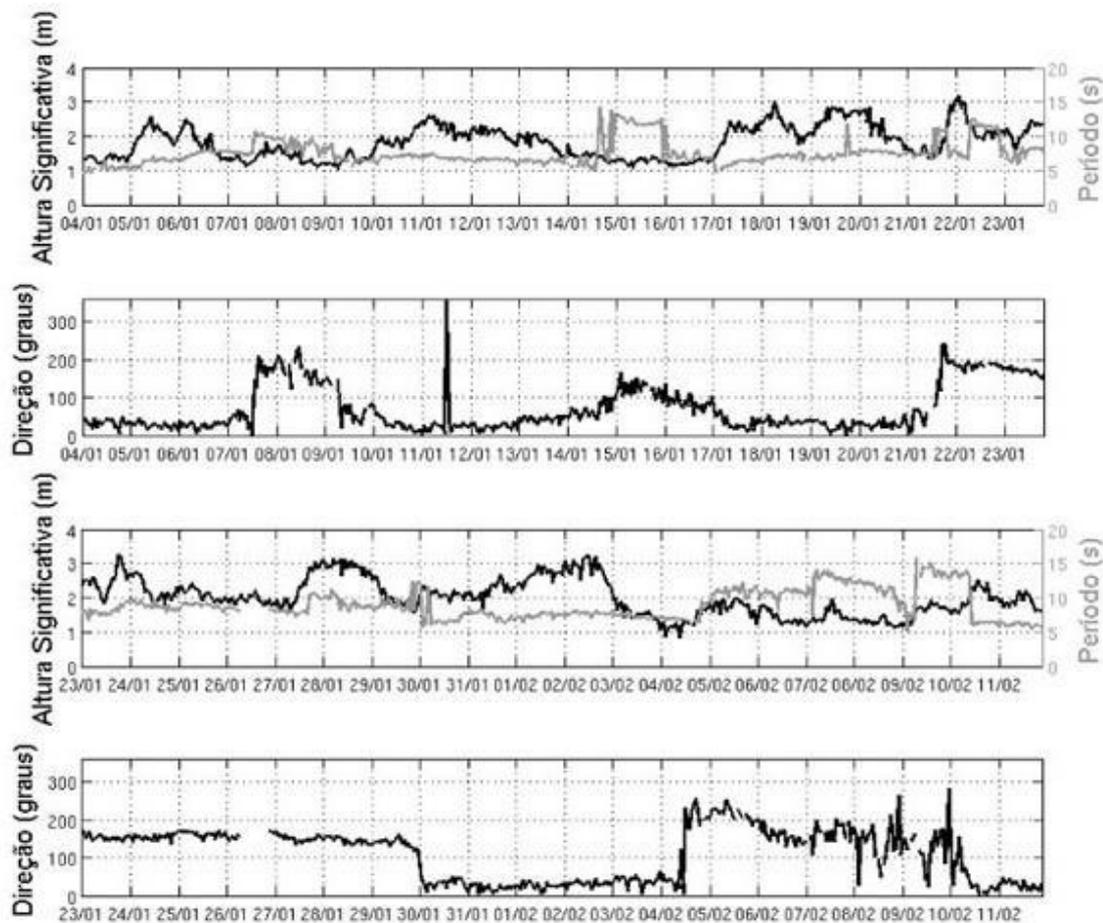


Figura 3: Registro temporal de ondas feito por uma boia

Como se pode ver, além de totalmente irregular, a direção de incidência também muda. Os dados da imagem mostram apenas o registro de uma boia. Além dela existem inúmeras, cada uma com seu registro. No caso de uma análise estrutural onde se deve atender as condições mais críticas, essa pluralidade de informações é um fator preocupante uma vez que o caso extremo pode ocorrer em apenas um dos casos.

Atualmente, as formas mais eficientes de se considerar toda essa aleatoriedade do carregamento devido às ondas é realizando o tratamento estatístico delas. Duas formas

são muito utilizadas hoje em dia: a estatística de longo prazo de reposta e a condição de análise centenária [6 e 7].

2.2.5. Vento

A medição precisa das velocidades dos ventos possibilita a predição tanto da força causada pela ação do mesmo quanto para a previsão da força causada pelas ondas geradas pelo vento na parte submersa da estrutura [10]. Esta componente das cargas ambientais pode corresponder a quinze por cento do total das forças atuantes e cerca de vinte e cinco por cento do momento emborcador sobre estruturas offshore fixas [10]. Ou seja, não é passível de ser ignorada.

Conhecendo-se o perfil de velocidades de vento do local de instalação da plataforma é possível estimar-se a força sobre a estrutura que este escoamento faz a partir da equação (2.9).

$$F_W = \frac{1}{2} \rho C_{DW} A_{TP} v_{rel} \cdot |v_{rel}| \quad (2.9)$$

Onde:

- ρ é a massa específica do fluido, no caso, do ar.

É notório que para diferentes direções de atuação do vento diferentes forças serão obtidas uma vez que se muda a área e o coeficiente de arrasto. As exceções se dão quando a estrutura é simétrica, como uma esfera, por exemplo.

A formulação acima é uma forma generalizada para a representação de forças geradas por escoamentos fluidos. Contudo para a obtenção dos coeficientes é necessário a realização de ensaios com modelos ou a utilização de formas já outrora estudadas. Com isto em mente se entende a opção por geometrias simples para a construção de plataformas uma vez que os dados referentes a estes conhecimentos e os cálculos das áreas ficam simplificados.

Assim como no caso das correntes, o perfil varia ao longo do tempo tanto de forma quantitativa como qualitativa. Contudo, os efeitos dessa variação são geralmente negligenciados devido à dificuldade de incorporação dos mesmos em análises estruturais.

O que é comum é estabelecer uma altura padrão e utilizar o valor mais provável do vento nessa altura como um valor constante para toda a corrente [6 e 7].

2.3. Tratamento Estatístico de Dados

Como visto anteriormente, as solicitações as quais uma estrutura offshore deve resistir possuem caráter aleatório e por mais que vento e corrente possam ser tratados como constantes sob determinadas condições, as ondas possuem uma importância que não as deixam serem tratadas da mesma maneira.

No estudo de fadiga, sobretudo, as ondas são as principais fontes de dano e intensificadoras do efeito de falha por fadiga e, por isso, devem ser tratadas de forma mais verossímil possível. Nesse sentido, se faz necessário o uso de técnicas de tratamento estatístico de dados.

2.3.1. Processos Aleatórios

Processos aleatórios, também conhecidos como processos estocásticos, podem ser formalmente definidos como [11]:

“Dado um espaço de probabilidade (Ω, F, P) e um espaço mensurável (S, Σ) , um processo estocástico de valor S é um conjunto de variáveis aleatórias de valor S em Ω , indexadas por um conjunto totalmente ordenado T ("tempo"). Isto é, um processo estocástico X é um conjunto:

$$\{X_t : t \in T\}$$

Onde cada X_t é uma variável de aleatória de valor S em Ω . O espaço S é então chamado de espaço de estados do processo”.

Em uma definição menos formal pode-se dizer que um processo aleatório é a representação de uma família de variáveis aleatórias onde todas pertencem e descrevem o mesmo sistema. Estes sistemas por sua vez possui uma evolução aleatória que não dependem exclusivamente de sua condição inicial. A mesma condição inicial pode gerar inúmeros comportamentos diferentes para o mesmo sistema.

Um exemplo clássico e muito aplicável ao presente estudo é a elevação da superfície do mar ou ondas. O sistema depende de três variáveis aleatórias – altura significativa,

período e direção de incidência, todas são variáveis aleatórias e a definição do estado da superfície livre do mar em um momento não permite conhecer como a mesma estará após um determinado espaço temporal.

2.3.1.1. Processos Estacionários e Ergóticos

Um processo estacionário é um processo cuja as propriedades estatísticas independem do tempo, a covariância depende somente do valor de separação τ e o que acontece num tempo t qualquer tem a mesma probabilidade de acontecer em qualquer outro instante de tempo, conforme visto nas equações (2.10).

$$\begin{aligned} E[x(t_1)] &= E[x(t_2)] = E[x(t)] = \mu_x \quad \forall t \\ \text{Var}[x(t_1)] &= \text{Var}[x(t_2)] = \text{Var}[x(t)] = \sigma_x^2 \quad \forall t \\ \text{Cov}[x(t_1), x(t_2)] &= \text{Cov}[x(t), x(t + \tau)] \quad \tau = t_2 - t_1 \end{aligned} \quad (2.10)$$

Um caso ainda mais particular é quando um processo aleatório, além de estacionário, é também ergótico. Isso significa que parâmetros estatísticos do processo estacionário são iguais aos parâmetros temporais de uma única realização. As equações (2.11) a (2.14) representam o que foi dito em termos matemáticos.

$$E[x(t)] = \mu_x = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t) dt \quad E[x(t)^2] = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t)^2 dt \quad (2.11)$$

$$\text{Var}[x(t)] = \sigma_x^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T [x(t) - \mu_x]^2 dt = E[x(t)^2] - \mu_x^2 \quad (2.12)$$

$$\text{Cov}[x(t), x(t + \tau)] = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T (x(t) - \mu_x)(x(t + \tau) - \mu_x) dt = R(\tau) \quad (2.13)$$

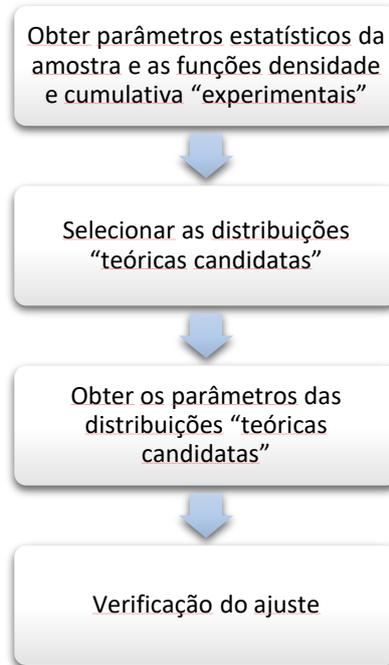
$$R(0) = \sigma_x^2 \quad (2.14)$$

Onde:

- $x(t)$ é o valor do processo no tempo t ;
- σ_x^2 é a variância do processo aleatório;
- T é o período de obtenção dos dados do processo;
- μ_x é a média do processo;
- τ é o tempo de separação entre duas amostras do mesmo processo;
- $R(\tau)$ é a autocovariância do processo.

2.3.2. Tratamento de Dados

O tratamento de dados de um processo aleatório é similar ao tratamento para variáveis aleatórias. O primeiro passo é definir o espaçamento para a construção de um histograma que represente bem o sistema. Uma vez definido pode-se seguir o seguinte roteiro:



Para a verificação do ajuste, duas formas podem ser utilizadas. A primeira e mais fácil é a visual – plotando-se a curva da distribuição candidata sobre o diagrama da amostra. A segunda, mais trabalhosa, porém confiável, é a utilização de testes de aderência como o Teste do Chi-Quadrado e Kolmogorov-Smirnov.

2.3.3. Análise Espectral

Como se pode observar na Figura 4, a elevação da superfície do mar não é regular, ou seja, não obedece a um único período ou possui uma única altura de onda. Isso impossibilita um tratamento determinístico para o projeto e análise de estruturas offshore. Entretanto, essa é a representação mais fidedigna das condições ambientais que incidem sobre a estrutura. Assim, chega-se a um impasse utilizar a representação mais real e enfrentar o problema de como utilizar tais dados para análises e projetos ou utilizar uma representação deveras simplificada para poder utilizar os métodos de análise e projetos já conhecidos? Para resolver este problema foi desenvolvida a teoria da análise espectral. Essa teoria parte das transformadas de Fourier criando a função de espectro de energia

das ondas e da matemática estatística de forma obter-se parâmetros que possibilitem utilizar toda a informação contida nos registros de ondas para a análise e projeto.

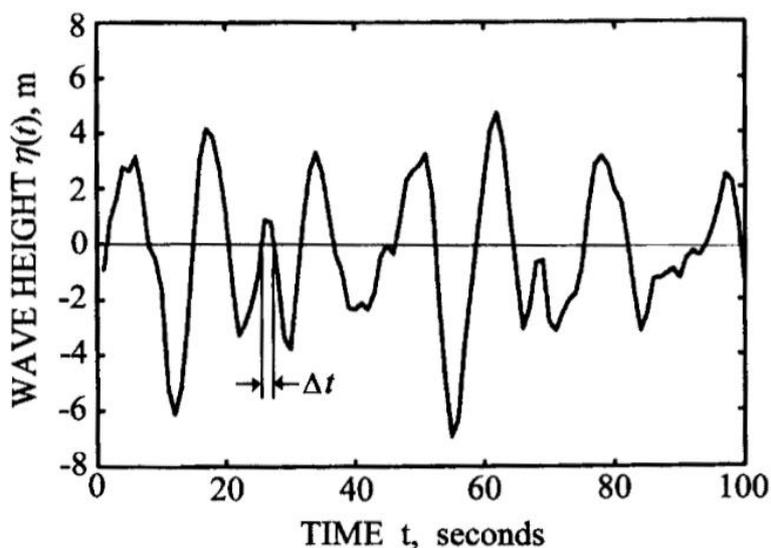


Figura 4: Representação da elevação da superfície do mar no caso de ondas unidirecionais.
Extraída de Wilson [10].

O primeiro passo para a utilização dos dados mais representativos da realidade e desenvolvimento do espectro é a identificação dos harmônicos presentes no registro de mar utilizado. Como visto anteriormente, um mar irregular pode ser considerado como sendo a superposição de várias ondas regulares atuando simultaneamente com alguma diferença de fase. Sendo assim, é preciso identificar tais harmônicos. A melhor forma de se fazer isso é estabelecer um intervalo para a obtenção de pontos capazes de representar bem o perfil da elevação sem precisar-se trabalhar com a curva contínua. Para a definição desse intervalo utiliza-se o Teorema de Nyquist [10]:

O registro contínuo temporal $\eta(t)$ pode ser bem representado e reconstituído a partir de um conjunto de valores $\eta_1, \eta_2, \eta_3, \dots$. Desde que f_s , o número de tais valores por segundo, seja ao menos duas vezes maior do que a maior frequência, f_{max} , presente em $\eta(t)$. Isto é: $f_s \geq 2 f_{max}$.

Nesse momento utiliza-se a base da análise espectral que são as séries de Fourier [12]. A premissa da análise de Fourier diz que qualquer função contínua $f(t)$ por partes pode ser representada em um intervalo $(t + \Delta t)$ como sendo a soma de senos e cossenos, onde t é arbitrário e $f(t)$ é assumida como sendo periódica no intervalo T conforme visto na equação (2.15).

$$f(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \left[a_n \cos\left(\frac{2\pi nt}{T}\right) + b_n \text{sen}\left(\frac{2\pi nt}{T}\right) \right] \quad (2.15)$$

Os coeficientes podem ser definidos como nas equações (2.16).

$$\begin{aligned} a_0 &= \frac{1}{T} \int_t^{t+\Delta t} f(t) dt \\ a_n &= \frac{1}{T} \int_t^{t+\Delta t} f(t) \cos\left(\frac{2\pi nt}{T}\right) dt \\ b_n &= \frac{1}{T} \int_t^{t+\Delta t} f(t) \text{sen}\left(\frac{2\pi nt}{T}\right) dt \end{aligned} \quad (2.16)$$

Como tanto senos e cossenos podem ser representados na forma complexa é possível também utilizar a formulação apresentada pela equação (2.17).

$$f(t) = \sum_{n=0}^{\infty} c_n e^{-i\frac{2\pi nt}{T}} \quad (2.17)$$

Onde:

$$c_n = \begin{cases} \frac{a_n - ib_n}{2}, & \text{se } n \geq 0 \\ \frac{a_n + ib_n}{2}, & \text{se } n < 0 \end{cases}$$

Outra representação do coeficiente na forma complexa é dada pela equação (2.18).

$$c_n = \frac{1}{T} \int_t^{t+\Delta t} f(t) e^{-i\frac{2\pi nt}{T}} dt \quad (2.18)$$

Como no tratamento dos dados das ondas serão utilizadas representações discretas é preciso trazer essa transformação para um domínio discreto. Isso pode ser feito substituindo-se as integrais por somatórios e fazendo $t = m\Delta t$. Assim as equações (2.17) e (2.18) ficam como as equações (2.19) e (2.20).

$$f(t) = \sum_{n=0}^{\infty} c_n e^{-i\frac{2\pi nm\Delta t}{T}} \quad (2.19)$$

$$c_n = \frac{\Delta t}{T} \sum_{m=0}^N f(m\Delta t) e^{-i \frac{2\pi n m \Delta t}{T}} \quad (2.20)$$

Antes de obter-se o espectro propriamente dito é importante definir-se a função de covariância. Esta função mostra a influência da ocorrência de um fenômeno sobre outro com um espaçamento de tempo. Ela pode ser definida matematicamente como na equação (2.21).

$$R_{ij}(\tau) = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} f_i(t) f_j(t + \tau) dt \quad (2.21)$$

Se $i = j = 1$ a função de covariância passa a mostrar o efeito de uma ocorrência sobre ela mesmo e, portanto, passa a ser conhecida como função de auto correlação ou autocovariância.

Se a função em questão for a obtida pela série de Fourier obtém-se a equação (2.22).

$$R(\tau) = \sum_{n=-\frac{N}{2}}^{\frac{N}{2}} |c_n|^2 \cos\left(\frac{2\pi n \tau}{T}\right) \quad (2.22)$$

Se $\tau = 0$ retorna-se ao Teorema de Parseval como na equação (2.23).

$$R(0) = \sum_{n=-\frac{N}{2}}^{\frac{N}{2}} |c_n|^2 = \frac{1}{T} \int_t^{t+\Delta t} f_1^2(t) dt \quad (2.23)$$

Através do Teorema de Parseval é possível mostrar que a energia de onda total é proporcional a média dos quadrados de $\eta(t)$, e essa energia é igual a soma da energia de cada componente de onda. Assim é possível relacionar a função espectro de onda obtida através das séries de Fourier e da função de autocovariância com o registro temporal obtido e assim caracterizar o mar [10, 12 e 13].

Definindo o espectro como nas equações (2.24).

$$S(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad R(\tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} S(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \quad (2.24)$$

Como se pode perceber registros de ondas diferentes podem apresentar o mesmo espectro. Isto é, essa abordagem acaba permitindo uma análise mais ampla do que a restrita para apenas um registro de mar. O ponto interessante desta abordagem é a seleção de um registro de mar representativo da região onde a estrutura será instalada [6, 7 e 14].

Além disso, é possível, também, definir-se os momentos espectrais como na equação (2.25).

$$m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega \quad (2.25)$$

Onde $\omega = \frac{2\pi n}{T}$ é a frequência em radianos por unidade de tempo.

Normalmente os espectros apresentam banda larga devido a ocorrência de ondas de várias frequências simultaneamente. Exceto em casos específicos como mar de *swell* que o espectro apresenta banda curta.

Muitos estudos já foram realizados nesta área entre eles alguns que desenvolveram formulações empíricas para a definição do espectro de energia tais como Pierson-Moskovitz, JONSWAP e Bretschneider. Para região da costa brasileira, o modelo empírico que mais se enquadra é o de Pierson-Moskovitz, representado pela equação (2.26).

$$S(\omega) = \frac{4\pi^3 H_s^2}{\omega^5 T_z^4} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{\omega^4 T_z^4}\right) \quad (2.26)$$

Onde H_s é a altura significativa e T_z é o período de cruzamento zero.

Contudo em determinadas regiões das Bacias de Campos, é comum utilizar-se o espectro ajustado de JONSWAP, mostrado na equação (2.27).

$$S(f) = \frac{5}{16} \times H_s^2 \times T_p \times \left(\frac{f_p}{f}\right)^5 \times (1 - 0,287 \times \ln(\gamma)) \times e^{-1,25\left(\frac{f}{f_p}\right)^{-4}} \times \gamma e^{-\frac{(f-f_p)^2}{2\sigma^2 f_p^2}} \quad (2.27)$$

Onde:

- $\gamma = 6,4 \times T_p^{-0,491}$
- $\sigma = \begin{cases} 0,07 & \text{se } f \leq f_p \\ 0,09 & \text{se } f > f_p \end{cases}$

No presente estudo será considerado o espectro ajustado de JONSWAP para o estudo de caso por ser mais fidedigno à realidade de uma plataforma semissubmersível de produção de petróleo em operação no Brasil.

Até o momento sempre foi considerado que a ação das ondas e todo o carregamento gerado por elas estavam em apenas uma direção. Contudo isso não se reflete na realidade. Na prática ocorre um espriamento que deve ser representado para se obter respostas efetivas [6, 7 e 14]. A contemplação desse espriamento pode ser vista em [13] e é feito através da equação (2.28).

$$S(\omega, \theta) = \left[\frac{2}{\pi} \cos^2(\theta - \bar{\theta}) \right] S(\omega) \quad (2.28)$$

Com:

$$-\frac{\pi}{2} \leq (\theta - \bar{\theta}) \leq \frac{\pi}{2}$$

Contudo, a contemplação demonstrada em [13] considera uma direção principal e uma direção secundária, apenas. Infelizmente nos casos reais essas condições dificilmente acontecem e a estrutura recebe a incidência de ondas das mais diversas direções ao longo do ano, não prevalecendo uma direção principal e uma secundária. Ao longo do presente trabalho será explicado como essa diversidade de direções de incidência de ondas deve ser abordada.

Uma vez estudada toda a teoria e desenvolvimento do espectro de energia das ondas do mar é possível enxergar a grande utilidade desse método: desenvolver um registro temporal a partir de um espectro para realizar uma análise computacional, por exemplo. Isso permite a elaboração de projetos muito mais acurados. Para isso basta considerar a função de elevação da superfície do mar como sendo igual a equação (2.29).

$$f(t) = \sum_{n=1}^N A_n \cos(k_n x - \omega_n t + \phi_n) \quad (2.29)$$

Onde:

- A_n é a amplitude da elevação;
- k_n é o número de onda;

- ω_n é a frequência circular;
- ϕ_n é o ângulo randômico de fase.

Com o espectro de energia, basta segmenta-lo em intervalos de largura $\Delta\omega$ tomando-se o cuidado para perceber que dessa forma o registro histórico se repete a cada $\frac{2\pi}{\Delta\omega}$ segundos.

Utilizando-se a função delta de Dirac é possível concentrar toda a energia de cada intervalo em um único ponto de forma a discretizar o espectro. Para evitar a repetição do registro temporal é indicado que este ponto de concentração seja localizado aleatoriamente dentro do intervalo. Com isso já se tem uma série de ondas com um nível de energia e frequência circular que irão compor o registro temporal final.

Para determinar-se a amplitude de cada harmônico basta resolver a equação (2.30) para cada intervalo de frequência:

$$A = 2\sqrt{S_{\Delta\omega}(\omega)\Delta\omega} \quad (2.30)$$

Onde:

- $S_{\Delta\omega}(\omega)$ é a área do segmento de espectro associado.

O número de onda, por sua vez pode ser calculado através da frequência circular escolhida empregando-se uma relação de dispersão.

Quanto ao ângulo de fase, a única restrição é que não sejam todos iguais a zero. Ademais, para a geração do espectro de energia, a fase foi desconsiderada, logo para a geração de uma série temporal equivalente, basta que a fase siga uma distribuição uniforme entre $[0$ e $2\pi]$. O que será gerado será uma série temporal estaticamente idêntica a original e com a mesma quantidade de energia, porém com pequenas diferenças como pode ser visto na Figura 5.

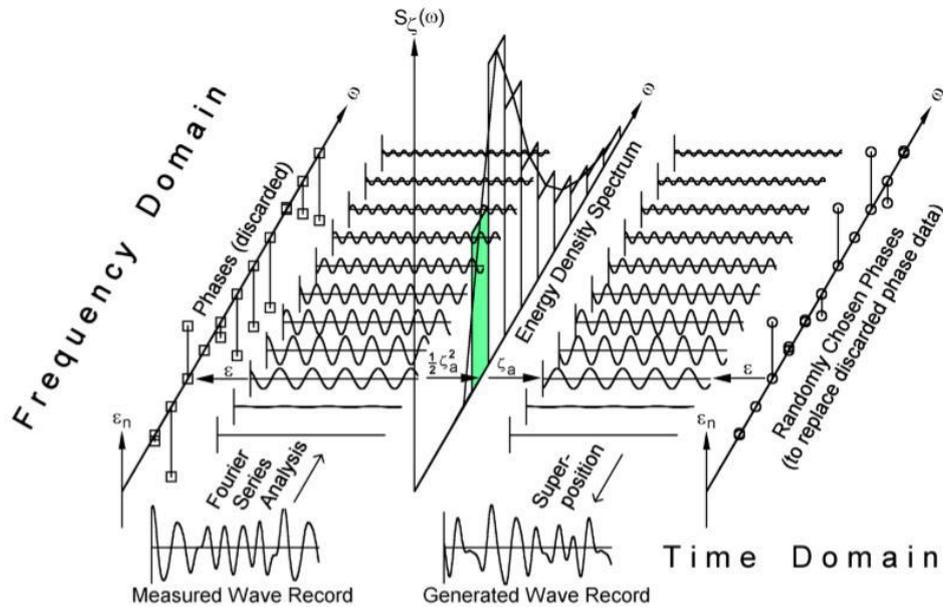


Figura 5: Recriação de um registro temporal. Extraído de [13].

2.3.4. RAO – Operador de Amplitude de Resposta

Além do tratamento dos dados ambientais e da transformação para o domínio da frequência, outro ponto fundamental para se poder utilizar os registros reais de ondas é a definição do operador de amplitude de resposta ou RAO. Este operador relaciona a excitação ambiental com a resposta exibida pela estrutura offshore.

A grande vantagem da utilização deste operador é que ele depende unicamente da estrutura e de suas características físicas. Ou seja, não depende do estado de mar. Ele é muito bem empregado sempre que houver uma relação linear entre a elevação do mar e a resposta considerada, por exemplo: RAOs de esforços e RAOs de tensões.

Este operador pode ser obtido de várias formas, mas todas necessitam de modelos e simulações. Os modelos podem ser de escala reduzida ou numéricos e as simulações podem ser utilizando-se ondas regulares ou espectros característicos da região de operação traduzidos em ondas irregulares. Há ainda casos onde são usadas ondas transientes que consistem na produção de um trem de ondas de comprimento crescente de forma que todas as ondas cheguem juntas ao ponto de interesse – é válido ressaltar que isso só é possível uma vez que ondas de comprimento maior possuem uma maior celeridade.

No caso de modelos numéricos softwares são utilizados apresentando bons resultados. No entanto, a grande maioria dos softwares utiliza apenas a teoria potencial e aproxima os efeitos de segunda ordem e do atrito. A única forma segura destes efeitos serem contemplados é com o modelo em escala reduzida, mas ainda assim devido a escala a extrapolação não é totalmente precisa.

Com relação as ondas, cada caso tem sua vantagem e desvantagem. A utilização de ondas regulares de amplitude unitária dá o RAO para cada direção e frequência instantaneamente, no entanto, são necessários inúmeros testes variando-se frequência e direção de incidência.

No caso de ondas transientes, o RAO para várias frequências e uma direção é dado instantaneamente, mas a precisão do método só ocorre em um único ponto. No caso de modelos maiores onde o limite do modelo esteja afastado do ponto focal ocorrem divergências e ruídos significativos. Além disso, também é necessário repetir-se o teste para todas as direções.

No caso da representação do mar real, não se obtém o RAO, mas a resposta efetiva da estrutura e se o teste permitir a criação de ondas em mais de uma direção muito tempo é poupado na hora dos testes. Contudo, dificilmente pode-se determinar apenas um espectro que represente o sitio de instalação da estrutura em sua plenitude durante toda a vida útil da estrutura.

Uma vez obtido o RAO para a característica desejada, como por exemplo amplitude de heave ou tensão no convés, e de posse do espectro de energia do mar, é possível determinar-se o espectro da resposta através da equação (2.31).

$$S_{resposta}(\omega, \theta) = [RAO(\omega)]^2 S(\omega, \theta) \quad (2.31)$$

2.3.5. Análise para a Obtenção de Respostas

Até o momento não foi foco de preocupação as características dos registros ambientais e nem fora abordada a forma de analisar tais registro e utilizá-los para obter-se as respostas que a estrutura apresentará. Estes dois pontos serão tratados agora.

2.3.5.1. Tipo de Análise e de Registros

Para a análise de estruturas offshore de forma estatística é importante se definir o tipo de registros a serem utilizados para que se possa definir quais as técnicas que poderão ser empregadas. Nesse contexto existem duas formas de registros:

- Registro de Curto Prazo;
- Registro de Longo Prazo.

A diferença entre os dois pode ser resumida como sendo a duração e a quantidade de registros a serem utilizados. O primeiro utiliza apenas um registro de duração determinada. O segundo, por sua vez, utiliza vários registros que podem ter uma duração determinada ou não.

O Registro de Curto Prazo usa a hipótese de que as oscilações da superfície do mar seguem um processo Gaussiano de Banda estreita e, por isso, apenas um registro é suficiente para se inferir as propriedades ambientais necessárias.

O Registro de Longo Prazo, por sua vez, utiliza vários registros de forma a formar uma distribuição ponderada pelos registros originais. Com isso, é um processo mais confiável e preciso, porém, mais custoso e demorado. Também pode assumir que a geração de ondas é um processo Gaussiano de Banda estreita para a obtenção de características estatísticas, mas não para a utilização de apenas um registro.

2.3.5.2. Processo Gaussiano e de Banda Estreita

A utilização da hipótese de um processo Gaussiano de Banda estreita permite a simplificação de cálculos além da resolução de forma analítica. Contudo, esta hipótese não é verdadeira ainda mais se assumida de forma que altura de onda e período sejam independentes.

A função de distribuição de probabilidades de um processo aleatório gaussiano é dada pela equação (2.32).

$$f_Y(y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sqrt{m_0}} \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{y^2}{m_0}\right) \quad (2.32)$$

No caso de projetos estruturais que devam levar em conta solicitações extremas, esse tipo de processo aleatório implica em que a distribuição de picos siga a distribuição de Rice. Enquanto que a distribuição de picos extremos segue a distribuição de Tipo 1 [15].

Caso além de Gaussiano o processo seja também de Banda estreita, a distribuição de picos segue uma distribuição de Rayleigh e a de pico extremos mantém-se como uma distribuição de Tipo 1 [16].

Dessa forma para deduzir-se os valores extremos de altura significativa de onda, por exemplo, só é preciso o espectro do mar. Do mesmo só é necessário a obtenção dos momentos espectrais de ordem dois e zero, onde o primeiro seria para a obtenção da frequência de cruzamento zero em conjunto com o momento espectral de ordem zero [16].

Assim, a distribuição de picos extremos, por exemplo fica da seguinte forma descrita pelas equações (2.33).

$$F_{R_{ext}|S}(r|S = s) = \exp(-\exp(-\alpha(s)(r - u(s))))$$

$$\alpha(s) = \frac{\sqrt{2 \ln(v_0(s)T)}}{\sqrt{m_0(s)}} \quad (2.33)$$

$$u(s) = \sqrt{m_0(s)} \sqrt{2 \ln(v_0(s)T)}$$

Onde:

- $F_{R_{ext}|S}(r|S = s)$ é a função cumulativa de probabilidades de picos extremos dado um estado de mar;
- $\alpha(s)$ e $u(s)$ são os parâmetros da distribuição Tipo 1. No caso, $u(s)$ é o valor mais provável de pico extremo.

2.3.5.3. Processo não-Gaussiano

Para um processo não-Gaussiano, a forma de se avaliar é similar a apresentada no item 2.3.2 do presente trabalho. De posse do registro ajusta-se a distribuição que melhor se adequa ao processo ou diretamente aos picos. No geral a distribuição de Weibull é a que melhor se adequa à distribuição de picos devido a sua grande flexibilidade. Além

disso, é possível fazer o mesmo para os valores de picos extremos e ajustar a distribuição que melhor se adequa.

Uma vez definida a distribuição basta retornar aos cálculos mostrados no item 2.3.3 e, utilizando a transformada rápida de Fourier, obter o espectro e todas as demais propriedades para que se possa utilizar estas informações nos cálculos e análises da estrutura offshore.

2.4. Fadiga de Materiais

Até o momento foi abordado a caracterização do meio que permeia estrutura offshore com a finalidade de entendê-lo e utilizar tais conhecimentos para obter-se as solicitações às quais a estrutura a ser projetada deverá suportar. Contudo, pouco foi falado sobre a estrutura e seu comportamento.

Como falado no Capítulo 1, há duas formas de se avaliar a resistência estrutural de uma estrutura offshore. Analisando-se eventos raros e críticos e a análise dos esforços cotidianos e repetitivos. O primeiro visa averiguar se a estrutura possui resistência suficiente para suportar uma carga mais elevada e extraordinária. O segundo visa avaliar a resistência de uma estrutura à fadiga. Este capítulo visa esclarecer o comportamento de estruturas offshore, sobretudo em sua vida em fadiga que é o foco prioritário do presente estudo.

2.4.1. O Fenômeno da Fadiga em Materiais

A descoberta do fenômeno da fadiga se deu por volta de 1800 quando muitos investigadores europeus observaram que componentes de pontes e estradas de ferro estavam se partindo quando submetidos a carregamento repetitivo. Com o progresso do século e a expansão do uso de metais no uso de máquinas crescente, mais falhas de componentes foram relatadas.

Uma definição adotada para a fadiga é a degradação das propriedades mecânicas levando à falha do material ou de um componente submetido a carregamento cíclico. A fadiga é um fenômeno ao qual todos os elementos estruturais que sofram algum tipo de carregamento cíclico estão sujeitos. Pode-se afirmar que 90% das falhas em serviço de componentes metálicos que experimentam movimento são devido à fadiga.

2.4.1.1. Ciclos de Tensão

A fadiga é causada por, basicamente, três fatores: uma tensão máxima suficientemente alta, uma flutuação considerável do valor da tensão e um número grande de repetições destas variações.

A flutuação do valor de tensão pode ser caracterizada por dois componentes: a tensão média (σ_m) e a amplitude de tensão (σ_A) definidas abaixo pelas equações (2.34) e (2.35).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.34)$$

$$\sigma_A = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.35)$$

Além destes dois parâmetros, pode-se definir a variação de tensão (σ_r) e a razão de tensão (R_σ) como nas equações (2.36) e (2.37), respectivamente.

$$\sigma_r = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.36)$$

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.37)$$

A Figura 6 exemplifica um ciclo de tensões.

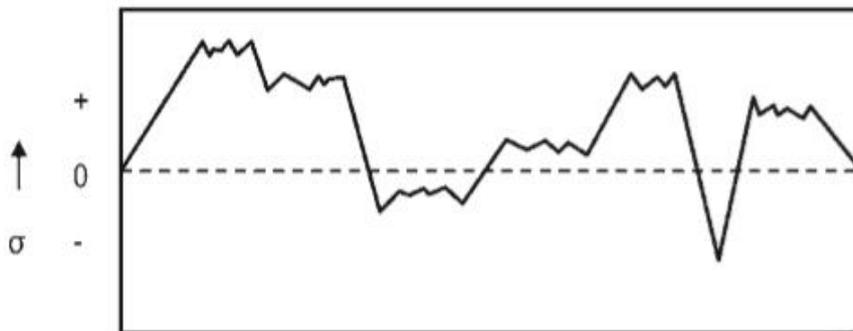


Figura 6: Exemplificação de um ciclo de tensão. Fonte: [17].

2.4.1.2. O Processo da Falha por Fadiga

O estudo da fadiga ainda é considerado recente tendo sido amplamente desenvolvido a partir do século XIX apenas. Hoje há um consenso de que a fadiga em materiais tem três fases até a falha do material [17]:

1. Uma de iniciação da trinca encontrado geralmente na superfície, período de nucleação da falha, onde a iniciação ocorre devido à máxima tensão principal de cisalhamento a 45° com a tensão principal de tração aplicada;

2. Uma região de propagação de trinca, na direção ortogonal à tensão de tração, mostrando as marcas de praia;
3. Uma região de fratura rápida, onde o comprimento de trinca excede um valor crítico.

Estas fases estão exemplificadas na Figura 7. Tipicamente, a falha por carregamento cíclico ocorre a níveis de tensões muito mais baixos do que por carregamento monotônico.

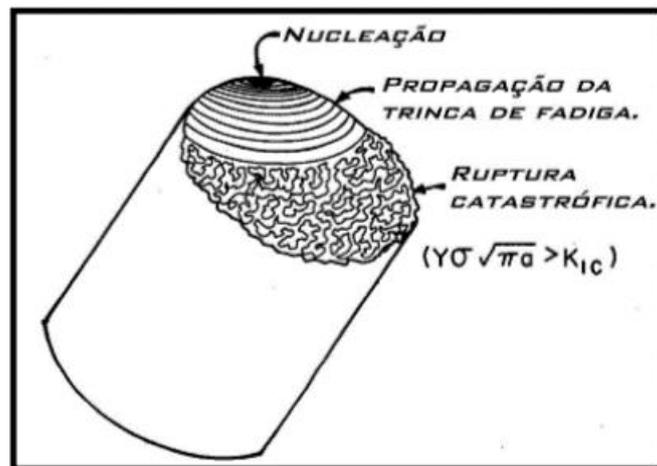


Figura 7: Desenho esquemático das superfícies de uma fratura em fadiga. Fonte: [18].

A iniciação da trinca ocorre, geralmente, em regiões onde a tensão é mais elevada. Como a grande maioria dos materiais utilizados contém defeitos em sua microestrutura, ocorrem regiões com concentradores de tensões que acabam por elevar substancialmente a tensão experimentada pelo corpo na região. Tais regiões são, normalmente, os pontos de nucleação das trincas por fadiga. Outras fontes de nucleação podem ser imperfeições na superfície do material como arranhões, ou ainda defeitos decorridos dos processos de fabricação.

A trinca criada surge formando um ângulo de aproximadamente 45° com a direção principal da tensão. Nesse estágio a velocidade de propagação é muito lenta. Depois que se alcança um tamanho de trinca significativo a direção de crescimento muda para perpendicular à direção de aplicação da tensão. Neste momento chega-se ao segundo estágio.

A mudança do estágio também é caracterizada pela passagem do escorregamento de um ou dois planos para o escorregamento de muitos planos cristalográficos. Neste estágio o crescimento da trinca possui uma velocidade bem mais elevada do que no primeiro

estágio. O processo segue um padrão bem definido que é o afilamento da borda da trinca aumentando a concentração de tensão até que a tensão limite de escoamento naquele ponto seja superada, nesse momento a trinca cresce e a região sofre uma plastificação contribuindo para a concentração de tensões na região microscópica do material e reiniciando o processo. É comum que durante esse processo formem-se estrias na superfície do material, onde cada estria significa um ciclo de propagação da trinca. Estas estrias são características microscópicas de que a estrutura está sofrendo um processo de fadiga, entretanto, a ausência destas marcas não implica que não haja um processo de fadiga ocorrendo no material.

Apesar da presença de estrias confirmarem a ocorrência de fadiga e da propagação de trincas, a detecção destes sinais é muito complicada. Contudo existem outra forma, macroscópica de se identificar a propagação de trincas por fadiga: a presença de marcas de praia. Elas determinam onde está a ponta da trinca. A Figura 8 e a Figura 9 exemplificam estes dois defeitos.

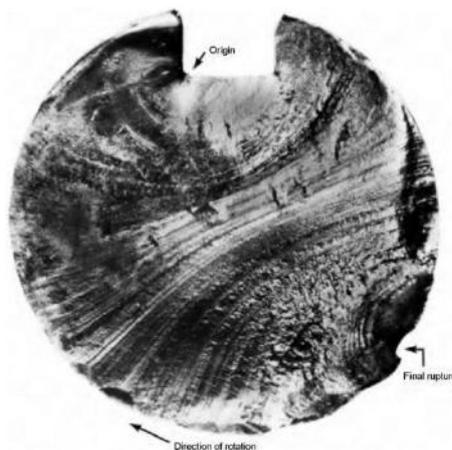


Figura 8: Marcas de praia em um eixo sob processo de propagação de trinca por fadiga. Fonte [17].

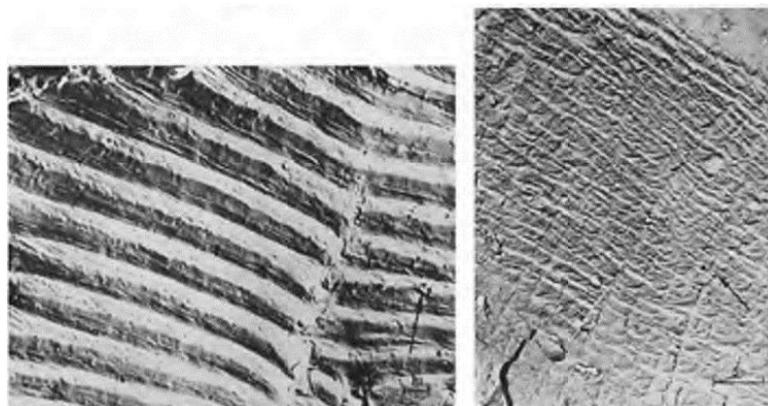


Figura 9: Exemplos de estrias frágeis (direita) e dúcteis (esquerda) em materiais. Fonte [17].

As marcas de praia são as principais marcas observadas em superfícies de fadiga. São centradas em um único ponto que normalmente é o ponto de nucleação da trinca. Já as estrias, são orientadas perpendicularmente à direção microscópica de propagação da trinca.

Há dois tipos de estrias: dúcteis e frágeis. A primeira são mais comuns e seguem o processo de propagação descrito anteriormente. As frágeis ocorrem em apenas alguns materiais e são caracterizadas pela presença de facetas pontiagudas conectando as estrias e numerosos “rios” separando tais facetas e perpendiculares às estrias.

O terceiro estágio ocorre quando a trinca se torna tão grande que a área restante de seção do material não é mais capaz de suportar a tensão aplicada e se rompe. Nesta fase, o plano de propagação da trinca torna a fazer 45° com a direção de aplicação da tensão. Uma característica são as marcas em V formadas que apontam para a região de nucleação da trinca. Nesse estágio a propagação da trinca é muito rápida e a falha é, por vezes, catastrófica.

2.4.1.3. Tipos de Fadiga

O processo de fadiga pode ser caracterizado de duas formas: fadigas de alto ciclo e fadigas de baixo ciclo. A diferença entre eles é devida as tensões aplicadas e as deformações do material durante a aplicação destas tensões.

A fadiga de alto ciclo é causada por tensões abaixo do limite de escoamento do material onde, durante o carregamento cíclico, o material apresenta apenas deformações elásticas. Este tipo de fadiga é muito comum da engenharia onde os componentes não são projetados para sofrer deformação plástica. A deformação plástica só ocorre durante a propagação da trinca.

Em fadigas de alto ciclo, o gráfico do material de tensão por deformação é, em geral, uma reta e o número de ciclos necessários para a falha do mesmo é da ordem de 10^7 chegando a 10^8 as vezes.

Fadigas de baixo ciclo, no entanto, são processos de fadiga ocasionados devido às tensões aplicadas serem superiores à tensão de proporcionalidade do material. Isto é, durante o carregamento e descarregamento o material sofre deformações plásticas. Isso causa uma histerese na curva de tensão por deformação do material. Este tipo de

carregamento acaba por fazer com que as tensões atuantes possam ser reduzidas ou aumentadas devido ao rearranjo da densidade de deslocamentos no material e a histerese, depois de um determinado número de ciclos, se estabiliza.

2.4.1.4. Fatores que Influenciam a Vida em Fadiga

A fadiga é um fenômeno extremamente dependente do material, do meio em que o material está inserido e do carregamento ao qual o material está submetido. Tendo isto em mente, alguns fatores influenciam muito a vida em fadiga [19]:

Acabamento superficial: Quanto melhor for o acabamento superficial, do componente, maior é a resistência à fadiga.

Temperatura: Considerando temperaturas abaixo da do ambiente, tem sido observado que os metais apresentam um aumento na sua resistência à fadiga com o decréscimo da temperatura. Para mais altas temperaturas, a deformação plástica, torna-se mais intensa, diminuindo a vida em fadiga.

Concentração de tensões: Todas as discontinuidades alteram a distribuição de tensões, acarretando um aumento de tensões localizadas. Com este aumento de tensão localizado, o carregamento torna-se mais severo, diminuindo a vida em fadiga do material.

Efeitos micro estruturais: quão mais uniforme for a microestrutura do material menor será o número de concentradores de tensão ou de defeitos que podem ser fontes de nucleação de trincas.

Ambiente corrosivo: Quanto mais corrosivo o ambiente maior é a ocorrência de fadiga. Basicamente a corrosão cria imperfeições superficiais que agem como concentradores de tensão e originam as trincas.

2.4.2. Mecânica da Fratura Aplicada à Fadiga

A fratura de um material ocorre de três formas:

- Fratura dúctil;
- Fratura frágil;
- Fratura Intergranular.

A fratura dúctil é quando ocorre uma deformação considerável e substancial do material até a falha, ou seja, ocorre um cisalhamento dos planos cristalinos até a falha. A fratura frágil, por sua vez, ocorre com muito pouca deformação antes da ruptura, o que acontece, na verdade é a separação dos planos cristalinos. No caso da fratura intergranular, a ocorrência se dá em materiais com uma microestrutura composta por grãos grosseiros e a separação ocorre nos contornos de grãos.

O conhecimento do tipo de fratura que o material é mais suscetível a ter é importantíssimo para projetos de engenharia de forma a se definir qual a confiabilidade de cada material e estrutura. No caso de materiais com tendência à fratura frágil, é possível perceber que algo está errado se for observada uma grande deformação, coisa não trivial de ser percebida no caso de materiais com tendência a uma fratura frágil.

No caso de materiais com vidas em fadiga, o conhecimento de como a fratura ocorre e, sobretudo, de como a trinca se propaga é fundamental para a determinação da vida útil da estrutura. Nesse sentido, o estudo da mecânica da fratura é fundamental uma vez que através dela é possível determinar-se a taxa de crescimento da trinca e, conseqüentemente, o tempo que demora para que a trinca alcance um tamanho suficiente a ponto de causar a falha do material [17], isso pode ser exemplificado pela Figura 10. Além disso, o estudo desta área permite conhecer alguns elementos fundamentais para a ocorrência de falhas por fadiga como os concentradores de tensão e o processo de abertura de trinca.

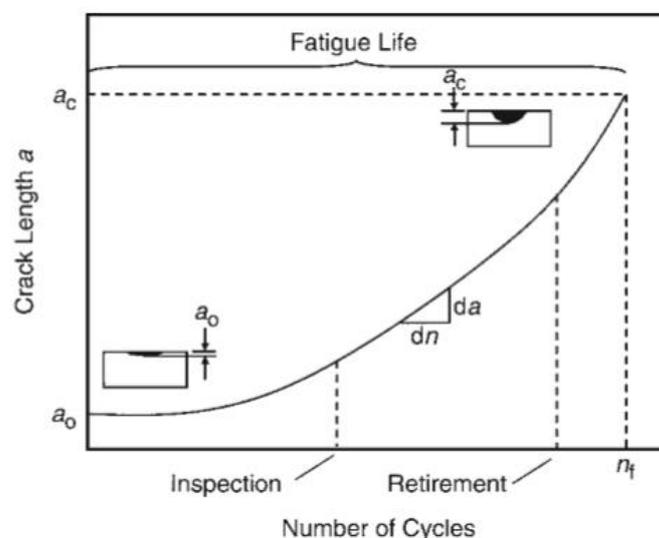


Figura 10: Associação entre o número de ciclos e o comprimento da trinca determinando quando se deve realizar inspeções e se trocar o material (retirement). Extraído de [17].

2.4.2.1. Concentradores de Tensão

Concentradores de tensão podem ser qualificados como sendo características geométricas da estrutura ou do componente analisado que intensificam as tensões em uma determinada região onde estão presentes. Como exemplo extraído de [19], suponha um furo elíptico numa placa como exibido na Figura 11. Para os fins desta análise, assume-se que o furo é relativamente pequeno quando comparado ao comprimento da placa além do seu semieixo principal estar perpendicularmente alinhado com a direção da tensão uniforme S , aplicada remotamente. O campo de tensão é alterado nas vizinhanças do furo. O efeito mais notável da presença do furo é a influência sobre a tensão σ_y , paralela à S . Analisando ao longo do eixo x , o valor de S , aplicada remotamente cresce rapidamente à medida que se aproxima do furo, atingindo um valor máximo na borda do mesmo.

O aumento de tensão pode ser quantificado em termos matemáticos através de um fator K a ser definido para cada geometria de concentrador de tensão para cada tipo de tensão aplicada.

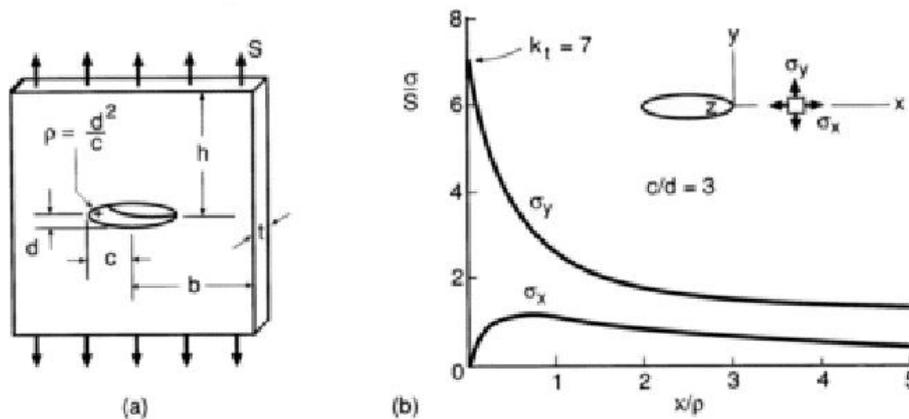


Figura 11: Representação esquemática de um concentrador de tensão. Fonte [19].

Em materiais dúcteis, como a maioria dos metais, deformações plásticas ocorrem nas proximidades da frente da trinca, como já informado. A região na qual o material escoar é denominada zona plástica. As intensas deformações verificadas nesta região formam uma frente de trinca bem aguda, com um raio muito pequeno, mas diferente de zero como mostrado na Figura 12. Dessa forma, a tensão na frente da trinca não atinge valor infinito [19].

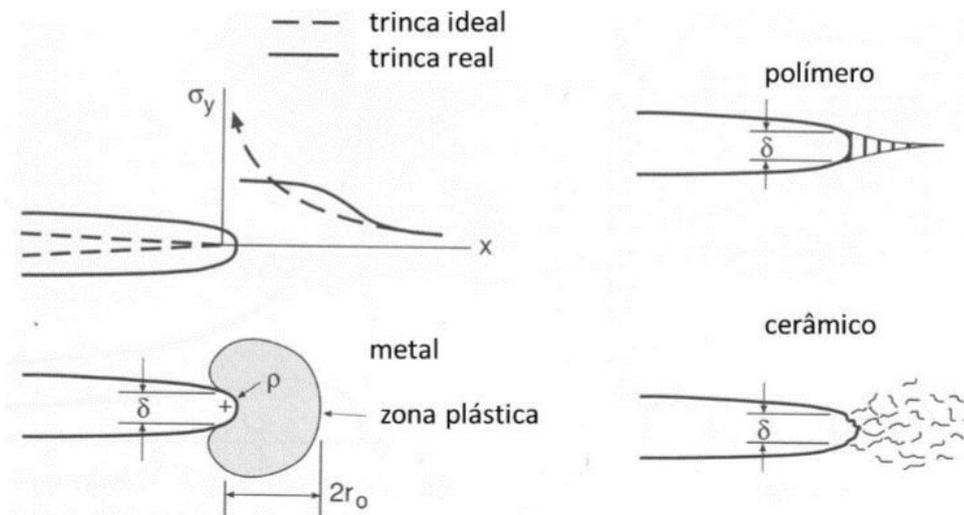


Figura 12: Propagação da frente de trinca. Extraído de [19].

No geral, os concentradores de tensões são os grandes responsáveis pelo surgimento das trincas por fadiga uma vez que intensificam as tensões locais e diminuem a vida em fadiga do material naquela região.

2.4.2.2. Abertura de Trincas em Materiais

Um membro trincado pode ser carregado por um dos modos ou por uma combinação dos modos de deslocamento ilustrados na Figura 13. O modo I é chamado de modo de abertura ou ainda, modo de tração, com deslocamentos das superfícies da trinca na direção do plano ortogonal ao sentido de propagação da trinca. Já no modo II, também chamado de modo de deslizamento, ocorre um carregamento em cisalhamento, com deslocamentos das superfícies da trinca no plano que a contém. No modo III, carregamento em cisalhamento (rasgamento), ocorre deslocamento das superfícies das trincas no plano da trinca, promovendo um empenamento relativo entre as duas partes divididas pela trinca.

O modo I é causado por tensões de tração ao passo que os demais modos são causados por tensões de cisalhamento, entretanto em diferentes direções. A maior parte dos problemas de engenharia relacionados à propagação de trincas envolve o Modo I. Para cada modo de carregamento existe um fator de intensidade de tensão associado, de tal forma que os fatores de intensidade de tensão K_I , K_{II} e K_{III} estão associados aos modos I, II e III [20].

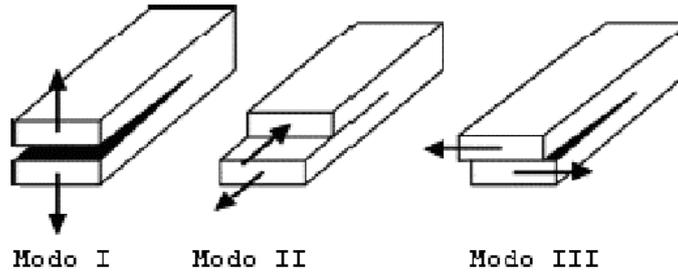


Figura 13: Modos de abertura de trinca. Extraído de [20].

2.4.3. Caracterização da Vida em Fadiga

Como já visto, a trinca ocasionada por fadiga percorre três estágios até a falha. Tais estágios podem ser exemplificados pela Figura 14. O primeiro de nucleação da trinca com uma propagação muito lenta. O segundo de crescimento da trinca com uma velocidade que segue a função oriunda da mecânica da fratura e dependente do tamanho da trinca. A terceira que é a falha do material devido a seção resistente estar reduzida excessivamente para resistir às cargas ocorrendo de forma catastrófica.

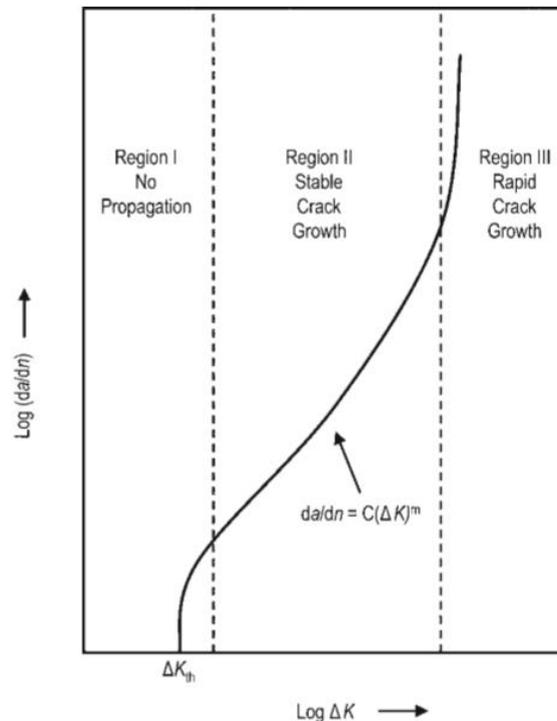


Figura 14: Exemplificação da curva de propagação de trinca por carregamento de fadiga.

Extraído de [17].

Apesar do conhecimento de como ocorre a falha e a propagação da trinca em um material, não é viável o cálculo constante dessas propriedades para um projeto estrutural.

Visando viabilizar tal processo de projeto, foi introduzida o conceito da curva S-N e do dano acumulado [17].

2.4.3.1. Curva S-N

A curva S-N nada mais é do que uma curva que relaciona o valor da amplitude de tensão submetida ao material com o número de ciclos sofridos até a falha do mesmo. Para a determinação desta curva, precisa-se definir o tipo de carregamento, a frequência de variação deste carregamento e a razão entre os carregamentos máximos e mínimos. Um carregamento senoidal é comumente utilizado em ensaios como este.

Durante os experimentos iniciais, foi notado [21] que os dados gerados poderiam ser descritos por um modelo linear, em escala logarítmica, para os casos em que os dados de fadiga são provenientes de amostras aleatórias tais como a equação (2.38).

$$\Delta\sigma = KN^m \quad (2.38)$$

Onde:

- K e m são parâmetros a serem determinados experimentalmente;

Contudo, devido a heterogeneidades nas propriedades micro estruturais, diferenças superficiais, variáveis metalúrgicas, alinhamento do corpo de prova no equipamento, presença de tensão média e a frequência dos ensaios, por exemplo, os resultados de vida à fadiga são bem dispersos. Essa variação no valor da vida em fadiga, N , para vários corpos sob o mesmo nível de tensão pode levar a incertezas de projeto significativas quando a vida em fadiga e/ou a resistência à fadiga estiverem sendo considerados. Para mitigar tais efeitos, normas internacionais apresentam curvas S-N que representam um intervalo de confiança de 95% da vida a fadiga.

Outro fator importante das curvas S-N é que, em algumas existe um valor limite de amplitude de tensão para o qual o material pode falhar por fadiga. Amplitudes abaixo deste valor não causam falhas por fadigas. Alguns materiais com essa característica são os aços carbonos tão amplamente utilizados. A Figura 15 exemplifica a curva S-N de dois materiais distintos, o aço 1045 e uma liga de alumínio.

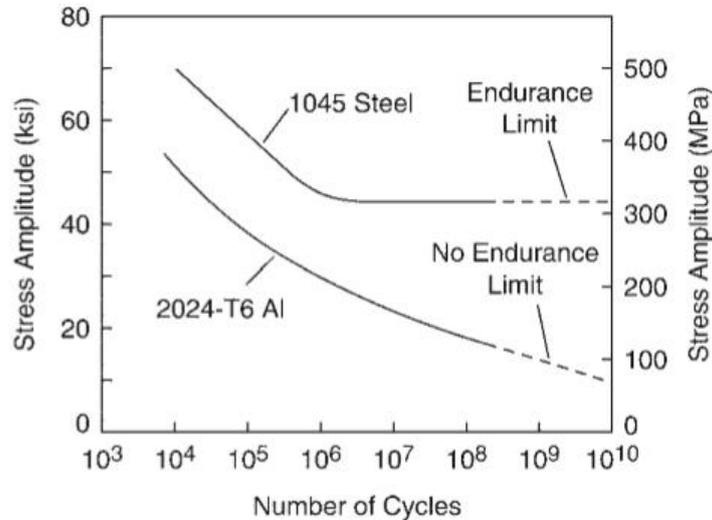


Figura 15: Curvas S-N de uma liga de alumínio (embaixo) e de aço 1045 (encima). Extraída de [17].

2.4.3.2. Regra de Palmgren-Miner

A utilização de curvas S-N por si só não fornece todas as ferramentas necessárias para cálculos de fadiga em estágios de projeto. Isso porque elas são feitas baseadas em carregamentos senoidais regulares e, como já visto, no meio offshore, os carregamentos podem ser considerados como a superposição de inúmeros harmônicos, mas jamais de um único. A solução mais aceita para contornar-se tal entrave foi a proposta da utilização da regra conhecida como regra de Palmgren-Miner.

Tal regra define o dano devido a fadiga de uma estrutura como sendo a soma linear dos danos causados por cada ciclo de carregamento. Em outras palavras, cada ciclo de carregamento, com sua respectiva amplitude, causa um dano a estrutura, este dano pode ser calculado de uma forma simples através da razão entre o total de ciclos com aquela amplitude de tensão que a estrutura sofreu sobre o total de ciclos máximo que a estrutura suportaria, segundo a curva S-N, para aquele carregamento com aquela amplitude de tensão. Assim, se saberia um percentual de dano causado por cada ciclo e, quando a soma de todos os danos resultasse em 1 ou 100% ocorreria a falha da estrutura. Em termos matemáticos a equação (2.39) retrata o que foi dito.

$$D = \sum_{i=1}^M \frac{n_i}{N_i} \quad (2.39)$$

Onde:

- M é o número de amplitudes de tensão diferentes sofridas pela estrutura;
- n_i é o número de ciclos de cada amplitude de tensão;
- N_i é o número de ciclos máximo até a falha por fadiga de cada amplitude de tensão experimentada pela estrutura.

2.4.4. Análises da Vida em Fadiga

Para o projeto estrutural é importante deter-se métodos capaz de se analisar a vida em fadiga da estrutura a ser projetada ainda nos primórdios de sua concepção. Esta possibilidade além de prevenir acidentes e catástrofes agiliza o processo de projeto ao se alocar tempo em uma configuração estrutural que não será viável.

Com o avanço nos estudos sobre fadiga inúmeras formas de se antever falhas por fadiga ainda na etapa de projeto foram elaboradas. As principais formas, utilizadas até hoje, estão presentes em normas e regulamentações como as de Sociedades Classificadoras e Agências Reguladoras. Estas formulações possuem uma base empírico-estatística na grande maioria das vezes associada com o conhecimento físico matemático estudado. Algumas possuem um caráter determinístico possibilitando o cálculo da vida em fadiga diretamente acrescido com um coeficiente de segurança que, por vezes, é superestimado.

Entretanto, outras formas mais fidedignas e capazes de utilizar os dados estatísticos sobre os carregamentos que se tem acesso vêm sendo estudadas, sobretudo a análise espectral de fadiga. Esta análise na utilização dos espectros de mar e dos RAOs da estrutura para a determinação da vida a fadiga. Como visto em [22] esta abordagem é confiável e possui boa aderência quando aplicada às estruturas offshore.

2.4.4.1. Análises Propostas por Normas e Regulamentos

Foram analisadas as práticas recomendadas por diversos organismos tradicionais e internacionais como as regras das Sociedades Classificadoras Det Norske Veritas (DNV) [23] e American Bureau of Shipping (ABS) [6] além de agências como a API [24] e a ISO [25].

O que pode ser observado após analisar as práticas recomendadas por tais entidades é que todas propõem três abordagens a análise de fadiga de estruturas de aço:

- Utilizando a curva S-N com a tensão nominal;
- Utilizando a curva S-N para hot-spots;
- Utilizando a curva S-N para cada nó da estrutura.

Após calcular o dano a partir de uma das metodologias acima calcula-se o dano total a partir da regra de Palmgren-Miner.

Cada entidade oferece curvas S-N padrão em suas regras de acordo com o material, o ambiente em que ele estará envolto e ainda um fator de correção caso a tensão média seja diferente de zero. Além disso, para cada tipo de junta e/ou configuração geométrica elas apresentam um fator de concentração de tensão a ser utilizado para se obter a tensão que será usada na curva S-N.

A diferença entre as metodologias está na questão conceitual e nos cálculos das tensões atuantes nos pontos analisados. Após isso, todas utilizam a respectiva curva S-N aplicável e calculam o dano a partir da regra de Palmgren-Miner.

A primeira metodologia ofertada é a utilização de cálculos de resistência do material ou de algum software capaz de realiza-los para a determinação das tensões em uma análise de um registro de longo prazo.

A segunda metodologia utiliza os *hot spots* que é o termo utilizado para os pontos da estrutura onde ocorre uma descontinuidade ou há uma grande amplitude de tensão e são os pontos mais prováveis do início da trinca. Nesse caso, a definição do hot spot depende da experiência do projetista ou de análises completas. No geral, em estágios de projeto, utiliza esta metodologia associada a análises de elementos finitos de forma a se agilizar os cálculos. Esta metodologia é amplamente empregada para a análise de juntas soldadas devido a grande concentração de tensão que ocorre em regiões soldadas.

A terceira metodologia é muito similar à de *hot spot* só que totalmente dependente de uma análise de elementos finitos onde se discretizar toda a estrutura e se analisa apenas alguns nós dela interpolando os resultados para as demais regiões.

Alguns estudos comparando as metodologias propostas por tais organismos já foram feitos como exibido em [1] que traz algumas comparações entre as curvas S-N de cada norma como exibido da Figura 16 à Figura 18.

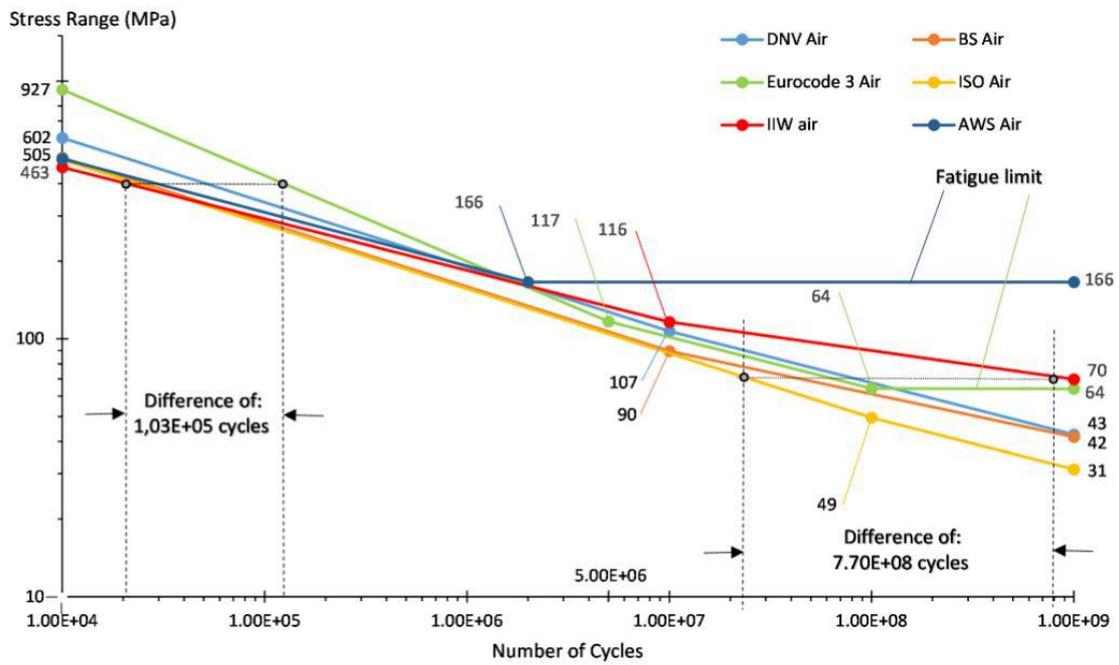


Figura 16: Comparação entre as curvas S-N de cada regra para o aço no ar. Extraído de [1].

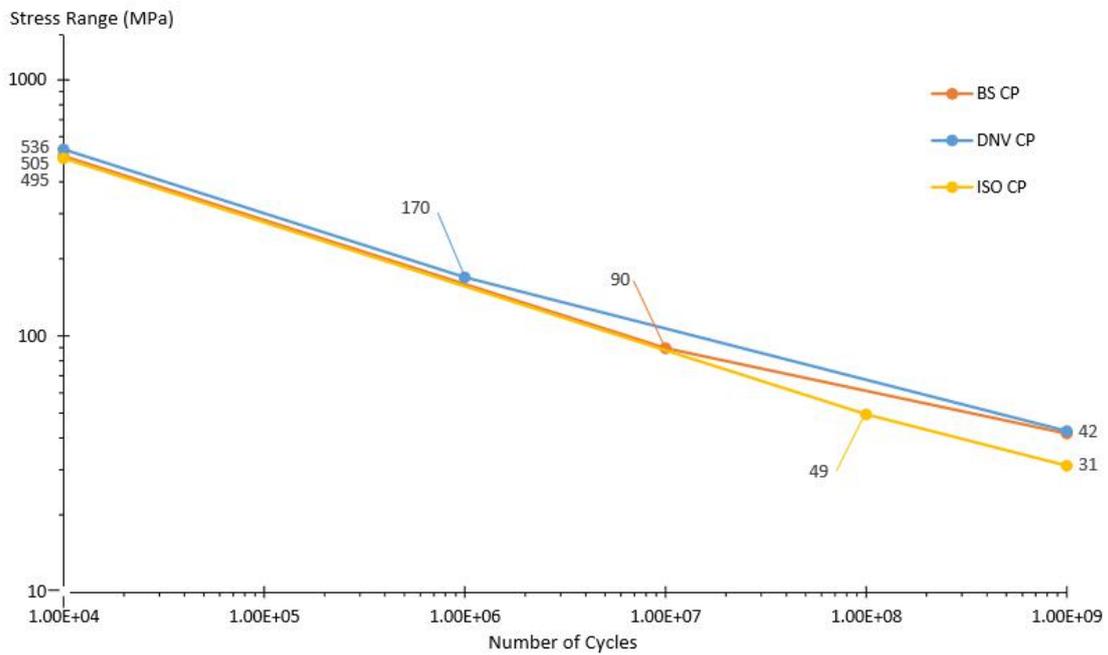


Figura 17: Comparação entre as curvas S-N das regras para aço com proteção catódica. Extraído de [1].

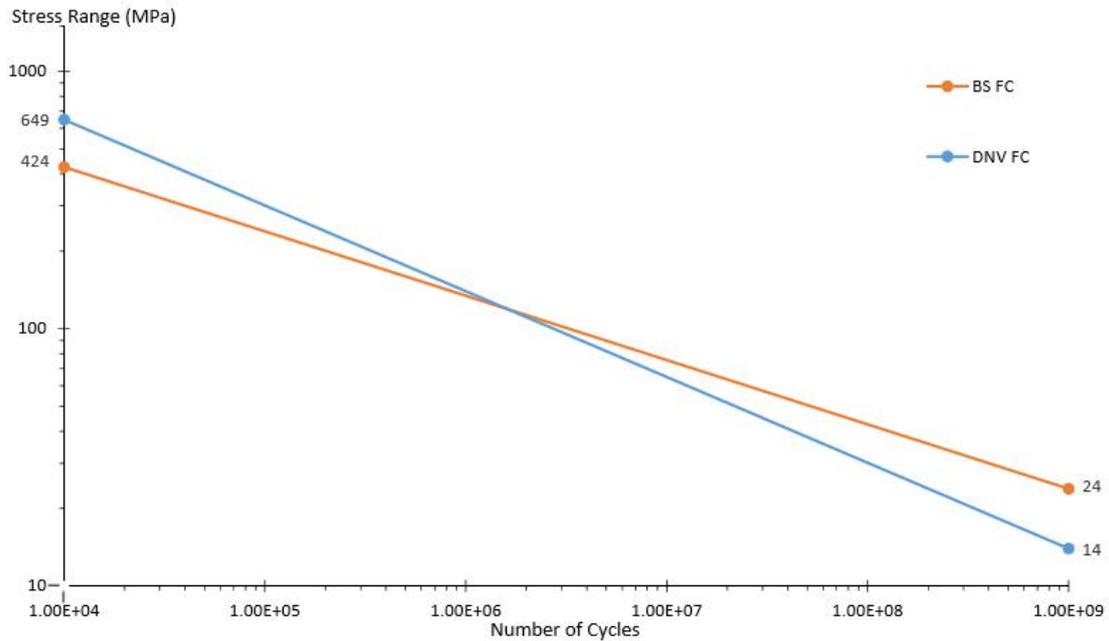


Figura 18: Comparação entre as curvas S-N das regras para aço em ambiente corrosivo.
Extraído de [1].

Este mesmo estudo comparativo [1] aborda os fatores de segurança de duas das quatro normas aqui citadas (DNV e ISO) e pode ser visto na Tabela 2.

Tabela 2: Comparação entre os fatores de segurança das normas DNV e ISO realizados em [1].
Adaptado de [1].

Acesso para Inspeção da região considerada	Sem consequências graves		Com consequências graves	
	DNV	ISO	DNV	ISO
Acessível acima da zona de <i>splash</i>	1	2	2	5
Acessível abaixo na zona de <i>splash</i>	2	5	3	10
Inacessível ou na zona de <i>splash</i>	3	5	10	10

Após todo o estudo comparativo das normas abordadas é possível inferir algumas conclusões [1]:

- A utilização da abordagem de resistência através das curvas S-N é a forma mais simples e mais conservadora em termos de resultados e apenas informações básicas como vida em fadiga para uma carga pré-definida podem ser obtidas;

- As normas propostas por DNV e ABS se apresentam como as mais atualizadas e completas para análise de fadiga em estruturas metálicas offshore.

2.4.4.2. Análise Espectral

A ideia inicial da análise espectral de fadiga era determinar a vida útil em fadiga da estrutura detendo-se apenas o *scatter* ou o espectro dos estados de mar ao longo de um ano da região onde a estrutura estará implantada. Para isso foi adotada a idealização de que a distribuição de picos segue uma distribuição de Rayleigh e o espectro do mar é de banda estreita. Isto é, a função densidade de probabilidades se apresenta da seguinte forma explicitada em (2.40).

$$f_s(s) = \frac{s}{m_0} \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{s^2}{m_0}\right) \quad (2.40)$$

Para se obter o espectro de tensões, no caso de estruturas lineares basta utilizar a expressão explicitada na equação (2.31)

Aliado a isso, sabe-se que, que a curva S-N possui a forma da equação (2.41).

$$N = K\Delta\sigma^{-m} \quad (2.41)$$

Como o processo é de banda estreita é possível inferir que cada amplitude está associada a um ciclo de forma direta. Assim pode-se definir o número de ciclos em um ano considerando estados e mar de três horas utilizando a equação (2.42).

$$N_C = \nu_0 T = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} 10800 \quad (2.42)$$

Para que possamos utilizar a regra de Palmgren-Miner é necessário agora definir-se uma forma de se calcular o número de ciclos de cada faixa de tensões (n_i). Isso é feito com a equação (2.43).

$$n_i = \nu_0 T f_s(s_i) ds \quad (2.43)$$

Assim, substituindo as equações (2.42) e (2.43) na equação (2.39) chegamos na equação (2.44).

$$D = \frac{\nu_0 T (2\sqrt{2})^m}{K} (m_0)^{\frac{m}{2}} \Gamma\left[1 + \frac{m}{2}\right] \quad (2.44)$$

Para calcular o dano anual, por exemplo, utiliza-se um *scatter* que possibilite a determinação da frequência de ocorrência de cada estado de mar no ano. Dessa forma a equação (2.44) se torna a equação (2.45) ao incorporar todos os danos causados por todos os estados de mar ao longo do período considerado.

$$D_{anual} = \frac{T(2\sqrt{2})^m}{K} 2920 \left(\Gamma \left[1 + \frac{m}{2} \right] \right) \int_0^\infty \int_0^\infty v_0(hs, tz) (m_0(hs, tz))^{\frac{m}{2}} f_{H_s, T_z}(hs, tz) dh_s dt_z \quad (2.45)$$

Onde:

- Ocorrem 2920 estados de mar/ano;
- $\gamma_{i,j}$ é frequência relativa de ocorrência cada estado de mar que pode ser calculada como $f_{H_s, T_z}(H_s, T_z) dh_s dt_z$.

Assim, o dano anual utilizando estados de mar discretos é dado pela equação (2.46).

$$D_{anual} = \frac{T(2\sqrt{2})^m}{K} 2920 \left(\Gamma \left[1 + \frac{m}{2} \right] \right) \sum_{i=1}^{N_{H_s}} \sum_{j=1}^{N_{T_z}} \gamma_{i,j} v_0^{i,j} (m_0^{i,j})^{\frac{m}{2}} \quad (2.46)$$

Para se determinar a vida útil basta resolver-se a equação (2.47).

$$VU = \frac{1}{D_{anual}} \rightarrow ANOS \quad (2.47)$$

3. Metodologia Empregada

Uma vez abordados os conceitos e conhecimentos prévios para o entendimento do tema no capítulo anterior, o presente capítulo destina-se a descrever detalhadamente as atividades realizadas no presente estudo de forma a ratificar e fundamentar as conclusões obtidas.

De forma breve, o processo de análise espectral estudado e realizado envolveu tanto procedimentos teóricos quanto práticos como manipulação de *softwares*. Ambos serão descritos a seguir.

3.1. O Processo de Análise Espectral

Como já visto, o procedimento para o cálculo do dano à fadiga do material é simples quando abordado para apenas um estado de mar e uma direção de incidência de ondas. Contudo, nos casos reais, uma estrutura offshore é submetida a inúmeros estados de mar e todas as direções de incidência de ondas. Portanto, a análise de vida a fadiga desta estrutura se torna um processo iterativo onde deve-se varrer todas as direções de incidência e estados de mar realizando todo o processo de cálculo do dano devido à fadiga.

A Figura 19 traz um fluxograma esquemático do processo de análise espectral da fadiga de uma estrutura offshore para casos reais. Outro exemplo de fluxograma pode ser visto em [26]. Como pode-se imaginar, cada processo presente no fluxograma corresponde a uma série de atividades e serão devidamente explicitadas nos itens subsequentes do presente capítulo.

No estudo de caso a ser apresentado, foram utilizados os recursos de um *software* comercial, com base no método dos elementos finitos [27]. O *software* escolhido era capaz de realizar as atividades de análise estrutural a análise hidrodinâmica e obtenção das respostas da estrutura para cada par de frequência de onda e direção de incidência.

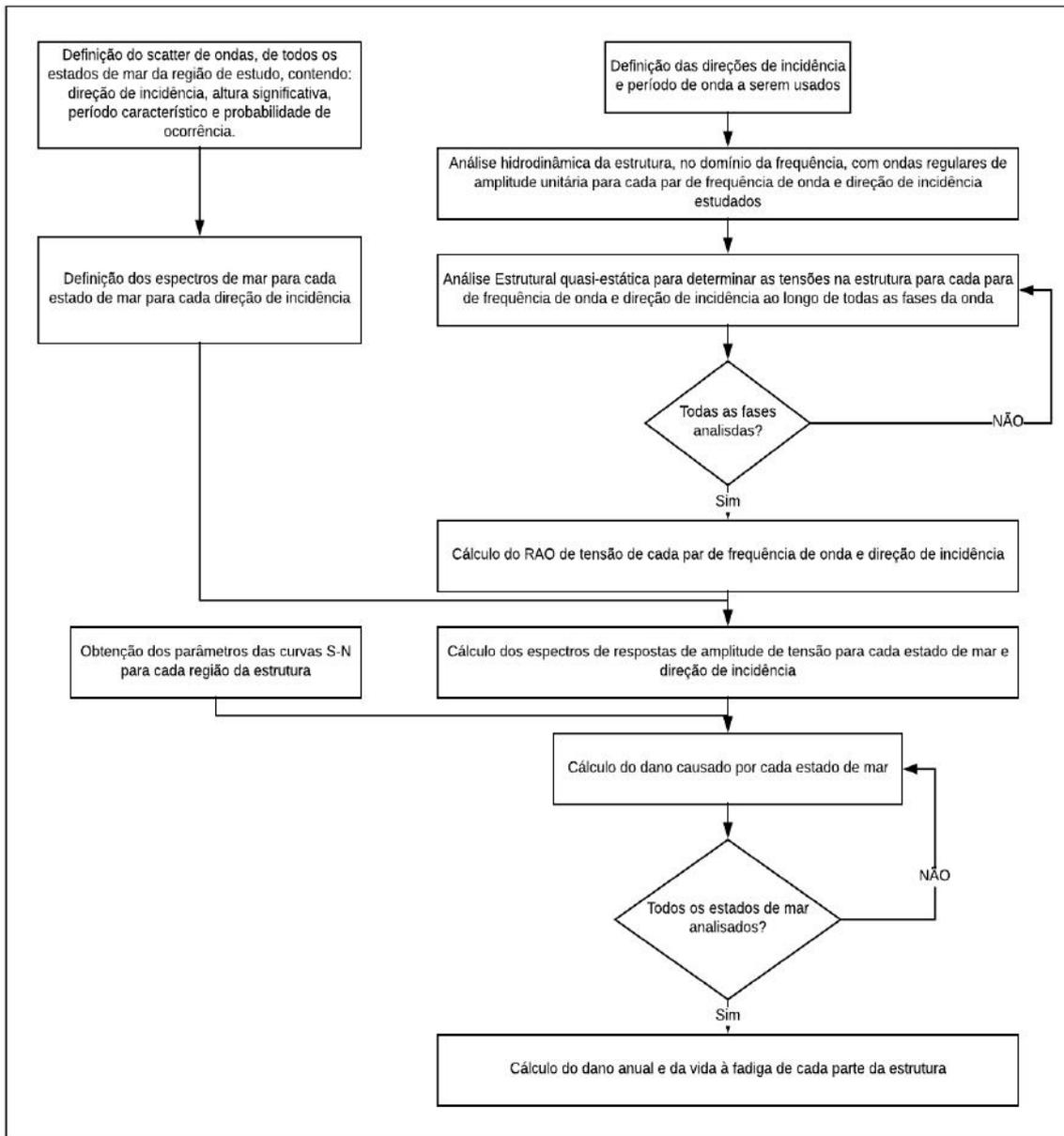


Figura 19: Fluxograma esquemático do processo de análise espectral de vida à fadiga.

3.2. Condições Ambientais, Espectros de Mar e Dados de Entrada para a Análise Hidrodinâmica

No caso de estruturas offshore, a definição das condições ambientais requer um estudo detalhado das condições ambientais no local de instalação de forma a fornecer o diagrama de ondas do local (*scatter*). Este estudo deve ser capaz de informar para cada estado de mar de três horas qual a altura significativa de onda, o período característico, a direção de incidência principal das ondas e o número de ocorrências desse estado de mar ao longo de um ano, pelo menos.

De posse de tal estudo, utiliza-se o espectro modificado de JONSWAP, apresentado na equação (2.27) e abaixo replicado por comodidade, para a obtenção do espectro de mar de cada estado de mar.

$$S(f) = \frac{5}{16} \times H_s^2 \times T_p \times \left(\frac{f_p}{f}\right)^5 \times (1 - 0,287 \times \ln(\gamma)) \times e^{-1,25\left(\frac{f}{f_p}\right)^4} \times \gamma e^{-\frac{(f-f_p)^2}{2\sigma^2 f_p^2}} \quad (2.27)$$

Além disso, o *scatter* também fornece quais as faixas de direções e de frequências devem ser utilizadas para a análise hidrodinâmica a ser realizada. As frequências podem ser obtidas diretamente através do inverso do período característico ou, caso seja fornecido o período de pico, calcula-se o período característico utilizando a equação (3.1).

$$T_m = T_p \sqrt{\frac{5 \times 6,4 \times T_p^{-0,491}}{10,89 \times 6,4 \times T_p^{-0,491}}} \quad (3.1)$$

Onde:

- $f_p = 1/T_p$, é a frequência de picos em Hertz;
- $f = 1/T$, é a frequência a ser utilizada em Hertz.

É notório que, apesar a curva de espectro ser contínua, ou seja, está definida para um intervalo fechado no domínio da frequência, não seria viável analisar todo o domínio. De forma que para se realizar a análise, se discretiza o domínio. Quanto maior o grau de discretização, mais fidedigno serão os resultados.

O mesmo é aplicado para as direções de incidência de ondas. Quando mais direções forem consideradas, mais realistas serão os resultados.

A partir dos valores discretos de frequência de ondas e das direções de incidência, utilizou-se o *software* comercial, através do seu módulo de análise difraccional para a análise hidrodinâmica. Nesse ponto o casco da estrutura já deve estar modelado e é feita uma análise de difração.

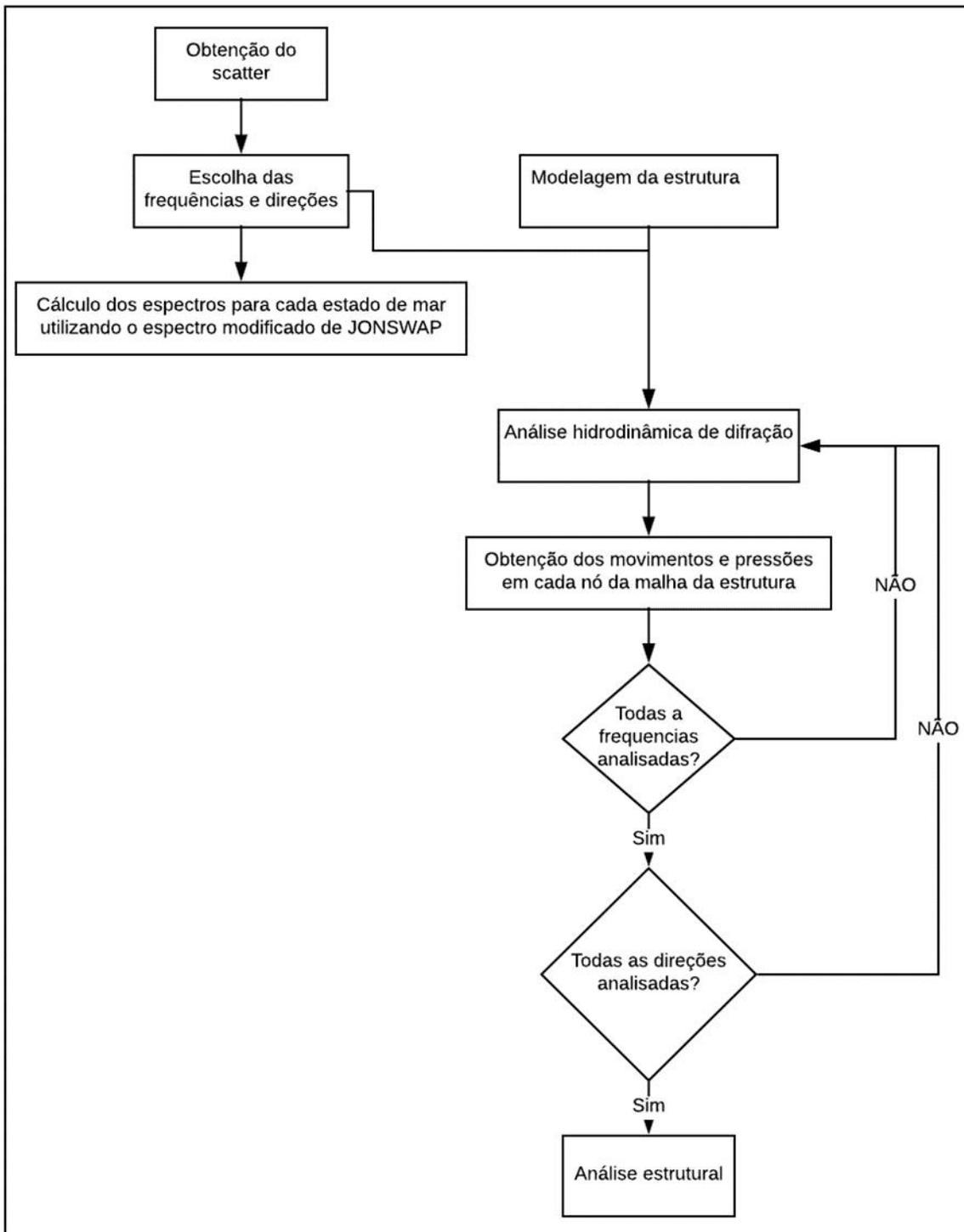


Figura 20: Procedimentos para obtenção dos espectros de cada estado de mar e os resultados da análise hidrodinâmica.

Inserir-se no programa a faixa de frequências e direções de incidências desejadas e os espaçamentos entre os valores discretos do intervalo. Com essas informações o programa realiza um processo iterativo onde para cada direção e para cada valor de frequência entre os valores discretos selecionados, é simulada a passagem de uma onda

regular em águas profundas pela estrutura e são calculados as pressões atuantes e os movimentos de cada parte da estrutura ao longo da passagem da onda. Em termos práticos, as equações do movimento de corpo rígido são resolvidas para cada ponto da malha de elementos finitos da estrutura modelada a cada incremento de fase da onda regular gerada.

A Figura 20 exemplifica o roteiro para a o cálculo do espectro de cada estado de mar e para a obtenção dos resultados da análise hidrodinâmica.

3.3. Obtenção dos RAOs de Tensão

Uma vez que a análise hidrodinâmica tenha sido realizada é possível importar-se os movimentos e pressões atuantes na estrutura offshore para um modelo de análise estrutural de forma a se obter os esforços atuantes na estrutura e conhecer as tensões presentes na mesma.

Uma vez conhecidas as tensões atuantes em cada ponto da estrutura para cada onda regular simulada incidindo em cada uma das direções escolhidas, é possível definir-se o RAO de cada local da estrutura para cada frequência e para cada direção considerada. Para a obtenção dos RAOs há algumas metodologias presentes em normas e em estudos realizados [23, 24, 25, 28, 29 e 30]. Alguns autores sugerem o valor da máxima tensão principal em cada ponto [26], as normas sugerem a utilização da máxima tensão principal nos *hot spots* [23, 24 e 30]. Há ainda autores que sugerem uma tensão equivalente de von Mises modificada [28].

Todavia, a metodologia para a obtenção dos RAOs, para regiões com presença de solda, que apresenta os melhores resultados é destacada por Dong et al. [29] sob o nome de tensão estrutural de Battelle. Nessa metodologia utilizam-se as tensões de flexão e de membrana normais ao cordão de solda e de cisalhamento no plano do cordão de solda. Relacionam-se estas tensões através da elipse modificada de Gough [31] ou através do método da Máxima Amplitude Dependente do Caminho (PDMR), em tradução livre, [32]. A forma como tais relações são utilizadas dependem da estrutura e do comportamento de cada uma dessas tensões em cada local analisado.

Entretanto, todas as metodologias acima apresentadas são indicadas para análises locais ou de submodelos estruturais. Isto é, não apresentam, em estágios preliminares de projeto, resultados precisos em termos quantitativos, apenas qualitativos.

No presente estudo optou-se por utilizar-se duas metodologias para a obtenção dos RAOs. A primeira, utilizando a tensão estrutural de Battelle e todas as suas variedades em termos de relação entre as tensões normal e de cisalhamento. A segunda, utilizando a tensão equivalente de von Mises como definida por [33] e não a modificada presente em [28]. Ambos os RAOs foram obtidos através do modelo global da estrutura offshore através dos resultados colhidos da análise estrutural para cada frequência e direção de incidência escolhida, não sendo realizado nenhum submodelo com um maior detalhamento.

Cabe salientar que quanto maior for o detalhamento do modelo e melhor o refinamento da malha durante as análises estruturais, as duas metodologias tendem a convergir. Contudo, o foco desta diversificação de métodos é realizar uma comparação qualitativa dos resultados, uma vez que o procedimento de Battelle é mais trabalhoso enquanto a utilização da tensão equivalente de von Mises é simples e é obtida diretamente da análise estrutural.

Após a obtenção dos RAOs, como as curvas de espectro são contínuas – e necessitam ser para poderem ser integradas posteriormente, é necessário interpolar-se os RAOs para todas as frequências do intervalo presente no *scatter* ou pelo menos de forma a permitir uma integração numérica.

3.3.1. Utilizando a Tensão Equivalente de Mises

Para utilização da tensão equivalente de von Mises como RAO de tensão, basta que se realize a análise estrutural de todas as frequências e todas as direções e obter, para cada caso, os valores máximos da tensão equivalente em cada ponto da estrutura.

No caso, a Figura 21 traz o fluxograma de atividades a ser realizado para a obtenção do RAO pela tensão equivalente de von Mises.

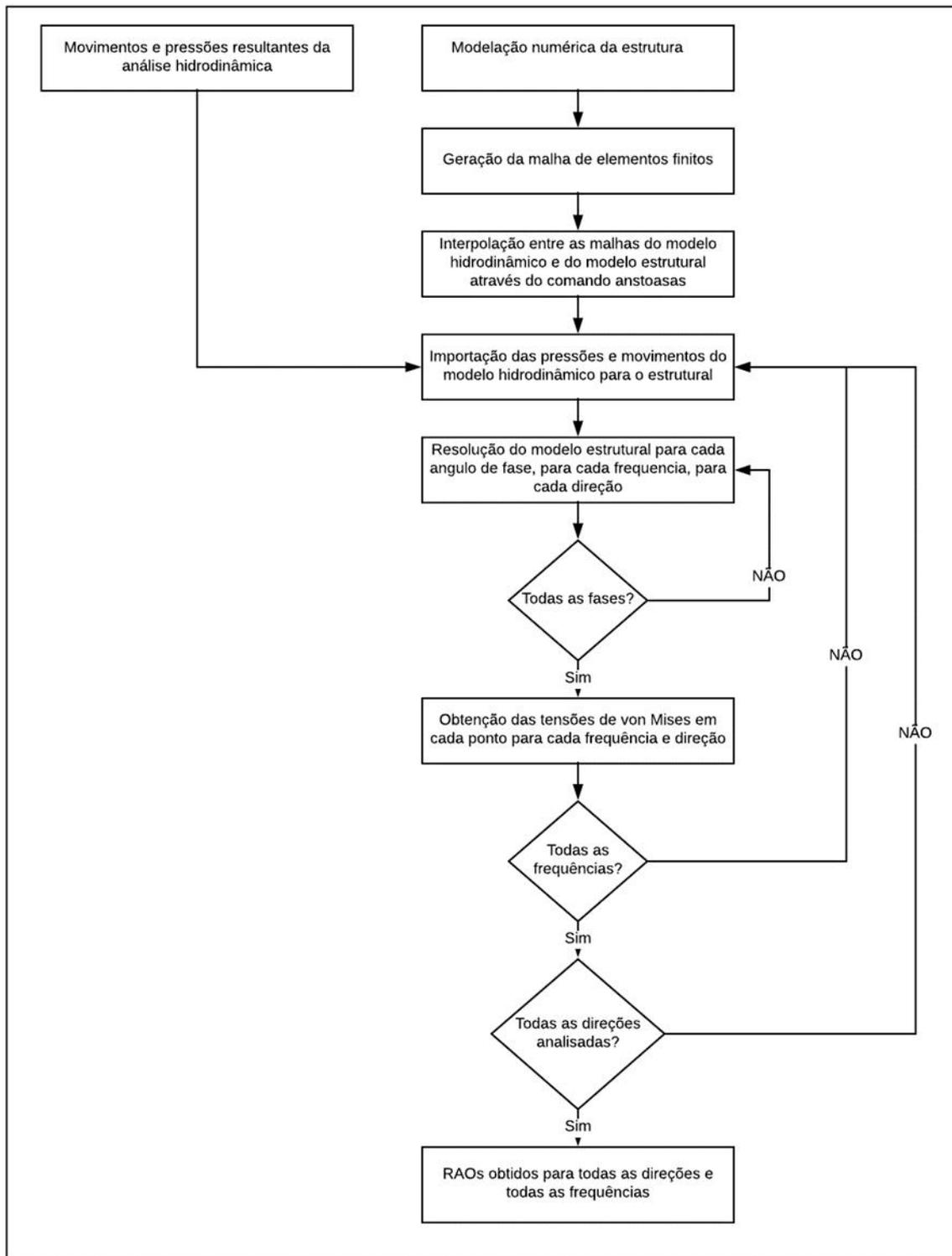


Figura 21: Fluxograma para obtenção dos RAOs utilizando a tensão equivalente de von Mises.

3.3.2. Utilizando a Tensão Equivalente Proposta por Battelle

O método para a obtenção do RAO pela tensão estrutural de Battelle foi definido da seguinte forma pela equação (3.2), segundo Dong et al. [29].

$$\Delta S_S = \frac{\Delta \sigma_S}{t^{*\frac{2-m}{2m}} I(r)^{\frac{1}{m}}} \quad (3.2)$$

Onde:

- $\Delta \sigma_S = \Delta \sigma_m + \Delta \sigma_b$;
- $m = 3,6$;
- $I(r)^{\frac{1}{m}} = 0,0011r^6 + 0,0767r^5 - 0,0988r^4 + 0,0946r^3 + 0,0221r^2 + 0,014r + 1,2223$;
- $r = \frac{\Delta \sigma_b}{\Delta \sigma_m + \Delta \sigma_b}$.

No entanto, esta definição contempla apenas situações onde as tensões de cisalhamento são desprezíveis. Healy [34] mostrou que em estruturas offshore a tensão de cisalhamento no plano do cordão de solda perpendicular à direção da espessura da chapa possui grande influência na vida à fadiga em determinadas situações. De forma a considera-la, foi proposta uma tensão equivalente que contemplasse tanto a tensão normal quanto a parcela significativa da tensão de cisalhamento através de uma formulação de von Mises nas equações (3.3).

$$\left(\frac{\Delta S_S}{\Delta S_e}\right)^2 + \left(\frac{\Delta T_S}{\Delta T_e}\right)^2 = (F(\delta))^2; \left(\frac{\Delta S_e}{\Delta T_e}\right)^2 = 3$$

Ou:

(3.3)

$$\Delta S_e = \frac{1}{F(\delta)} \sqrt{(\Delta S_S)^2 + 3(\Delta T_S)^2}$$

Onde:

- $\Delta T_S = \frac{\Delta \tau_S}{t^{*\frac{2-m'}{2m'}} I(r')^{\frac{1}{m'}}$;
- $\Delta \tau_S = \Delta \tau_m + \Delta \tau_b$;
- $m' = 5$;
- $I(r')^{\frac{1}{m'}} = 51,21r'^4 - 39,813r'^3 + 12,638r'^2 + 0,0654r' + 1,245$;
- $r' = \frac{\Delta \tau_b}{\Delta \tau_m + \Delta \tau_b}$;

A Figura 22 ilustra as tensões consideradas.

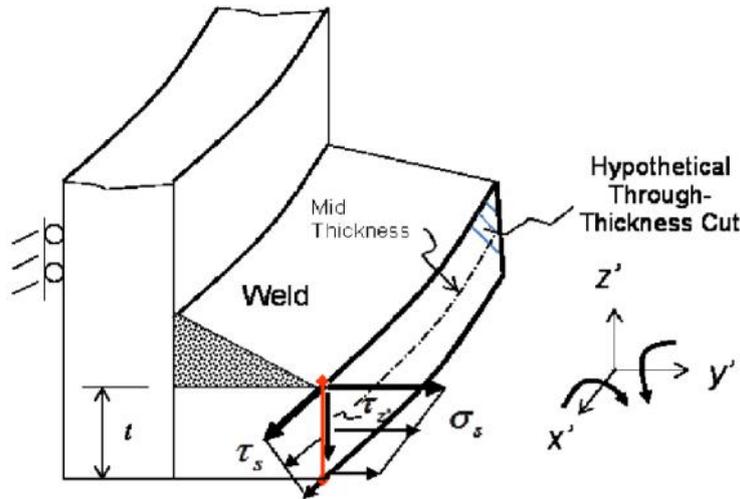


Figura 22: Definição das componentes de tensão utilizadas. Extraído de [35].

Cabe ressaltar que a tensão de cisalhamento na direção paralela à direção da espessura da chapa pode ser desprezada por ser muito menor do que as demais.

Com relação à função $F(\delta)$ ela pode ser definida de seis formas distintas dependendo da relação entre as tensões de cisalhamento e normal como posto por Healy [34]. As três primeiras utilizações são baseadas na elipse modificada de Gough enquanto as três últimas são baseadas na utilização do PDMR.

Começando com a elipse modificada de Gough, a função possui a forma dada pela equação (3.4).

$$F(\delta) = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 - \frac{12 \alpha^2 \sin^2(\delta)}{(1 + 3\alpha^2)^2}}} \quad (3.4)$$

Onde:

- $\alpha = \frac{\Delta\tau_S}{\Delta\sigma_S}$.

A equação (3.4) é a forma que considera precisamente a diferença de fase entre as tensões de cisalhamento e normal. Contudo ela pode ser modificada de forma a obter-se o valor mínimo da função que maximiza o valor da tensão equivalente final para um dado α independente da fase entre as tensões. Assim ela fica como na equação (3.5).

$$F(\delta)_{\alpha, \min} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 - \frac{12 \alpha^2}{(1 + 3\alpha^2)^2}}} \quad (3.5)$$

Além disso, a função (3.5) pode ser simplificada ainda mais para considerar o valor que maximiza a tensão equivalente independentemente de diferença de fase ou da razão entre as tensões, ficando igual a equação (3.6).

$$F(\delta)_{\min} = \frac{1}{\sqrt{2}} \quad (3.6)$$

No caso da utilização do PDMR, a função de correlação fica da seguinte forma mostrada na equação (3.7), quando considerando tanto a razão entre as tensões e a diferença de fase entre elas:

$$\frac{1}{F(\delta)} = \left(\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 - \frac{12 \alpha^2 \sin^2(\delta)}{(1 + 3\alpha^2)^2}}} \right) E \left(\frac{2 \sqrt{1 - \frac{12 \alpha^2 \sin^2(\delta)}{(1 + 3\alpha^2)^2}}}{1 + \sqrt{1 - \frac{12 \alpha^2 \sin^2(\delta)}{(1 + 3\alpha^2)^2}}} \right) \quad (3.7)$$

Onde:

- $E(k)$ é a integral elíptica do 2º tipo definida como $E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2(t)} dt$.

Para a situação de dada uma razão entre as tensões, a função que maximiza a tensão equivalente é dada pela equação (3.8).

$$\frac{1}{F(\delta)_{\alpha, \min}} = \begin{cases} \frac{E(|1 - 3\alpha^2|)}{\sqrt{1 + 3\alpha^2}}, & \text{se } 3\alpha^2 \leq 1 \\ \sqrt{\frac{3\alpha^2}{1 + 3\alpha^2}} E\left(1 - \frac{1}{3\alpha^2}\right), & \text{se } 3\alpha^2 \geq 1 \end{cases} \quad (3.8)$$

No caso de se desejar a função que se maximiza a tensão equivalente independentemente da razão entre as tensões e do ângulo de fase, a função fica como a exibida em (3.9).

$$\frac{1}{F(\delta)_{\min}} = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} \quad (3.9)$$

A este ponto é importante definir-se como deve ser considerada a diferença de fase entre as tensões. Healy [34] considera que ambas as tensões apresentam formas cossenoides e que, portanto, só seria necessário a resolução da análise estrutural nas fases de 0° e de 90° para a determinação da diferença de fase para cada frequência e para cada direção de incidência. Contudo, durante o estudo de caso foi aferido que isso nem sempre é verdade. Realizar esse procedimento quando o mesmo não é verdadeiro pode incorrer em erros da ordem de 200% ou ainda superiores.

De forma a evitar tal problema e incorporar corretamente a diferença de fase entre as tensões no presente estudo, após a análise de todas as fases para uma determinada direção e uma determinada frequência, foram calculadas as amplitudes das componentes de flexão e da soma entre as componentes de membrana e de flexão de cada uma das tensões (normal e cisalhante). Além disso foi obtido o ângulo de fase em que os valores máximos absolutos ocorrem. A diferença de fase foi então calculada com base nesses valores de fases obtidos.

Aliado a isso, foi imposta a correção para as razões de flexão r e r' dada pela expressão (3.10).

$$r = \frac{A_b}{A_s} \cos(\delta_s - \delta_b) \quad (3.10)$$

A Figura 23 traz o fluxograma das atividades para a obtenção dos RAOs pelo método do Battelle.

Apesar de apresentar resultados muito bons, independente do refinamento de malha utilizado, o método proposto por Hong and Forte [35], só se mostra aplicável em regiões com a presença do cordão de solda e, não se encontra na literatura até o presente momento, uma aplicação deste método em um modelo global. Todos os trabalhos que utilizam tal método o empregam em detalhes estruturais ou submodelos. No presente estudo ele será aplicado em um modelo global.

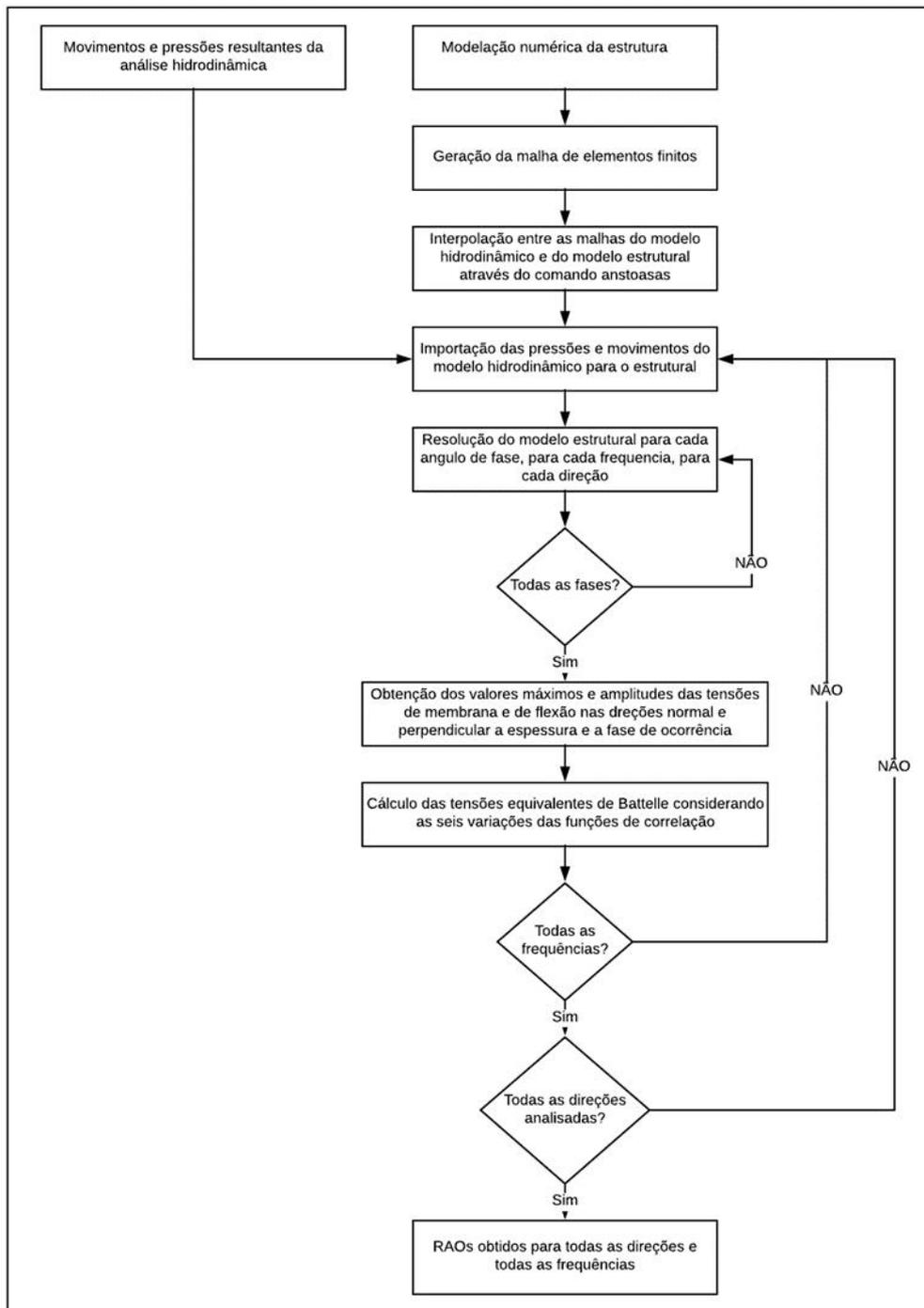


Figura 23: Fluxograma para a obtenção dos RAOs pelo método das tensões equivalentes de Battelle.

3.3.2.1. Vantagens e Comparações dos RAOs de tensão pelo método de Battelle

A grande vantagem da utilização da tensão equivalente de Battelle para o cálculo dos RAOs de tensão é sua característica de ser insensível ao refinamento de malha como é mostrado em Dong et al. [29]. A Figura 24 extraída de [29] exemplifica o supracitado.

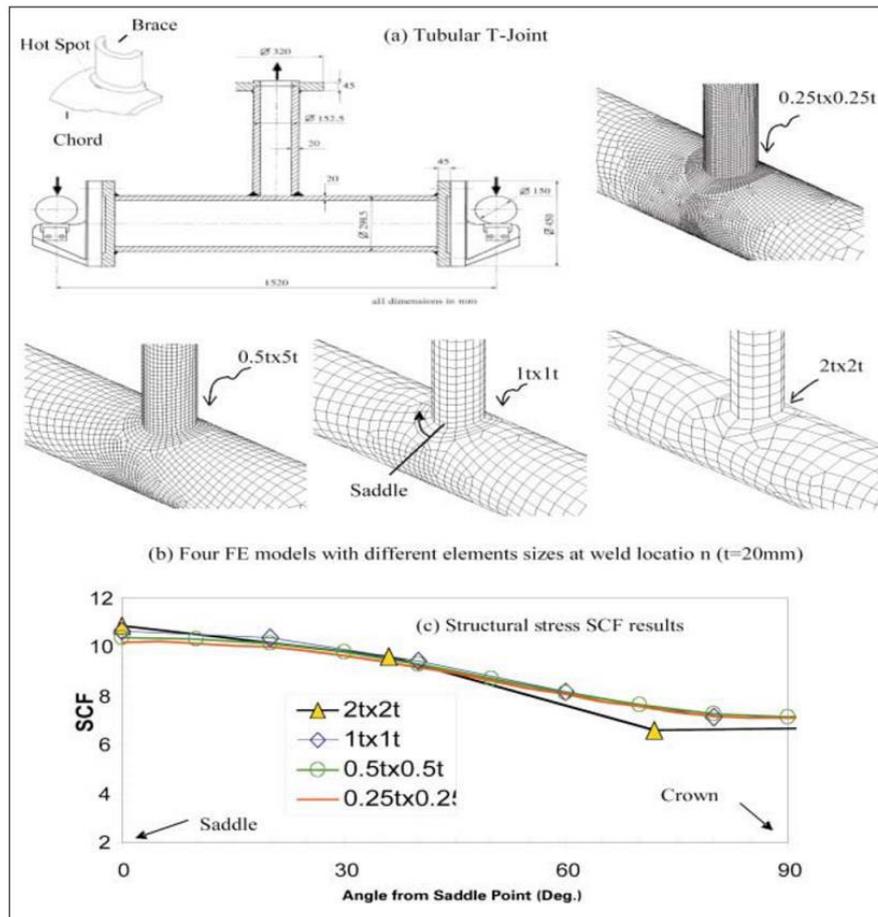


Figura 24: Tensão equivalente de Battelle calculada para a mesma estrutura utilizando diferentes níveis de refinamento de malha. Extraído de [29].

Healy [31] mostra a influência de cada uma das variações do RAO de tensão obtidos pelo método da tensão equivalente de Battelle sob a análise espectral de fadiga.

Ele também compara os efeitos de se considerar apenas os efeitos de ondas ou as cargas de baixa frequência somadas as cargas da frequência das ondas. A Figura 25 traz a comparação entre os resultados para a razão de dano (razão entre os danos obtidos pela análise espectral e a análise temporal) com a aplicação de cada uma das funções de transferência estudada e segundo cada função de densidade probabilística, considerando apenas a cargas na frequência das ondas em uma região cujas tensões normais e de cisalhamento possuem significância. A Figura 26 traz a mesma comparação considerando tanto cargas na frequência das ondas como cargas de baixa frequência. Em ambas as figuras, o eixo das ordenadas apresenta a razão entre os resultados no domínio da frequência sobre os resultados no domínio do tempo.

A comparação entre as duas imagens mostra que a consideração de cargas de baixa frequência amplia as cargas cisalhantes, mas não altera substancialmente os resultados. Além disso, foi possível ver que a função de transferência baseada na utilização da máxima tensão equivalente independente da razão entre as tensões e da diferença de fase pelo método da elipse modificada de Gough apresenta resultados superdimensionados para o dano. Contudo, o mais importante dessas comparações, segundo Healy, é que a função de densidade probabilística de Rayleigh é a mais conservadora, como já era de se esperar.

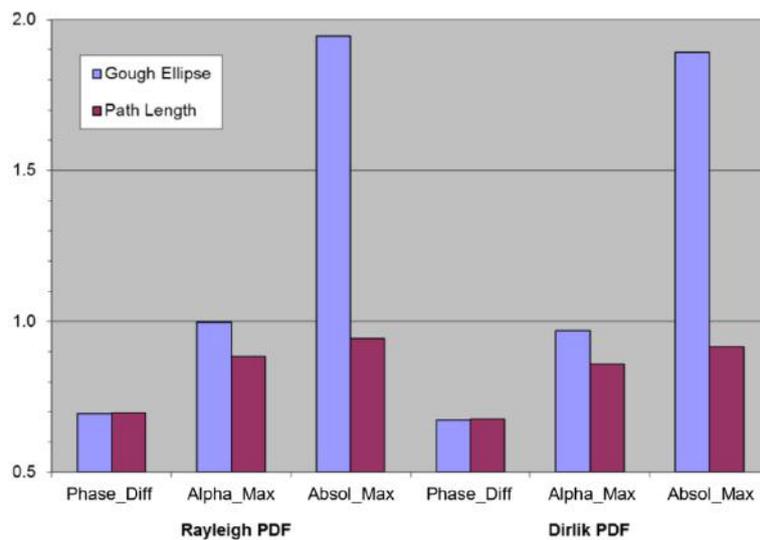


Figura 25: Comparação entre as razões de dano para cargas na frequência das ondas, apenas. Extraído de [31].

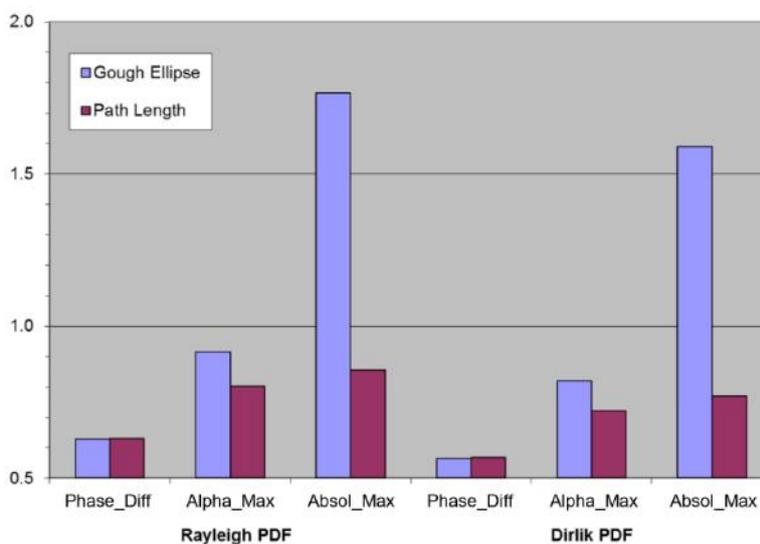


Figura 26: Comparação entre as razões de dano para cargas na frequência das ondas e em baixa frequência. Extraído de [31].

3.4. Determinação dos Espectros de Tensão

De posse dos RAOs para cada direção e para cada frequência e dos espectros de mar para cada direção considerada, é possível obter-se os espectros de tensão para cada uma das direções consideradas. Para isso basta utilizar-se a relação (2.31).

3.5. Determinação das Curvas S-N

Como pode ser visto em [1] e já ressaltado no item 2.4.3.1, cada regra, norma e regulamentos possuem suas próprias curvas S-N que dependem tanto do material, quanto do ambiente, da posição e da direção da tensão resultante.

Por se tratar de uma estrutura offshore e devido aos resultados encontrados em [1], recomenda-se a utilização das curvas presentes nas regras da DNV [23] e da ABS [36].

Em ambas as regras os conceitos são mesmos, alterando-se apenas os valores dos coeficientes. No presente capítulo serão abordadas as normas da ABS como exemplificação.

A curva S-N é definida como uma curva composta por dois segmentos. O primeiro com expressão (3.11) e o segundo com a equação (3.12).

$$N = A \cdot S^{-m} \quad (3.11)$$

$$N = C \cdot S^{-r} \quad (3.12)$$

Onde:

- N é o número de ciclos até a falha por fadiga;
- S é a amplitude de tensão sofrida pelo material em determinado ponto;
- As demais incógnitas são os parâmetros das curvas S-N.

A Figura 27 exemplifica como é o formato destas curvas.

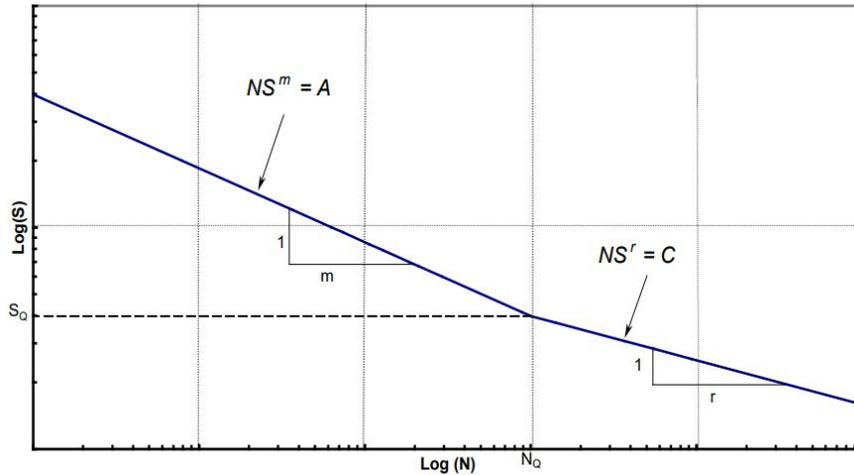


Figura 27: Curva S-N padrão presente em [36].

Além disso, o desempenho de fadiga de um detalhe estrutural depende da espessura das chapas que o formam. Para a mesma tensão, a intensidade de fadiga do detalhe pode diminuir, à medida que a espessura das chapas aumenta. Este efeito (também chamado de "efeito de escala") é causado pela geometria local do cordão de solda em relação a espessura das placas adjacentes e o gradiente de tensão sobre a espessura. Assim, a curva deve ser corrigida pela expressão (3.13).

$$S_{\text{corrigido}} = S \sqrt[4]{\frac{t}{22}} \quad (3.13)$$

Onde t é a espessura das chapas adjacentes em milímetros.

No caso de estruturas offshore com proteção catódica, os coeficientes das curvas pela regra da ABS são exibidos na Tabela 3.

Tabela 3: Parâmetros para detalhes estruturais não tubulares em ambiente marinho com proteção catódica. Extraído de [36].

Curve Class	A		m	C		r	N_0	S_0	
	For MPa Units	For ksi Units		For MPa Units	For ksi Units			For MPa Units	For ksi Units
B	4.04×10^{14}	1.79×10^{11}	4.0	1.02×10^{19}	9.49×10^{13}	6.0	6.4×10^5	158.5	23.0
C	1.69×10^{13}	1.97×10^{10}	3.5	2.59×10^{17}	6.35×10^{12}	5.5	8.1×10^5	123.7	17.9
D	6.08×10^{11}	1.86×10^9	3.0	4.33×10^{15}	2.79×10^{11}	5.0	1.01×10^6	84.4	12.2
E	4.16×10^{11}	1.27×10^9	3.0	2.30×10^{15}	1.48×10^{11}	5.0	1.01×10^6	74.4	10.8
F	2.52×10^{11}	7.70×10^8	3.0	9.97×10^{14}	6.42×10^{10}	5.0	1.01×10^6	62.9	9.13
F2	1.72×10^{11}	5.26×10^8	3.0	5.28×10^{14}	3.40×10^{10}	5.0	1.01×10^6	55.4	8.04
G	1.00×10^{11}	3.06×10^8	3.0	2.14×10^{14}	1.38×10^{10}	5.0	1.01×10^6	46.2	6.71
W	6.40×10^{10}	1.96×10^8	3.0	1.02×10^{14}	6.54×10^9	5.0	1.01×10^6	39.8	5.78

As classes de curvas presentes na Tabela 3 contemplam vários tipos de detalhes estruturais. No entanto, para detalhes não tubulares, as condições mais críticas ocorrem quando a tensão aplicada se encontra perpendicular à direção do cordão de solda.

Durante o processo de análise espectral duas abordagens podem ser realizadas. A primeira, considerando o caso mais crítico e assumindo que todas as conexões estruturais se enquadram. Isso resultará sem dúvida em uma vida à fadiga subestimada. A segunda seria, para cada região adotar-se a curva que melhor corresponde. Os resultados ainda seriam subestimados devido aos fatores de segurança presentes na regra, porém seriam mais fidedignos.

A título de uma comparação qualitativa e em estágios preliminares de projeto, a adoção da primeira abordagem atende sem inviabilizar os resultados. Porém, em etapas posteriores do projeto apenas a segunda abordagem pode ser utilizada para que não haja uma subestimação excessiva da vida a fadiga.

3.6. Métodos de Análise Espectral e Cálculo do Dano

Como visto em 2.4.4.2 o método base para a realização da análise espectral de estruturas foi desenvolvido considerando que a distribuição de tensões atuantes na estrutura segue uma distribuição de Rayleigh e seu espectro pode ser considerado de banda estreita e, portanto, pode ser resolvido analiticamente com o auxílio da curva S-N e da regra de Palmgren-Miner resultando na equação (3.14).

$$D = \frac{v_0 T (2\sqrt{2})^2}{K} (m_0)^{m/2} \Gamma \left[1 + \frac{m}{2} \right] \quad (3.14)$$

O presente método, porém, incorre em erros devido às premissas assumidas. Dificilmente, em casos reais, a distribuição de tensões seguirá uma distribuição de Rayleigh ou o espectro poderá ser considerado de banda estreita. Com tais suposições, os resultados de dano acabam ficando superestimados.

Partindo-se disso, alguns autores [37 a 44] elaboraram correções a serem empregadas de forma a tornar os resultados mais próximos à realidade.

A correção apontada era empregada como um fator a ser multiplicado pelo dano calculado como na equação (3.15).

$$D_{\text{verdadeiro}} = \lambda D_{\text{calculado}} \quad (3.15)$$

Outros autores [45 a 53] propuseram outras abordagens que não a assumpção de uma distribuição de Rayleigh ou assumindo-se uma distribuição e Rayleigh modificada. Há ainda autores que propuseram métodos semi empíricos para a análise espectral [54]. Os métodos comparados no presente trabalho estão detalhados a seguir.

3.6.1. O Método de Wirsching e Light

O método proposto por Wirsching e Light [37] é muito aplicado na indústria, sendo inclusive recomendado pelas Sociedades Classificadoras ABS e DNV na análise de fadiga de estruturas offshore. Eles desenvolveram um fator de correção através da simulação de processos aleatórios com uma variedade de formas espectrais resultando no fator dado pela equação (3.16).

$$\lambda_{\text{Wirsching and Light}} = a(m) + [1 - a(m)](1 - \varepsilon)^{b(m)} \quad (3.16)$$

Onde:

- $a(m) = 0,0926 - 0,033 m$;
- $b(m) = 1,587 m - 2,323$;

3.6.2. O método de Ortiz e Chen

O fator de correção do dano proposto por Ortiz e Chen [38] foi desenvolvido aplicando-se um fator de banda generalizado à distribuição de Rayleigh, resultando na equação (3.17).

$$\lambda_{\text{Ortiz and Chen}} = \frac{\left(\frac{\sqrt{m_2 m_2}}{m} \right)^m}{\frac{m_2}{\sqrt{m_0 m_4}}} \quad (3.17)$$

3.6.3. Os métodos de Benasciutti e Tovo

Benasciutti e Tovo propõem dois fatores de correção utilizando a mesma formulação para o fator, mas alterando a forma de cálculo de um dos parâmetros [39 e 40]. O fator de correção proposto é calculado como uma combinação linear dos limites superiores e

inferiores do dano por fadiga. A expressão final para o fator de correção é exibida na equação (3.18).

$$\lambda_{BT} = [b + (1 - b)\alpha_2^{m-1}]\alpha_2 \quad (3.18)$$

A diferença entre os métodos propostos em [39 e 40] se dá pela diferença de formulações para o cálculo do parâmetro b. A primeira formulação, dada por (3.19), é:

$$b_1 = \min\left(\frac{\alpha_1 - \alpha_2}{1 - \alpha_1}; 1\right) \quad (3.19)$$

A segunda formulação é dada por (3.20).

$$b_2 = \frac{(\alpha_1 - \alpha_2)[1,112(1 + \alpha_1\alpha_2 - (\alpha_1 + \alpha_2))e^{2,11\alpha_2} + (\alpha_1 - \alpha_2)]}{\alpha_2} \quad (3.20)$$

Para diferenciar-se os métodos sem que haja uma repetição desnecessária da diferenciação, quando utilizada a primeira formulação para o cálculo de b, o fator de correção será identificado como λ_{BT1} quando for utilizada a segunda, λ_{BT2} .

3.6.4. O método de $\alpha_{0,75}$

O presente método, também proposto por Benasciutti [41] utiliza um fator de correlação simples mostrado na equação (3.21).

$$\lambda_{\alpha_{0,75}} = \alpha_{0,75}^2 \quad (3.21)$$

3.6.5. O método de Hancock e Gall

O método proposto por Hancock e Gall [42] foi desenvolvido visando turbinas eólicas offshore e o fator de correção consiste na equação (3.22).

$$\lambda_{Hancock\ and\ Gall} = \alpha_2 \quad (3.22)$$

3.6.6. O método de Krenk

O método proposto por Krenk [43] foi um dos primeiros métodos de correção a serem propostos que se mostrou muito aplicável quando utilizável para estruturas eólicas offshore. O fator de correção é dado pela equação (3.23).

$$\lambda_{Krenk} = \alpha_2^{m-1} \quad (3.23)$$

3.6.7. O método de Madsen

O método proposto por Madsen et al. [44] também foi desenvolvido para a aplicação de estruturas eólicas offshore. O fator de correção proposto é dado pela equação (3.24).

$$\lambda_{Madsen} = (0,93 + 0,07 \alpha_2^5)^m \quad (3.24)$$

3.6.8. O método do Momento Único

Larsen e Lutes [45] propuseram uma relação empírica para o cálculo do dano ocorrido em um intervalo de tempo τ cuja formulação é dada por (3.25).

$$D_{SM}(\tau) = \frac{\tau}{K} (2\sqrt{2})^m \left(m \frac{z}{m}\right)^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) \quad (3.25)$$

3.6.9. O método de Dirlik

Dirlik [46] propõe um método que aproxima a distribuição de amplitude cíclica usando uma combinação de uma distribuição de probabilidade exponencial e duas Rayleigh como pode se ver na equação (3.26).

$$f_s(s) = \frac{\frac{D_1}{Q} \exp\left(-\frac{z(s)}{Q}\right) + \frac{D_2 z(s) \exp\left(-\frac{z(s)^2}{2R^2}\right)}{R^2} + D_3 z(s) \exp\left(-\frac{z(s)^2}{2}\right)}{2\sqrt{m_0}} \quad (3.26)$$

Onde:

$$z(s) = \frac{s}{2\sqrt{m_0}}$$

$$D_1 = \frac{2(X - \beta^2)}{1 + \beta^2} \quad D_2 = \frac{(1 - \beta - D_1 + D_1^2)}{1 - R} \quad D_3 = 1 - D_1 - D_2$$

$$R = \frac{\beta - X - D_1^2}{1 - \beta - D_1 + D_1^2} \quad Q = \frac{1.25(\beta - D_3 - D_2 R)}{D_1}$$

$$\beta = \sqrt{\frac{m_2^2}{m_0 m_4}} \quad X = \frac{m_1}{m_0} \sqrt{\frac{m_2}{m_4}}$$

Com esta distribuição é possível calcular-se o dano devido a um estado de mar como na equação (3.27).

$$D = \frac{N}{K} \int_0^{\infty} s^m f_s(s) ds \quad (3.27)$$

Dessa forma, substituindo-se a equação (3.26) na equação (3.27) obtemos a equação (3.28).

$$D = \frac{N}{K} \left(\frac{1}{2\sqrt{m_0}} \right) [A + B + C] \quad N = \frac{T}{2\pi \sqrt{\frac{m_2}{m_4}}} \quad T = 3h(10800.s) \quad (3.28)$$

Onde:

$$A = \frac{D_1 \Gamma(m+1)}{Q \left(\frac{1}{2\sqrt{m_0} Q} \right)^{m+1}} \quad B = \frac{D_2 \Gamma\left(\frac{m+2}{2}\right)}{4R^2 \sqrt{m_0} \left(\frac{1}{8m_0 R^2} \right)^{\frac{m+2}{2}}} \quad C = \frac{D_3 \Gamma\left(\frac{m+2}{2}\right)}{4\sqrt{m_0} \left(\frac{1}{8m_0} \right)^{\frac{m+2}{2}}}$$

Como será visto mais adiante, o método proposto por Dirlík é o mais acurado para o uso em estruturas offshore sendo largamente recomendado por normas e regulamentos.

3.6.10. O método de Tunna

Tunna [47] propôs um método baseado para projetos de ferrovias onde fez uma revisão da função de distribuição de probabilidades de Rayleigh. Com essa proposição, a distribuição da amplitude de tensão fica como na equação (3.29).

$$p(\sigma) = \frac{\sigma}{4\alpha_2 m_0} e^{-\frac{\sigma^2}{8\alpha_2 m_0}} \quad (3.29)$$

Como essa distribuição e utilizando as mesmas relações utilizadas para o processo de banda estreita chega-se a equação (3.30) para o dano.

$$D_{Runna} = \frac{v_p T}{K} 2^{2m} (\alpha_2 m_0)^{m/2} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (3.30)$$

3.6.11. O método de Chaudhury e Dover

Em 1985 [48], Chaudhury e Dover propuseram que a distribuição de amplitudes de tensão deveria seguir uma distribuição resultante da soma entre uma distribuição gaussiana e uma distribuição de Rayleigh [49] como na equação (3.31).

$$D_{Chadbury} = \frac{v_p T}{K} 2^m (2m_0)^{\frac{m^2}{2}} \alpha_2 \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (3.31)$$

3.6.12. O método de Kowaleski

Kowaleski [50] propôs um método que utiliza a largura do espectro de tensão a partir do coeficiente de irregularidade α_2 . Dessa forma a formulação do dano proposto é dado pela equação (3.32).

$$D_{Kowaleski} = \frac{v_p T}{K} (2m_0)^{\frac{m}{2}} \alpha_2^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (3.32)$$

3.6.13. O método de Rajcher

Rajcher [49] propõem um cálculo diferente baseado em ensaios empíricos. Sua formulação prevê o dano calculado pela equação (3.33).

$$D_{Rajcher} = \frac{T}{K} \left(2m_0 m_{\frac{2}{m}}\right)^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (3.33)$$

3.6.14. O método de Bendat

Bendat [51] foi um dos primeiros a propor um método para o cálculo do dano de fadiga com a utilização de análise espectral. Ele assumiu a distribuição de probabilidades da tensão como tendo a forma da equação (3.34).

$$p(\sigma) = \frac{\sigma}{4m_0} e^{-\frac{\sigma^2}{8m_0}} \quad (3.34)$$

Com isso a formulação para o dano fica dada pela equação (3.35).

$$D_{Bendat} = \frac{v_0 T}{K} (2m_0)^{m/2} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (3.35)$$

3.6.15. O método de Steinberg

Steinberg [52] propôs diversas distribuições de probabilidades de amplitudes de tensão para determinar a falha por fadiga de componentes eletrônicos. No meio eletrônico é considerado o principal método para a previsão de falhas por fadiga onde recomenda a distribuição normal para a distribuição de amplitudes de tensão. Contudo, como já visto no Capítulo 2, a distribuição das tensões para estruturas offshore se assemelha mais a uma distribuição de Rayleigh. Portanto, aqui será utilizado o método de Steinberg para distribuição de Rayleigh e não o método para distribuição normal, mais conhecido.

O método proposto considera a probabilidade das amplitudes tensão superar determinados níveis conforme exposto em [52].

Segundo este método, para uma distribuição de Rayleigh, o dano a fadiga pode ser estimado pela equação (3.36).

$$D_{Steinberg} = \frac{v_0 T}{K} \left[0,607 (\sqrt{m_0})^m + 0,135 (2\sqrt{m_0})^m + 0,012 (3\sqrt{m_0})^m + 0,003 (4\sqrt{m_0})^m \right] \quad (3.36)$$

3.6.16. Os métodos de Zhao e Baker

Zhao e Baker [53] propõem um método que combina premissas teóricas e resultados de simulações e retorna uma combinação linear de uma distribuição de Weibull e de Rayleigh para a distribuição de probabilidades de tensão. A parte correspondente a distribuição de Rayleigh reflete as grandes amplitudes enquanto a parte de Weibull reflete as pequenas amplitudes.

Os métodos propostos por Zhao e Baker só são aplicáveis se $\alpha_2 \geq 0,13$ e se o coeficiente da curva S-N estiver entre 2 e 6 [41]. A diferença entre os métodos propostos se dá por uma melhoria realizada para ajustar os resultados quando o expoente da curva S-N for igual a 3. A probabilidade em ambos os métodos é dada pela equação (3.37).

$$p(\sigma) = w A \beta Z^{\beta-1} e^{-A Z^\beta} + (1-w) Z e^{-\frac{Z^2}{2}} \quad (3.37)$$

Onde:

$$Z = \frac{\sigma}{\sqrt{m_0}} ; w = \frac{1 - \alpha_2}{1 - \sqrt{\frac{2}{\pi}} \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) A^{-\frac{1}{\beta}}}$$

$$\beta = \begin{cases} 1,1, & \text{se } \alpha_2 \leq 0,9 \\ 1,1 + 9(\alpha_2 - 0,9), & \text{se } \alpha_2 \geq 0,9 \end{cases}$$

A diferenciação entre os métodos se dá no cálculo do parâmetro A. Para o caso geral a equação fica como em (3.38).

$$A = 8 - 7\alpha_2 \quad (3.38)$$

E o dano é dado pela formulação (3.39).

$$D_{Zhao \text{ and } Baker} = \frac{v_p T}{K} m_0^{-m/2} \left[w A^{-m/\beta} \Gamma\left(1 + \frac{m}{\beta}\right) + (1-w) 2^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \right] \quad (3.39)$$

Nos casos em que $m = 3$. O parâmetro A, dado pela equação (3.38), pode ser melhorado optando-se pela equação (3.40).

$$A = d^{-\beta} \quad (3.40)$$

Onde d é a raiz da equação (3.41).

$$\Gamma\left(1 + \frac{3}{\beta}\right) (1 - \alpha_2) d^3 + 3 \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) (p_{ZB} \alpha_2 - 1) + 3 \sqrt{\frac{\pi}{2}} \alpha_2 (1 - p_{ZB}) = 0 \quad (3.41)$$

Onde:

$$p_{ZB} = \begin{cases} -0,4154 + 1,392 \alpha_{0,75}, & \text{se } \alpha_{0,75} \geq 0,5 \\ 0,28, & \text{se } \alpha_{0,75} < 0,5 \end{cases}$$

O dano, entretanto, permanece com a mesma formulação.

3.6.17. O método de Petrucci e Zuccarello

O método proposto por Petrucci e Zuccarello [54] possui uma conexão entre os parâmetros espectrais e os momentos da densidade de probabilidade da tensão equivalente de Goodman [55]. O cálculo do dano sugerido é dado pela formulação (3.42).

$$D_{Petrucci \text{ and } Zuccarello} = \frac{v_p T}{K} \sqrt{m_0^m} e^{\Psi} \quad (3.42)$$

Onde:

- $\Psi = \frac{\Psi_2 - \Psi_1}{6} (b - 3) + \Psi_1 + \left[\frac{2}{9} (\Psi_4 - \Psi_3 - \Psi_2 + \Psi_1) (m - 3) + \frac{4}{3} (\Psi_3 - \Psi_1) \right] (\gamma - 0,15)$;
- $\Psi_1 = -1,994 - 9,381\alpha_2 + 18,349\alpha_1 + 15,261\alpha_1\alpha_2 - 1,483\alpha_2^2 - 15,402\alpha_1^2$;

- $\Psi_2 = 8,229 - 26,510\alpha_2 + 21,522\alpha_1 + 27,748\alpha_1\alpha_2 + 4,338\alpha_2^2 - 20,026\alpha_1^2$;
- $\Psi_3 = -0,946 - 8,025\alpha_2 + 15,692\alpha_1 + 11,867\alpha_1\alpha_2 + 0,382\alpha_2^2 - 13,198\alpha_1^2$;
- $\Psi_4 = 8,780 - 26,058\alpha_2 + 21,628\alpha_1 + 26,487\alpha_1\alpha_2 + 5,379\alpha_2^2 - 19,967\alpha_1^2$;
- $\gamma = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_e}$;
- σ_{max} é a tensão máxima obtida na amostra;
- σ_e é a tensão de escoamento do material.

O método em si é semi empírico e depende de dados experimentais para serem inseridos nos polinômios interpoladores de forma a se obter o dano. Contudo, para etapas preliminares de projeto, pode ser assumido um caso crítico de forma a se contornar o problema da falta de dados. Como por exemplo assumir que o valor máximo encontrado na amostra é o equivalente ao valor de amplitude de tensão com probabilidade de ocorrência de 1 em 1000. Cabe ressaltar que essa abordagem gera resultados superestimados para o dano causado.

3.7. Avaliação do Dano e da Vida Útil

Até o momento as formulações apresentadas para o cálculo do dano consideraram um espectro de tensões. Mas como visto anteriormente, na vida real, a mesma estrutura está submetida a diversos espectros que dependem de cada altura significativa, período característico e direção de incidência de ondas.

Com os danos calculados segundo os diferentes métodos apresentados e para cada um dos estados de mar obtidos do *scatter* é possível determinar-se o dano total que a estrutura sofrerá em um determinado período de tempo e qual será a vida útil da estrutura com relação a vida em fadiga.

Assumindo-se que cada estado de mar dura um período de três horas, ou seja, 10.800 segundos, podemos inferir que ao longo de um ano têm-se 2920 estados de mar. Além disso, no *scatter* estará presente a probabilidade de ocorrência ou o número de vezes que determinado estado de mar foi observado. Assim, com estas duas informações e os danos calculados para cada estado de mar, obtém-se o dano anual devido à fadiga através da formulação (3.43).

$$D_{anual} = \sum_{i=1}^{2920} D_{estado\ de\ mar\ i} \times p_i \times 2920 \quad (3.43)$$

Onde p_i é a probabilidade de ocorrência do estado de mar i .

Para se determinar a vida útil, em anos, basta utilizar-se a expressão (3.44).

$$Vida \acute{U}til = \frac{1}{D_{anual}} \quad (3.44)$$

3.8. Referência Utilizada para a Comparação

Ao se propor comparar diferentes métodos, desenvolvidos em diferentes épocas e para uma diversidade de aplicações é preciso estabelecer critérios ou referências sólidas para nortearem o processo comparativo não permitindo a comparação com coisas difusas e sem sentido.

Até o momento, foi relatada uma diversidade de métodos para análise espectral de fadiga e para a obtenção de RAOs de tensão. Todos eles, no entanto, já foram comparados, em algum nível, com demais métodos [31, 45, 49 e 56 a 61]. Em todas as referências encontradas os resultados tidos como precisos e que servem como referência são os obtidos através de análises no domínio do tempo.

Em [57] e em [56] são feitas comparações e testes experimentais. Os resultados estão exibidos na Figura 28 e na Figura 29, respectivamente. Na Figura 28 estão exibidos os métodos de Dirlik (DK), o primeiro método de Zhao e Baker (ZB), Rayleigh (NB), Ortiz e Chen (OC), o primeiro método de Benasciutti e Tovo (BT), Wirsching e Light (WL), o método do momento único (LL) e o método $\alpha_{0,75}$ (AL). Enquanto que na Figura 29 estão exibidos os métodos de Dirlik (DK), os dois métodos de Zhao e Baker (ZB1 e ZB2) e o segundo método de Bansiutti e Tovo (TB2).

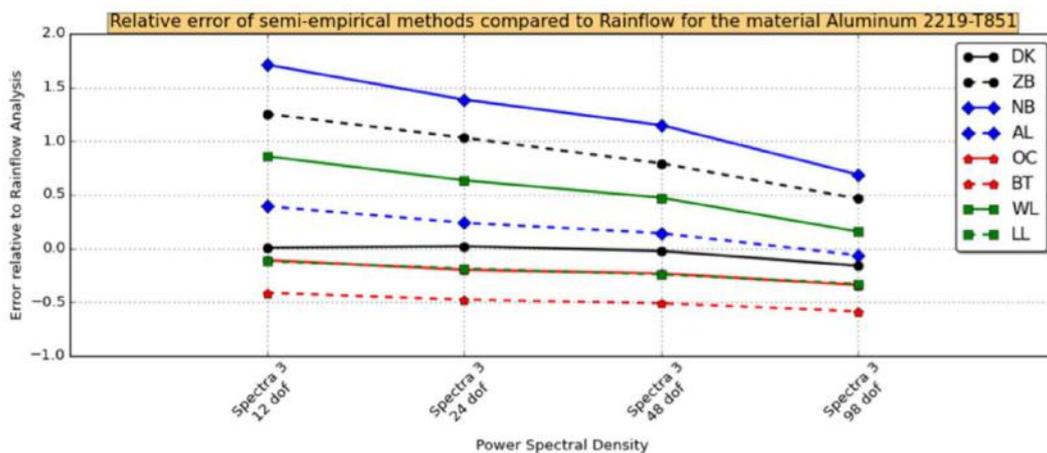


Figura 28: Comparação realizada por Moura et al.[57].

Como se pode observar, em ambos, o método de Dirlik apresentou resultados muito próximos aos experimentais e aos de análise no domínio do tempo. Portanto, realizar comparações tendo como referência o método proposto por Dirlik não infere em erros graves.

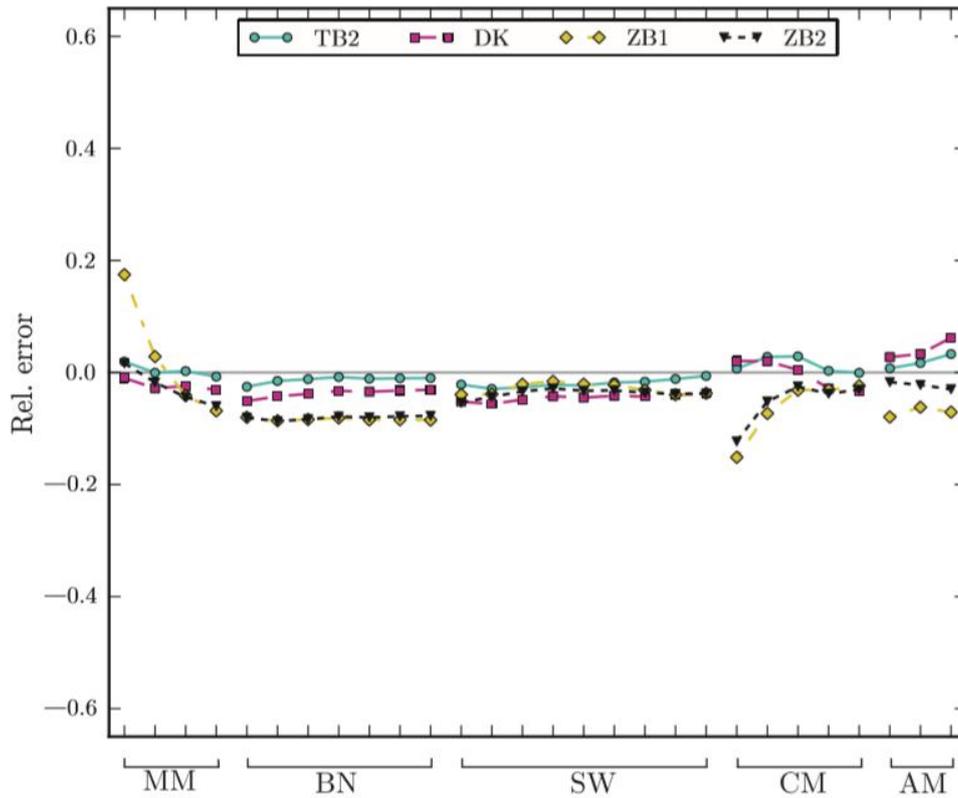


Figura 29: Comparação entre os métodos de análise espectral realizada por Mršnik para diferentes modelos [56].

Cabe ressaltar que nenhuma das comparações entre métodos realizadas comparou tantos métodos ou os comparou sob o resultado de um modelo global. Aliado a isso nenhuma delas utilizou a tensão de von Mises, sem ser modificada, para a obtenção dos RAOs de tensão na estrutura.

4. Estudo de Caso e Análise Comparativa de Métodos

Visando realizar a comparação entre os diferentes métodos proposto foi elaborada uma aplicação prática dos mesmos através de um modelo numérico de uma estrutura offshore característica. Isto é, foi modelada numericamente uma plataforma do tipo semissubmersível similar às em operação em água brasileiras. Tal plataforma foi considerada como tendo sido instalada na região da Bacia de Campos, região demarcada pelo retângulo vermelho na Figura 30.



Figura 30: Bacia de Campos.

4.1. Embarcação Utilizada

Para a realização do estudo foi utilizado um modelo de uma plataforma de produção de petróleo do tipo semissubmersível similar a exibida na Figura 31.



Figura 31: Exemplo do tipo de plataforma utilizado como modelo.

O caso da estrutura modelada pode ser visto na Figura 32.

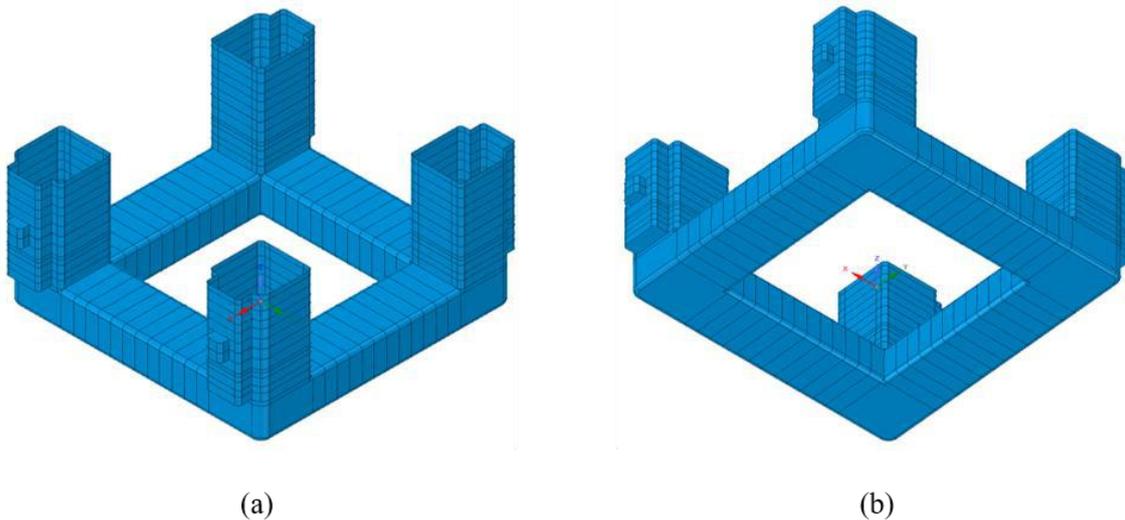


Figura 32: Vistas isométricas do modelo do casco utilizado. (a) foco na parte superior; (b) foco no fundo do modelo.

A embarcação utilizada possui as características exibidas na Tabela 4. Em seu pontoon estão alocados tanques de lastro e de suprimentos – tanques de água potável e de óleo diesel. Nos nódulos, regiões do pontoon abaixo das colunas, estão localizados os paióis de amarras, as salas de bombas e um tanque de lastro. Há ainda tanques de lastro espalhados pelas colunas.

Tabela 4: Características principais da embarcação utilizada.

Características da embarcação utilizada no estudo de caso	
Comprimento	85,000 m
Boca (desconsiderando os blisters)	85,000 m
Calado	27,500 m
Pontal	46,000 m
Altura das colunas	31,300 m
Largura das colunas	17,500 m
Altura do pontoon	12,000 m
Largura do pontoon	17,500 m
Deslocamento	80.213,000 t
Massa do Deckbox	31.168,820 t
Massa de aço estrutural	12.018,370 t
Capacidade de lastro	44.068,600 m ³
Capacidade de óleo diesel	3.138,800 m ³
Capacidade de água potável	3.138,800 m ³

A compartimentação das colunas, dos blisters e do pontoon podem ser vistos na Figura 33.

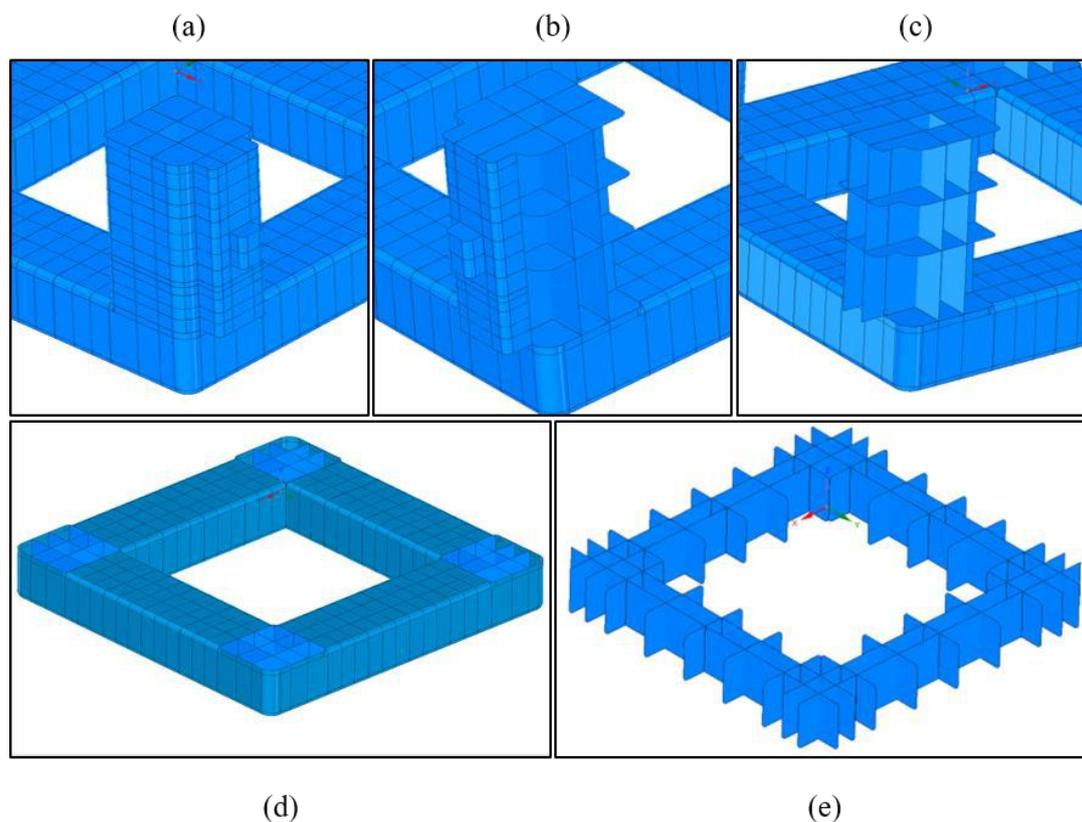


Figura 33: Compartimentação da embarcação. (a) Colunas visão externa. (b) colunas sem o chapeamento. (c) colunas sem chapeamento e sem o chapeamento dos blisters. (d) pontoon visão externa. (e) pontoon sem o chapeamento.

Com relação à topologia estrutural foram utilizados dois tipos de reforçadores. Para os reforçadores ordinários ou simples, foram utilizados perfis HP 280x12 mm espaçados de 625 mm. Estes perfis foram utilizados tanto para os painéis das colunas como os do pontoon, os das anteparas e os dos conveses. No caso dos reforçadores primários ou principais, foram utilizados perfis T 1000x310x12x20 mm. Nos pontoons os reforçadores primários foram colocados fora dos nódulos e espaçados de 4,2 metros entre as anteparas e com o espaçamento medido a partir das anteparas. No caso das colunas, os anéis reforçadores primários foram colocados segundo as alturas exibidas na Tabela 5.

Tabela 5: Altura dos anéis reforçadores primários das colunas.

Nº do reforçador	Altura em relação ao fundo da embarcação (linha de base)
1	14,500 m
2	16,500 m
3	19,000 m
4	21,500 m
5	27,500 m
6	30,500 m
7	36,000 m
8	38,900 m
9	41,800 m

A Figura 34 mostra todos os elementos estruturais visíveis. As linhas de cores diferentes representam onde se encontram as interseções entre elementos. A Figura 35 mostra o esqueleto ou grelha da embarcação utilizada. Ou seja, apenas os reforçadores sem a exibição do chapeamento.

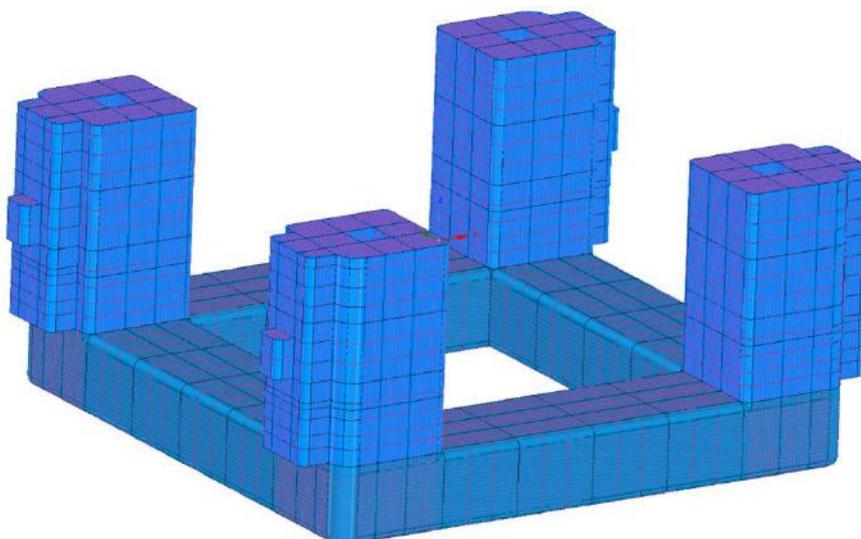


Figura 34: Casco da embarcação exibindo chapeamento e reforçadores.

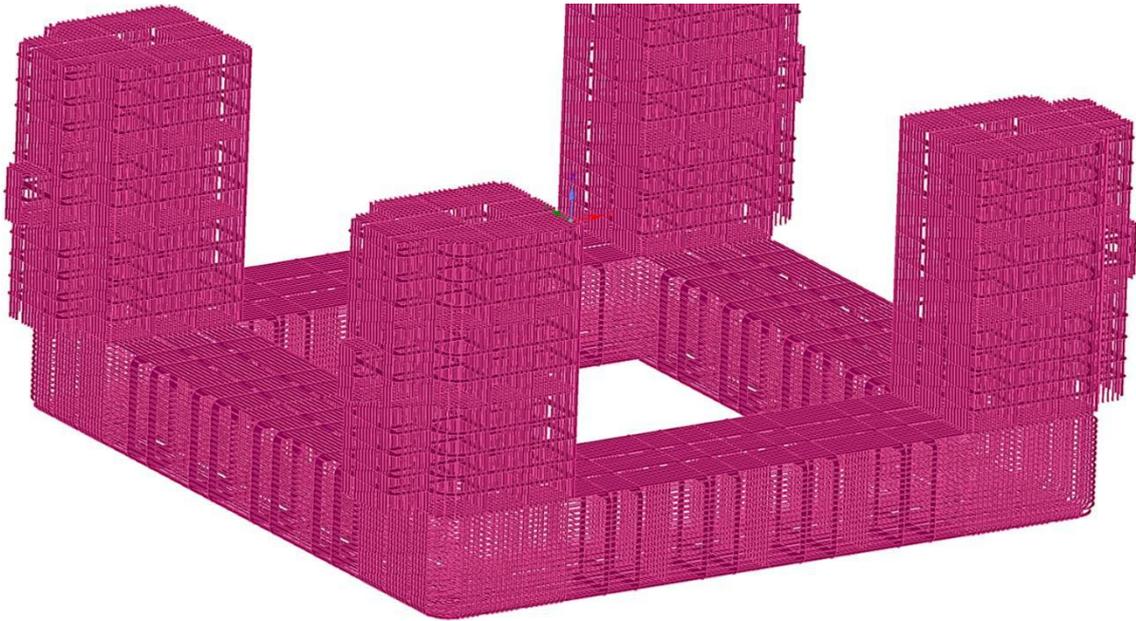


Figura 35: Grelha estrutural da embarcação.

4.2. Modelo Numérico

Como já indicado, para o presente estudo de caso foi utilizado um *software* comercial baseado em elementos finitos para a elaboração do modelo e análises estruturais e hidrodinâmicas necessárias. Neste item serão abordados os processos executados no programa para a realização do estudo de caso.

4.2.1. O Processo de Modelagem

Inicialmente optou-se por desenhar a estrutura e todos os elementos no *software* Inventor2016 da Autodesk. Contudo devido à robustez do modelo que detém mais de 8.000 partes, o processo de importação da geometria para o programa de elementos finitos não ocorreu de forma satisfatória e, portanto, abortou-se a ideia de se utilizar um programa para o desenho da geometria e o mesmo foi realizado no próprio *software* de elementos finitos.

Todos as partes da geometria foram modeladas como sendo superfícies. No caso dos elementos estruturais como reforçadores, foram calculados os perfis de formato barra chata equivalentes que mantivessem a mesma área transversal e inércia. A Tabela 6 mostra as dimensões dos perfis equivalentes adotados.

Tabela 6: Dimensões dos perfis equivalentes.

Perfil	Altura [mm]	Espessura [mm]	Área Transv. [m ²]	Inércia [m ⁴]
HP 280x12	306,1	14,86	0,004548	3,55 x 10 ⁻⁵
T 1000x310x12x20	1.143,3	15,92	0,018200	1,983 x 10 ⁻³

Uma vez modelada a geometria completa criou-se dois arquivos o primeiro contendo todos os elementos estruturais e um com apenas os chapeamentos externos, o casco da plataforma. O primeiro para ser utilizado na análise preliminar para a obtenção das propriedades do casco e na análise estrutural. O segundo a ser utilizado na análise de difração ao se realizar a análise hidrodinâmica.

Utilizou-se o módulo de análise estrutural do *software* comercial para uma análise preliminar com a finalidade de se obter os dados de entrada para a análise hidrodinâmica. Foram colocadas massas pontuais sobre as chapas de fundos dos tanques de lastro, de água potável, de óleo diesel, de esgoto e sobre o topo das colunas foi alocada uma massa pontual com valor equivalente à massa do *deckbox*. De forma a trazer mais realidade ao modelo, foram calculados e alocados os valores das inércias de cada uma das massas das cargas nos tanques, considerando o carregamento de projeto. Além disso, foram alocadas as espessuras correspondentes ou equivalentes para cada parte do modelo estrutural.

O material utilizado para todos os elementos estruturais foi o aço naval cuja classificação, segundo a ABS [62] é DH-36 com as seguintes propriedades exibidas na Tabela 7.

Tabela 7: Propriedades do aço utilizado.

Aço naval de alta resistência grau DH-36	
Módulo de Elasticidade [GPa]	200,000
Tensão de escoamento [MPa]	365,000
Tensão última [MPa]	600,000
Coeficiente de Poisson	0,300
Massa específica [t/m ³]	7,850

Para a realização da análise preliminar é necessária a geração de uma malha. Esta malha não impactará no resultado, sendo apenas uma etapa exigida pelo programa para fornecer os dados desejados. Isto é, gera-se uma malha com elementos triangulares e

quadriláteros e com um baixo grau de refinamento sem importar-se com o tipo de elemento ou grau de refinamento.

Após isso resolve-se o modelo. Como resultado o módulo retornará os valores de massa, posição do centro de gravidade e matriz de inércia do modelo estrutural. Estes dados, retratados na Tabela 8, são os dados de entrada necessários para a análise hidrodinâmica.

Tabela 8: Dados de entrada para o modelo hidrodinâmico.

Dados de entrada para o modelo hidrodinâmico	
Massa total [t]	80213,0000
LCG [m]	0,0000
TCG [m]	0,0000
VCG [m]	1,6208
Matriz de Inércia [t.m²]	$\begin{bmatrix} 96780000 & 15716 & 929270 \\ 15716 & 87035000 & -159230 \\ 929270 & -159230 & 78829000 \end{bmatrix}$

O sistema de referência, para ambos os modelos, encontra-se à meia nau, no plano diametral e na linha d'água como exibido na Figura 36.

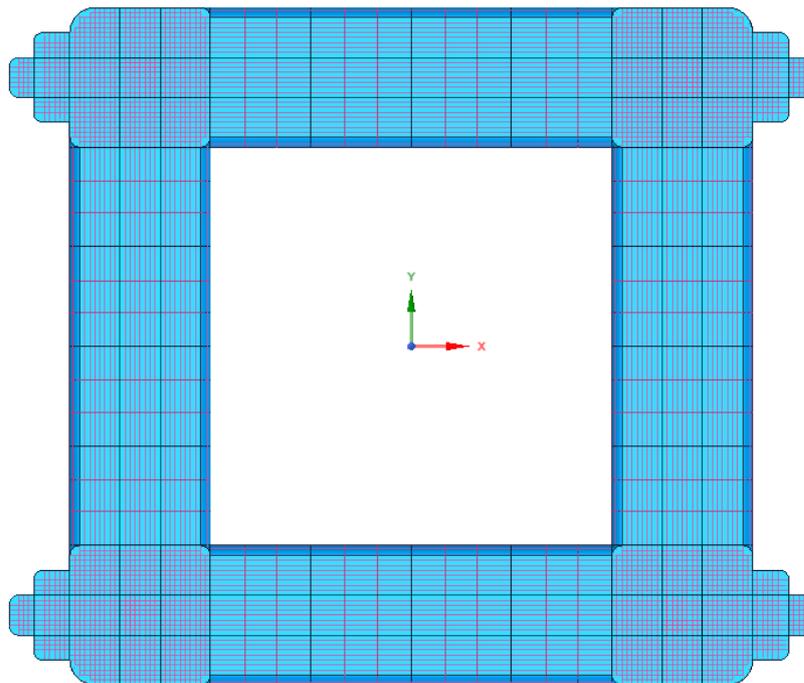


Figura 36: Sistema de referência utilizado no modelo estrutural.

Para a análise hidrodinâmica, imputou-se no programa a geometria do casco da embarcação e uma massa pontual com todos os dados da Tabela 8. É importante notar-se que a geometria deve conter apenas o casco sem nenhum elemento interno. Este módulo do *software* utilizado permite apenas um número limitado de elementos difracionais (30.000 elementos difracionais e 42.000 elementos totais) e os gera para todas as geometrias presentes no modelo que estejam abaixo da linha d'água, independentemente se estas estarão ou não em contato com a água.

Posteriormente à entrada de dados é gerada a malha do modelo. O módulo gera uma malha formada pelos elementos QPPL e TPPL que são elementos de chapa quadriláteros e triangulares, respectivamente, sem espessura, que geram apenas pressões e forças hidrostáticas. A Figura 37 e a Figura 38 mostram os dados utilizados para a geração de malha, a malha gerada e os resultados – número de nós e elementos gerados.

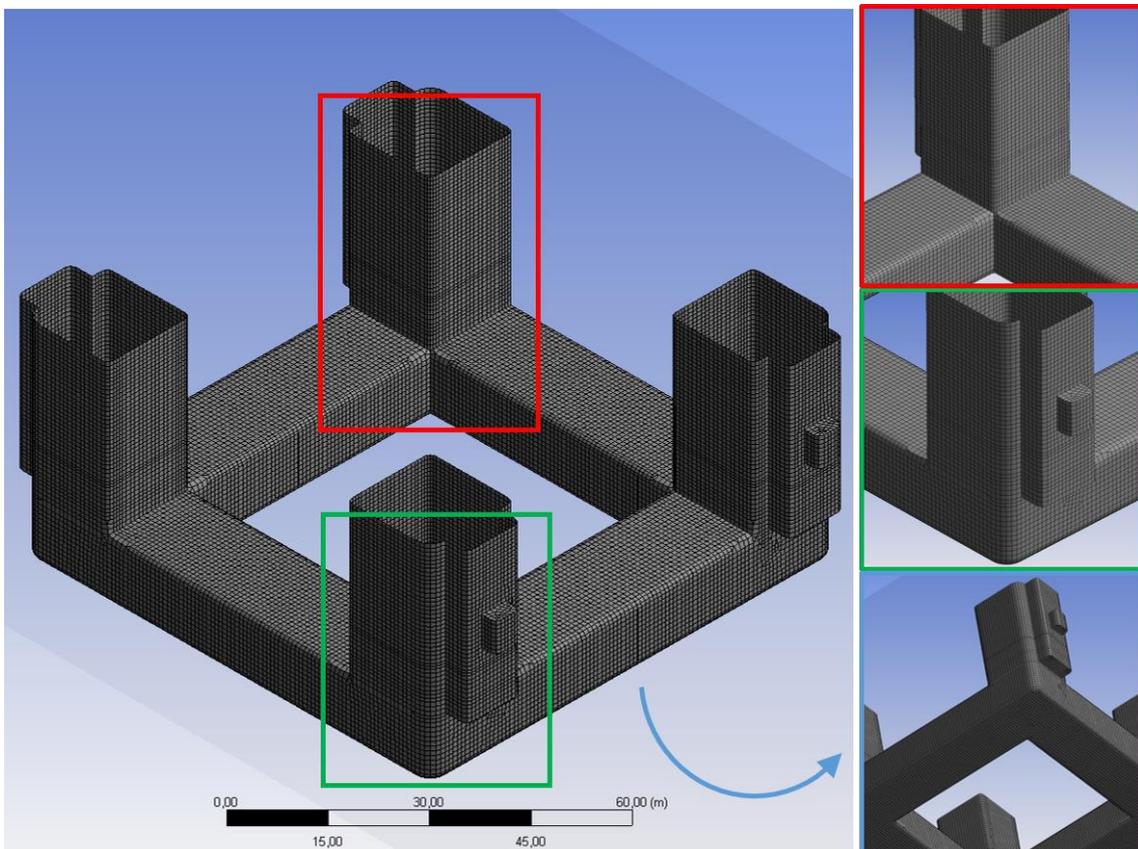


Figura 37: Malha gerada no modelo hidrodinâmico.

Details	
[-] Details of Mesh	
[-] Defaults	
Control Type	Basic Controls
[-] Mesh Parameters	
Defeaturing Tolerance	0,1 m
Maximum Element Size	1,48 m
Maximum Allowed Frequency	0,502 Hz
Meshing Type	Program Controlled
[-] Generated Mesh Information	
Total Nodes	37916
Total Elements	37777
Diffracting Nodes	29738
Diffracting Elements	29583
Line Body Nodes	0
Line Body Elements	0
Field Points	0

Figura 38: Dados de entrada e resultados da malha gerada para o modelo hidrodinâmico.

Com a malha gerada é necessário determinar-se quais serão os carregamentos de ondas e direções. Foram utilizadas ondas regulares de amplitude unitária incidindo de 45° em 45° e com períodos espaçados de 1 em 1 segundo compreendidos entre 4 e 24 segundos. A justificativa para esses carregamentos pode ser vista em 4.3. Feito isto, foi rodado o modelo para que o mesmo calcule as pressões e forças hidrostáticas atuantes em cada um dos elementos a cada fase das ondas regulares geradas.

Terminada a solução, é chegada a hora de importar-se as pressões e forças hidrostáticas para o modelo estrutural. Para isso retornar-se ao módulo de análise estrutural. Nesse momento é necessária ser refeita a malha preocupando-se com o refinamento e quantidade de elementos. Isto é, a malha deve ser a mais refinada possível, porém para que se importe os dados da análise hidrodinâmica, existe um limite de 500.000 nós.

De forma a otimizar a malha possibilitando um refinamento maior nas áreas de interesse sem ultrapassar o limite de nós imposto pelo *software*, utilizou-se uma malha com um refinamento heterogêneo como pode ser percebido na Figura 39, na Figura 40 e na Figura 41. Para a malha foram utilizados elementos triangulares e quadriláteros do tipo SHELL181. Este elemento pode ser visto na Figura 42.

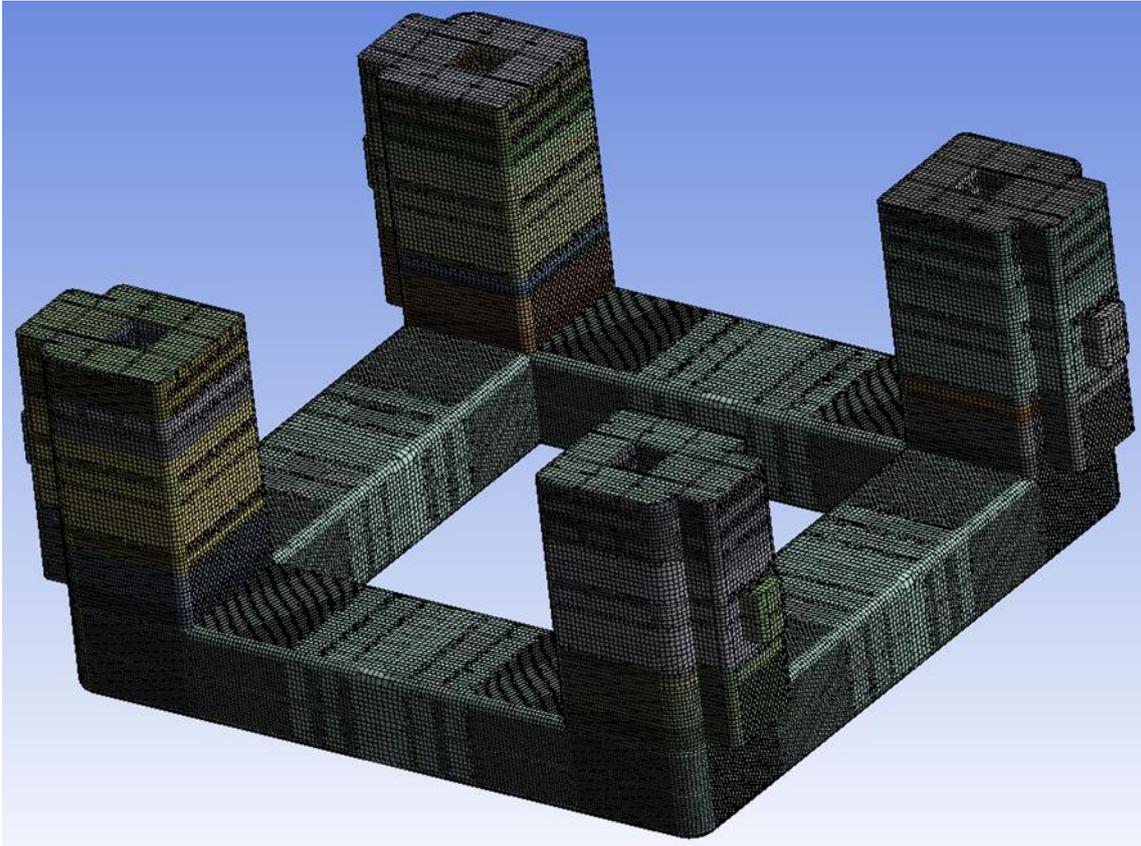


Figura 39: Malha do modelo estrutural.

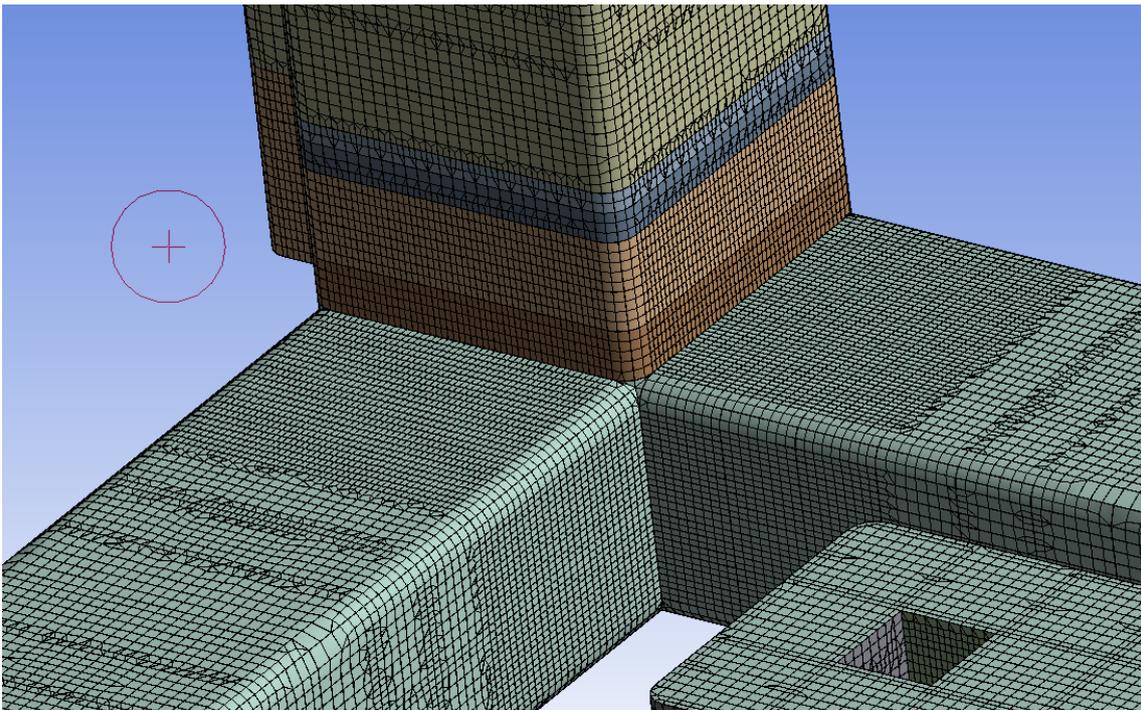


Figura 40: Malha do modelo estrutural.

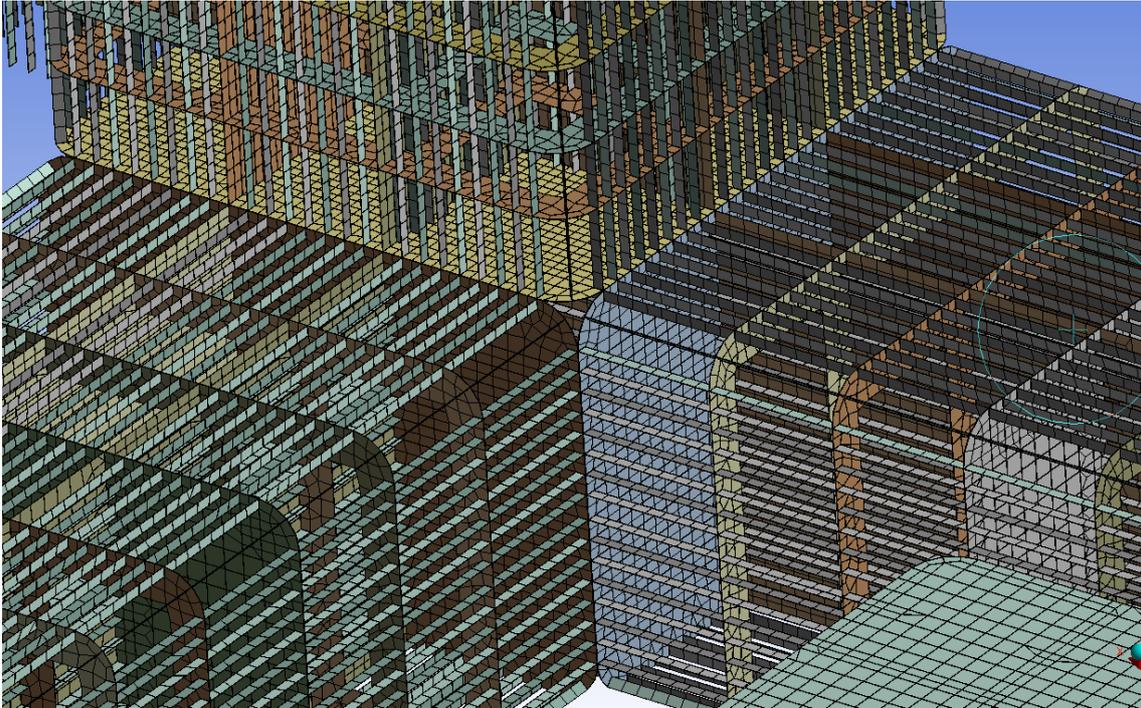


Figura 41: Malha do modelo estrutural.

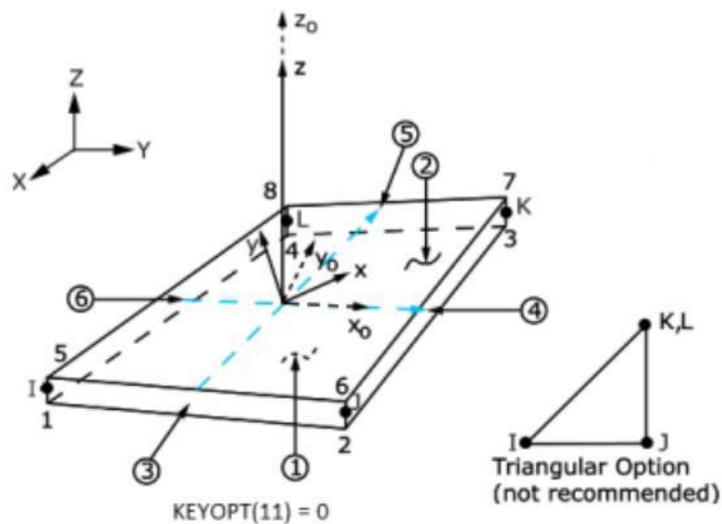


Figura 42: Elemento SHELL181 utilizado.

O elemento SHELL181 possui 4 nós (I, J, K, L), onde os nós K e L coincidem no caso de elementos triangulares. A orientação do elemento é dada pelas direções 1 – direção do segmento de reta que liga o ponto médio do lado LI ao ponto médio do lado JK – e 2 – direção do segmento de reta que liga o ponto médio do lado IJ ao ponto médio do lado KL.

Neste ponto é necessário usar um algoritmo para a importação das pressões e forças hidrodinâmicas. Este algoritmo permite a compatibilização da malha entre os modelos estrutural e hidrodinâmico de forma que os nós onde são calculadas as pressões e forças do modelo hidrodinâmico estejam presentes na malha do modelo estrutural.

Uma vez importados os dados, bastou resolver o modelo e extrair os dados desejados. No caso das tensões de membrana e de flexão que serão exigidas para os cálculos da tensão equivalente e Battelle, as mesmas são fornecidas em função das direções 1 e 2 dos elementos.

Para a realização dos cálculos de RAOs de tensão foram extraídos todos os dados no centro de cada um dos elementos. Contudo, antes da realização de qualquer cálculo, foi realizada uma análise de sensibilidade da malha.

4.2.2. Sensibilidade da Malha

De forma a garantir que a malha estivesse refinada o suficiente a ponto de garantir os resultados mais precisos foram gerados 4 exemplos de malha, cada um com um grau de refinamento.

O primeiro, exibido na Figura 43, foi gerado usando uma malha homogênea do tipo adaptativa com o tamanho do elemento igual a 1,0 metro.

O segundo, exibido na Figura 44, foi gerado usando uma malha homogênea do tipo adaptativa com o tamanho do elemento igual a 0,75 metro.

O terceiro, exibido na Figura 45, foi gerado usando uma malha heterogênea do tipo uniforme com elementos de até 5,0 metros de tamanho em regiões mais afastadas dos nódulos e elementos com até 0,5 metro de tamanho nas regiões dos nódulos.

O quarto, exibido na Figura 46, foi gerado usando uma malha heterogênea do tipo uniforme com elementos de até 5,0 metros de tamanho em regiões mais afastadas dos nódulos, elementos com até 0,5 metro de tamanho nas regiões periféricas dos nódulos e elementos de até 0,1 metro nas regiões centrais dos nódulos.

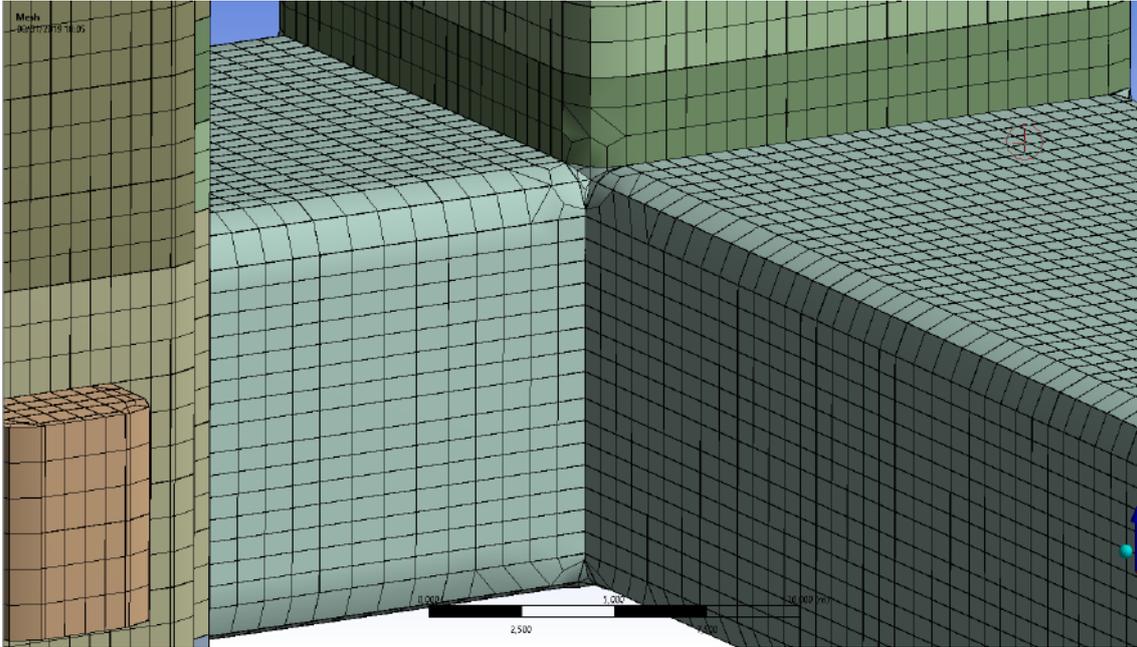


Figura 43: Malha homogênea adaptativa com elemento de 1,0 metro.

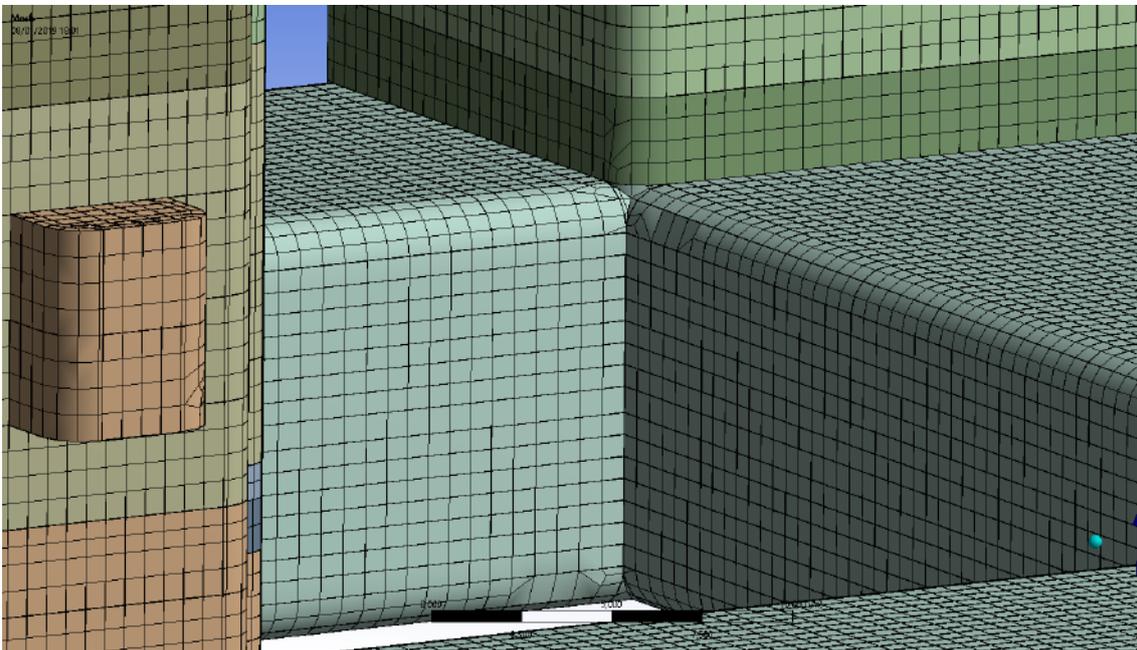


Figura 44: Malha homogênea adaptativa com elemento de 0,75 metro

Este quarto exemplo de malha foi o mais refinado possível que se foi capaz de gerar devidos às limitações impostas tanto pela robustez do modelo como as limitações do *software* e limitações de *hardware* – algumas malhas mais refinadas demandavam mais memória RAM do que as disponíveis em computadores comerciais (64 GBytes).

Para determinar-se qual o nível de menor grau de refinamento aceitável, foram comparados os valores máximos atingidos pela tensão equivalente de von Mises no modelo inteiro e no ponto de união entre o pontoon e a coluna localizada no primeiro quadrante considerando os eixos de referência do modelo estrutural.

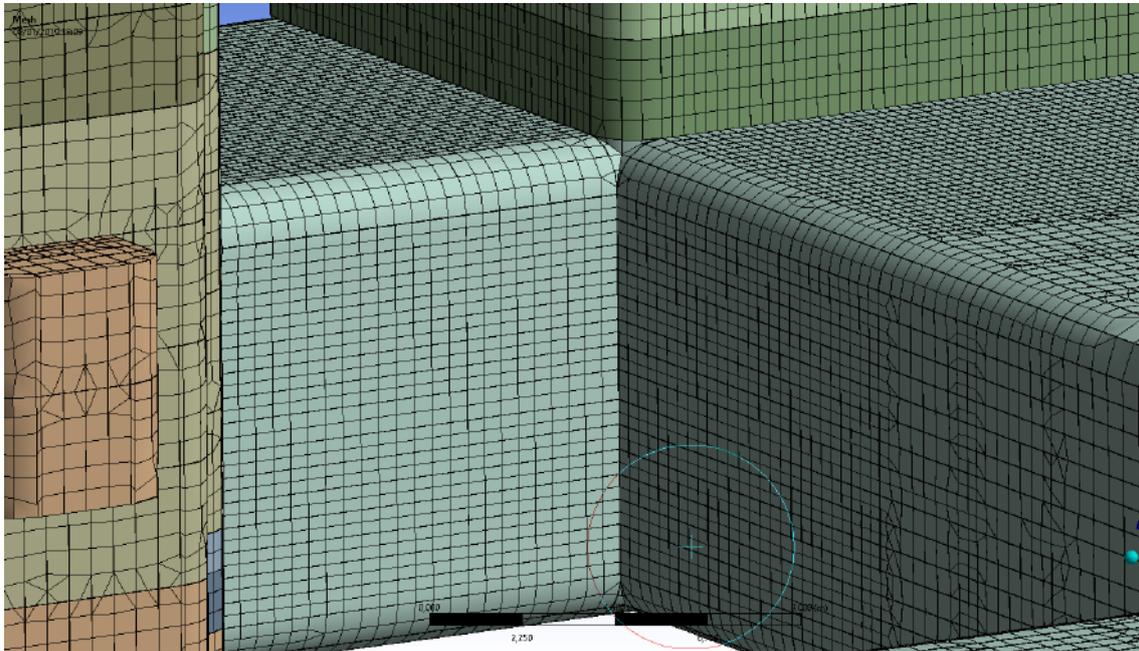


Figura 45: Malha heterogênea uniforme com elementos de 5,0 metro e 0,5 metro.

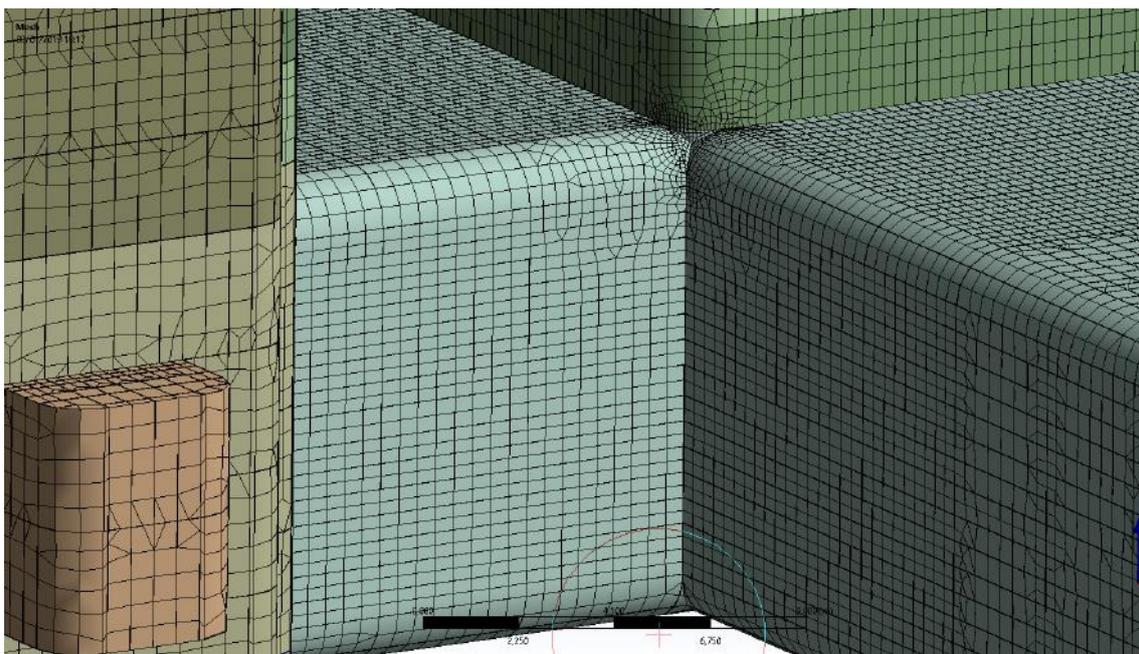


Figura 46: Malha heterogênea uniforme com elementos de 5,0 metro, 0,5 metro e 0,1 metro.

Considerando a malha mais refinada como referência, uma vez que, por limitações computacionais, foi impossível utilizar um maior grau de refinamento, ela foi utilizada

como referência para a mensuração dos erros embutidos nas outras malhas. A malha mais refinada aqui utilizada, não é a mais correta, porém tende a ser a mais precisa entre as analisadas uma vez que a utilização de elementos lineares induz menos erros para regiões planas e sem curvaturas e, nas regiões com presença de curvatura, a adoção de menores elementos permite, também, a maior precisão.

A Tabela 9 traz a comparação entre os valores máximos das tensões equivalentes de von Mises no modelo inteiro e no ponto de união supracitado.

Tabela 9: Comparação entre as tensões achadas para cada uma das malhas utilizadas.

Malha	Max. Global [MPa]	Max. União [MPa]	Variação Global	Variação União
Adap. - 1.0	41,588	41,312	-20.9%	11.1%
Adap. - 0.75	45,831	27,705	-12.8%	-25.5%
Unif. - 5.0 - 0.5 - 0.5	52,372	34,956	-0.4%	-6.0%
Unif. - 5.0 - 0.5 - 0.1	52,562	37,176	0.0%	0.0%

Como pode ser observado, a malha heterogênea uniforme com elementos de 5,0 e 0,5 metros já apresenta resultados satisfatórios. Apesar da variação de 6,0% na tensão equivalente de von Mises na união, os valores absolutos diferem de menos de 3,0 MPa. Portanto, a utilização do terceiro exemplo de malha é indicado.

4.2.3. Regiões de Estudo da Estrutura

Apesar do interesse em analisar-se a fadiga em todo o modelo, a robustez do mesmo implica em requisitos muito elevados de capacidade computacional como processadores e memória que inviabilizam, até a presente data, o uso de computadores considerados normais.

De forma a mitigar este problema foi definida uma região de interesse que fosse a maior possível capaz de se analisar com os recursos disponíveis. A região escolhida pode ser vista na Figura 47. Ela contém 22.658 elementos.

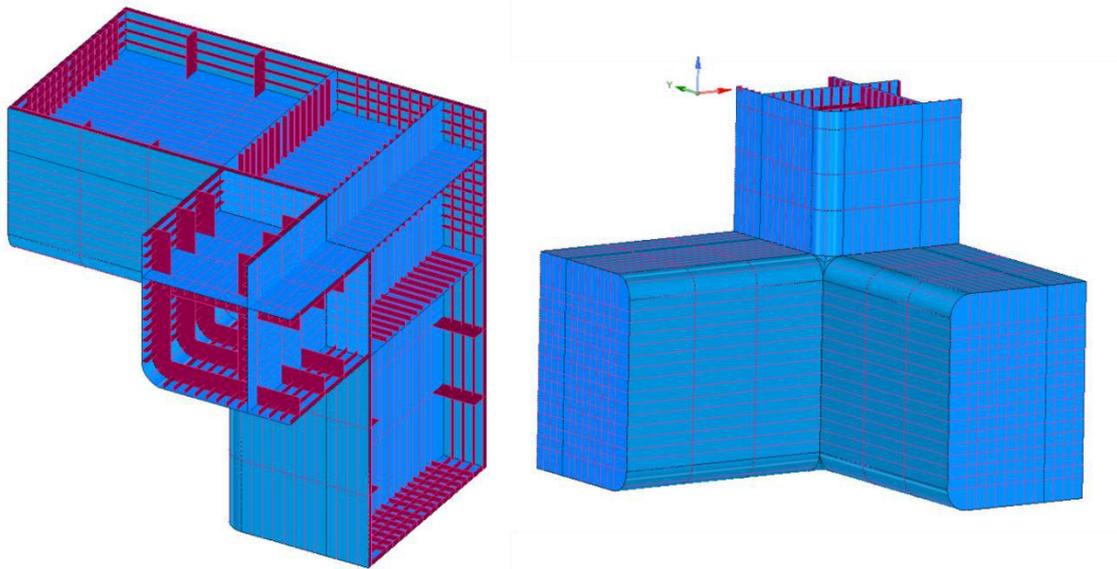


Figura 47: Região de interesse.

4.3. Estados e Espectros de Mar Utilizados

Para o presente estudo de caso, foi utilizado um *scatter* característico da Bacia de Campos. Contudo, foi considerado que todos os estados de mar utilizados possuíam apenas uma direção principal de incidência de ondas. Isto é, não foram considerados estados de mar cuja incidência de ondas tivesse mais de uma direção.

Foram consideradas as direções Norte (0°), Nordeste (-45°), Leste (-90°), Sudeste (-135°), Sul (180°), Sudoeste (135°), Oeste (90°) e Noroeste (45°) para as direções de incidência de ondas. Isto é, direções de 45° em 45° , totalizando oito direções. Os ângulos entre parênteses são referentes ao ângulo entre a direção de incidência das ondas com o eixo x do modelo estrutural. Os *scatters* considerados estão exibidos da Figura 48 até a Figura 55.

Como pode-se notar, não há a ocorrência de estados de mar com períodos superiores a 24 segundos ou inferiores a 4 segundos. Portanto, para a realização da análise hidrodinâmica foi considerada essa faixa de períodos (de 4 a 24 segundos) espaçados de 2 em 2 segundos. Os resultados obtidos foram interpolados para intervalos de 1 em 1 segundo entre a faixa considerada.

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1	
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.0	
0.50	1.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.0	
1.00	1.50	1	1	15	13	10	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	41	10.02	6.29
1.50	2.00	0	0	47	53	34	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	135	33.01	6.44
2.00	2.50	0	0	12	66	47	5	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	133	32.52	6.89
2.50	3.00	0	0	3	26	34	3	3	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	70	17.11	7.28
3.00	3.50	0	0	0	5	18	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	28	6.85	7.64
3.50	4.00	0	0	0	0	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0.49	7.89
4.00	4.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		1	1	77	163	144	15	6	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	409		
% Tp1		0.24	0.24	18.83	39.85	35.21	3.67	1.47	0.49	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			
Mean Hs1		1.13	1.46	1.77	2.13	2.33	2.74	2.63	2.06	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			

Figura 48: Estados de mar com ondas incidência de 0° (vindo de Norte).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1	
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.0	
0.50	1.00	0	0	0	5	7	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	13	1.17	7.20
1.00	1.50	0	5	41	60	105	30	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	243	21.83	7.01
1.50	2.00	0	0	69	135	129	65	30	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	429	38.54	7.19
2.00	2.50	0	0	11	72	144	49	11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	287	25.79	7.44
2.50	3.00	0	0	0	14	68	19	5	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	108	9.7	7.78
3.00	3.50	0	0	0	4	8	13	2	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	28	2.52	8.11
3.50	4.00	0	0	0	0	1	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4	0.36	8.27
4.00	4.50	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0.09	8.61
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	5	121	290	462	181	49	2	0	3	0	0	0	0	0	0	0	0	1113		
% Tp1		0	0.45	10.87	26.06	41.51	16.26	4.4	0.18	0	0.27	0	0	0	0	0	0	0	0			
Mean Hs1		0	1.26	1.62	1.83	1.96	2.07	2.02	1.38	0	2.93	0	0	0	0	0	0	0	0			

Figura 49: Estados de mar com ondas incidência de -45° (vindo de Nordeste).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1	
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.50	1.00	0	0	0	7	9	1	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	18	1.79	7.34
1.00	1.50	0	0	8	40	101	73	17	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	244	24.33	7.82
1.50	2.00	0	0	8	54	126	114	38	6	3	0	0	1	0	0	0	0	0	0	350	34.9	7.99
2.00	2.50	0	0	1	15	67	89	49	8	5	0	0	2	0	0	0	0	0	0	236	23.53	8.50
2.50	3.00	0	0	0	4	27	46	32	4	2	0	1	2	0	0	0	0	0	0	118	11.76	8.75
3.00	3.50	0	0	0	1	6	12	7	2	0	2	2	1	0	0	0	0	0	0	33	3.29	9.29
3.50	4.00	0	0	0	0	0	1	1	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	4	0.4	11.67
4.00	4.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	0	17	121	336	336	144	26	10	2	3	8	0	0	0	0	0	0	1003		
% Tp1		0	0	1.69	12.06	33.5	33.5	14.36	2.59	1	0.2	0.3	0.8	0	0	0	0	0	0			
Mean Hs1		0	0	1.48	1.66	1.78	1.97	2.16	2.09	2.17	3.14	2.96	2.89	0	0	0	0	0	0			

Figura 50: Estados de mar com ondas incidência de -90° (vindo de Leste).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20			
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.50	1.00	0	0	1	4	7	1	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	15	1.48	7.62
1.00	1.50	0	0	0	9	53	62	37	28	26	7	0	0	0	0	0	0	0	222	21.87	9.06
1.50	2.00	0	1	0	9	30	57	74	41	37	13	9	0	0	0	0	0	0	271	26.7	9.68
2.00	2.50	0	0	0	6	29	40	67	46	26	3	4	2	0	0	0	0	0	223	21.97	9.58
2.50	3.00	0	0	0	0	9	35	32	39	27	7	8	5	2	0	0	0	0	164	16.16	10.29
3.00	3.50	0	0	0	0	2	14	14	25	13	4	1	4	1	0	1	0	0	79	7.78	10.53
3.50	4.00	0	0	0	0	1	5	5	6	3	3	1	3	2	0	0	0	0	29	2.86	11.01
4.00	4.50	0	0	0	0	0	1	1	4	1	2	0	1	0	0	0	0	0	10	0.99	11.14
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	2	0.2	13.3
5.00	5.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5.50	6.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6.00	6.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6.50	7.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	1	1	28	131	215	230	191	133	39	25	15	5	0	1	0	0	1015		
% Tp1		0	0.1	0.1	2.76	12.91	21.18	22.66	18.82	13.1	3.84	2.46	1.48	0.49	0	0.1	0	0			
Mean Hs1		0	1.57	0.85	1.56	1.70	2.01	2.11	2.33	2.17	2.35	2.48	3.10	3.22	0	3.46	0	0			

Figura 51: Estados de mar com ondas incidência de -135° (vindo de Sudeste).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20			
0.00	0.50	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0.06	8.90
0.50	1.00	0	0	0	0	1	6	1	4	3	0	0	0	0	0	0	0	0	15	0.96	9.63
1.00	1.50	0	0	0	2	27	45	61	54	34	6	2	0	2	0	0	0	0	233	14.94	9.73
1.50	2.00	0	0	0	5	21	64	119	110	69	45	6	4	0	0	2	0	0	445	28.53	10.22
2.00	2.50	0	0	0	5	15	29	65	107	114	72	19	7	3	1	0	0	0	437	28.01	10.88
2.50	3.00	0	0	0	2	6	12	20	55	69	44	20	7	1	1	0	0	0	237	15.19	11.26
3.00	3.50	0	0	0	0	2	12	13	13	27	24	9	4	4	0	0	0	0	108	6.92	11.34
3.50	4.00	0	0	0	0	0	5	2	7	17	13	2	2	2	0	0	0	0	50	3.21	11.58
4.00	4.50	0	0	0	0	0	1	0	4	5	4	2	2	2	0	0	0	0	20	1.28	12.21
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	2	0	3	2	0	3	0	0	0	0	10	0.64	13.12
5.00	5.50	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	0	1	0	0	0	0	3	0.19	13.67
5.50	6.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	1	0.06	13.84
6.00	6.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6.50	7.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	0	0	14	72	175	281	356	339	211	64	26	18	2	2	0	0	1560		
% Tp1		0	0	0	0.9	4.62	11.22	18.01	22.82	21.73	13.53	4.1	1.67	1.15	0.13	0.13	0	0			
Mean Hs1		0	0	0	2.02	1.80	1.91	1.91	2.12	2.33	2.50	2.74	2.77	3.35	2.35	1.77	0	0			

Figura 52: Estados de mar com ondas incidência de 180° (vindo de Sul).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20			
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.50	1.00	0	0	0	2	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	3	0.34	7.78
1.00	1.50	0	0	3	0	4	10	16	9	14	3	1	0	1	0	0	0	0	61	6.94	9.89
1.50	2.00	0	0	0	6	13	21	28	37	21	5	2	0	0	0	0	0	0	133	15.13	9.78
2.00	2.50	0	0	0	6	12	24	39	56	40	22	8	0	0	0	0	0	0	207	23.55	10.30
2.50	3.00	0	0	0	1	2	13	31	49	43	33	8	1	0	0	0	0	0	181	20.59	10.84
3.00	3.50	0	0	0	0	4	14	18	23	37	22	12	4	5	0	0	0	0	139	15.81	11.22
3.50	4.00	0	0	0	0	1	0	13	15	13	19	15	2	1	0	1	0	0	80	9.1	11.70
4.00	4.50	0	0	0	0	0	0	7	4	5	11	11	6	1	0	0	0	0	45	5.12	12.26
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	1	4	2	6	3	3	1	0	0	0	0	20	2.28	12.48
5.00	5.50	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	3	1	0	0	0	0	0	7	0.8	12.77
5.50	6.00	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0.11	11.13
6.00	6.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	2	0.23	13.48
6.50	7.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	0	3	15	36	82	153	199	177	122	65	17	9	0	1	0	0	879		
% Tp1		0	0	0.34	1.71	4.1	9.33	17.41	22.64	20.14	13.88	7.39	1.93	1.02	0	0.11	0	0			
Mean Hs1		0	0	1.35	1.89	2.13	2.27	2.53	2.56	2.67	3.10	3.53	4.01	3.40	0	3.78	0	0			

Figura 53: Estados de mar com ondas incidência de 135° (vindo de Sudoeste).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1	
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
0.50	1.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
1.00	1.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
1.50	2.00	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	50	7.37
2.00	2.50	0	0	0	0	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	50	7.72	
2.50	3.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	8	
3.00	3.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
3.50	4.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
4.00	4.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
Ocorr. Tp1		0	0	0	0	3	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4			
% Tp1		0	0	0	0	75	25	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0				
Mean Hs1		0	0	0	0	1.98	2.12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0				

Figura 54: Estados de mar com ondas incidência de 90° (vindo de Oeste).

Hs1	Tp1 >	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	Ocorr. Hs1	% Hs1	Mean Tp1
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20			
0.00	0.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.50	1.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1.00	1.50	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	25	7.70
1.50	2.00	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	25	5.99
2.00	2.50	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	25	6.13
2.50	3.00	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	25	8.00
3.00	3.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3.50	4.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.00	4.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.50	5.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ocorr. Tp1		0	0	1	1	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4		
% Tp1		0	0	25	25	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			
Mean Hs1		0	0	1.62	2.17	2.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			

Figura 55: Estados de mar com ondas incidência de 45° (vindo de Noroeste).

De posse de todos os estados de mar, suas direções e a quantidade de ocorrências que tiveram, foi possível calcular a probabilidade de ocorrência de cada um deles ao simplesmente dividir o número de ocorrências que cada estado de mar pela soma do número de ocorrência de todos os estados de mar.

Os 331 estados de mar supracitados foram utilizados para a geração de 331 espectros segundo a formulação do espectro modificado de JONSWAP explicitado em 2.3.3. Os espectros estão representados por direção de incidência da Figura 56 até a Figura 63.

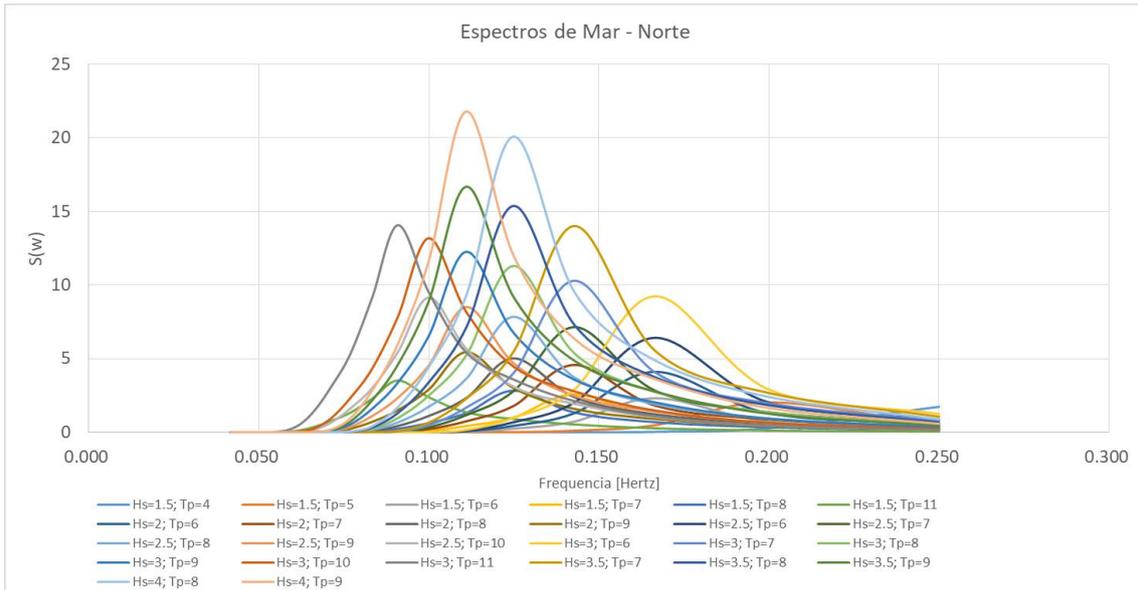


Figura 56: Espectros de mar utilizados para direção 0° de incidência.

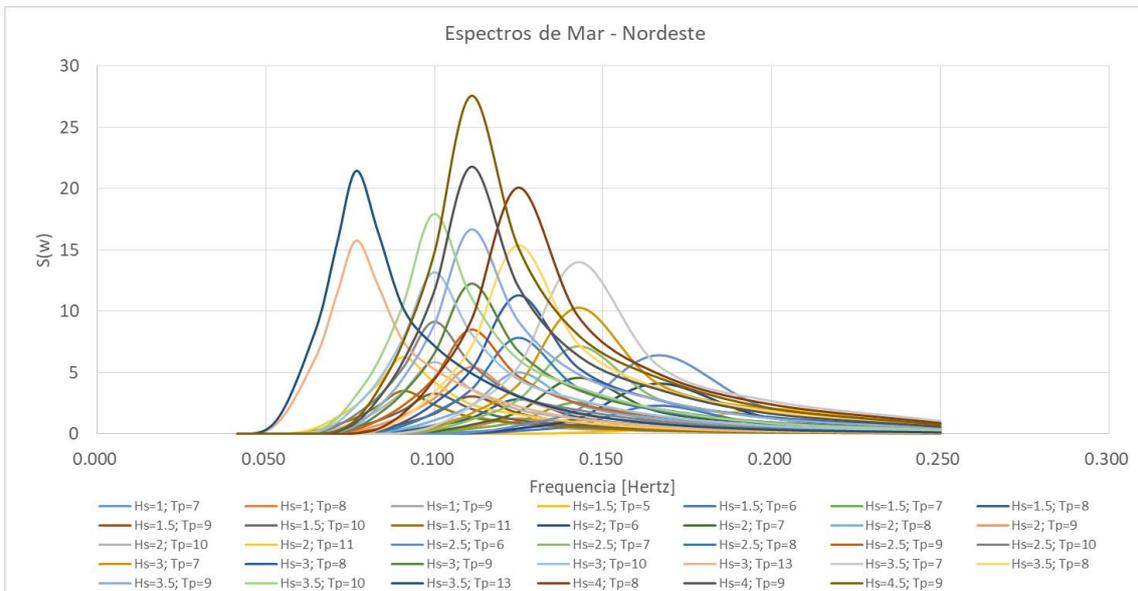


Figura 57: Espectros de mar utilizados para direção -45° de incidência.

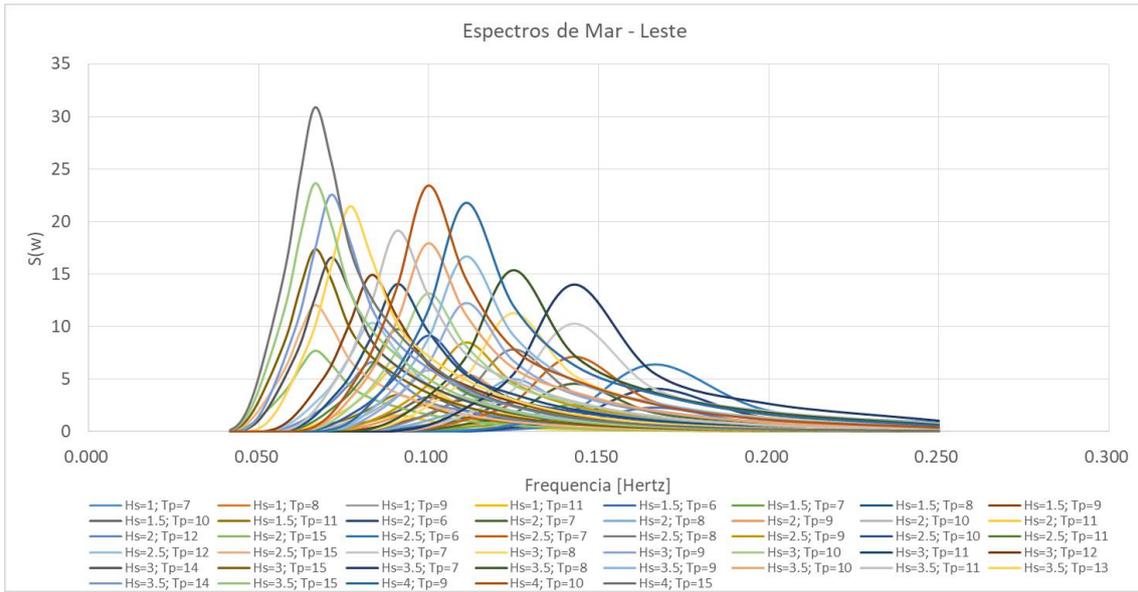


Figura 58: Espectros de mar utilizados para direção -90° de incidência.

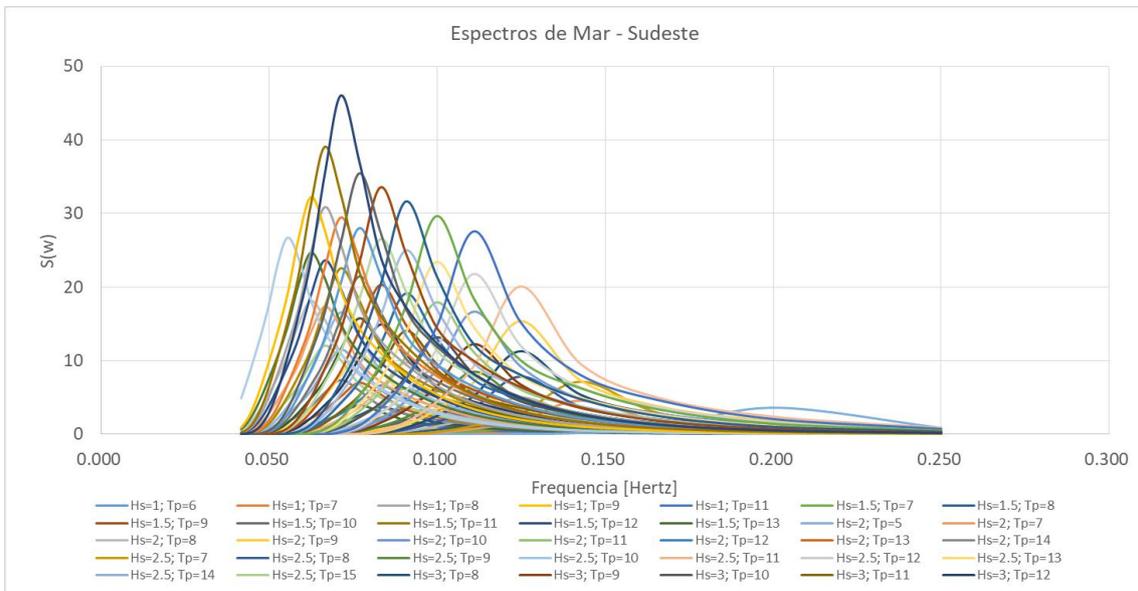


Figura 59: Espectros de mar utilizados para direção -135° de incidência.

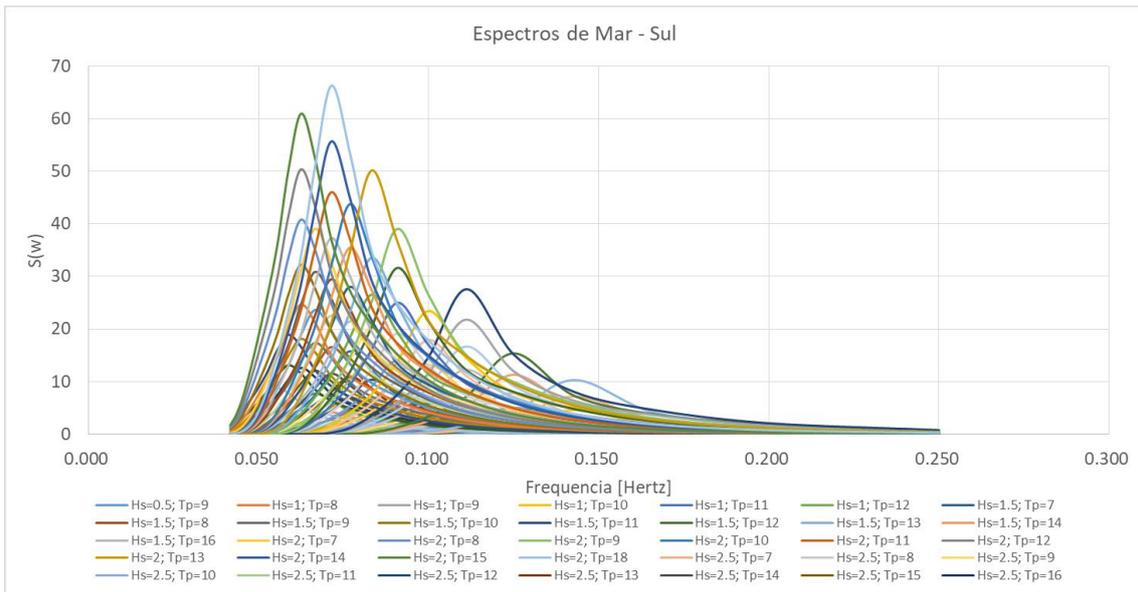


Figura 60: Espectros de mar utilizados para direção 180° de incidência.

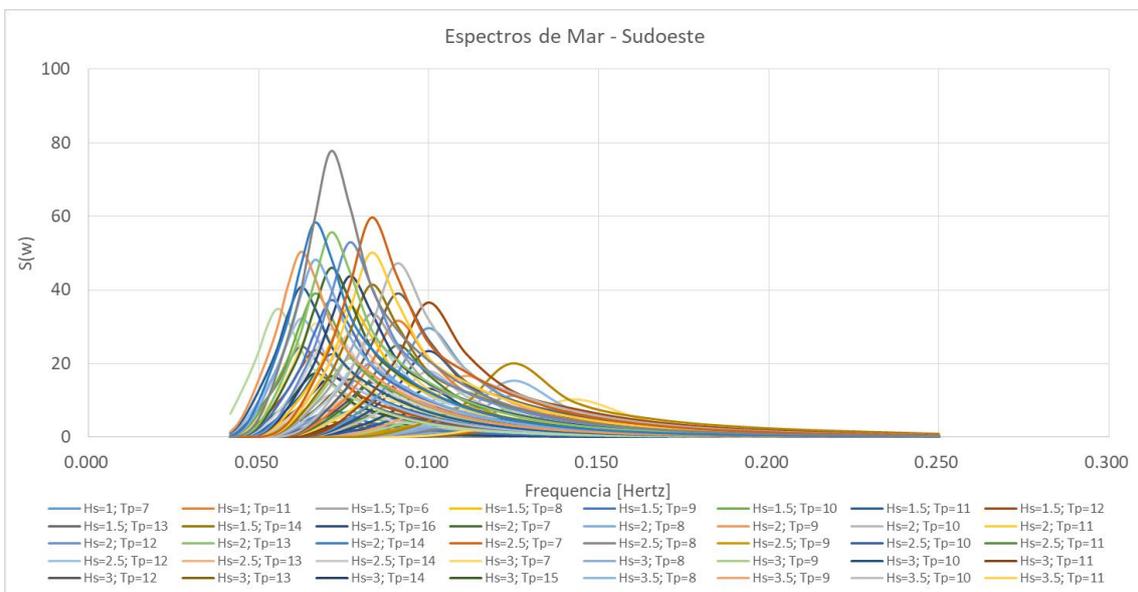


Figura 61: Espectros de mar utilizados para direção 135° de incidência.

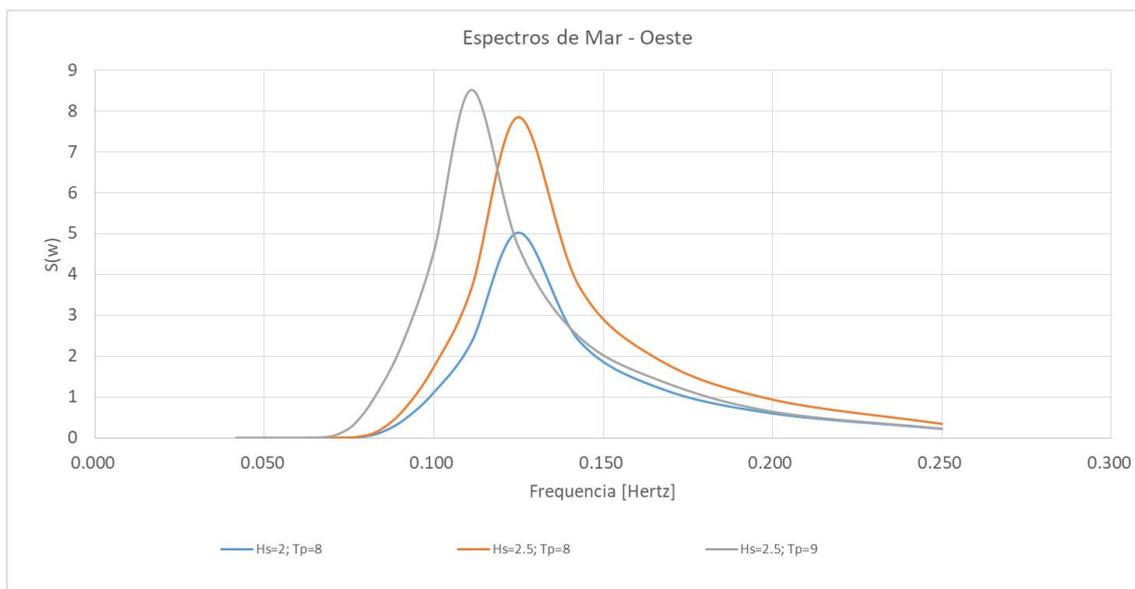


Figura 62: Espectros de mar utilizados para direção 90° de incidência.

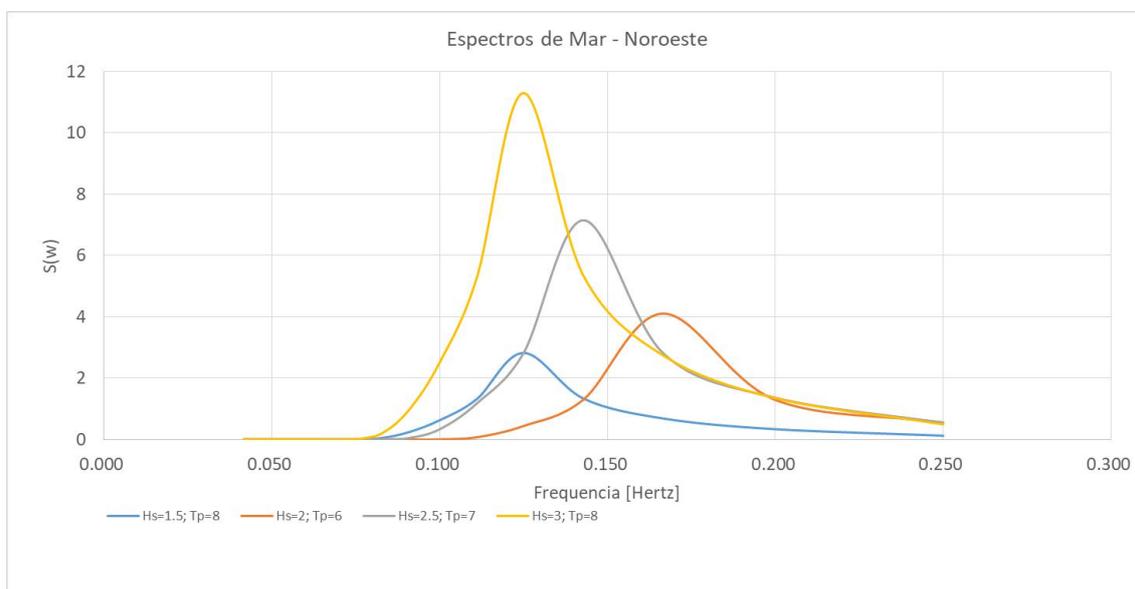


Figura 63: Espectros de mar utilizados para direção 45° de incidência.

4.4. RAOs de Tensão Obtidos

Como dito anteriormente, a área de interesse do modelo estudado conta com 22.658 elementos. Para cada um deles foram calculados os RAOs de tensão utilizando a tensão equivalente de von Mises e a tensão estrutural equivalente de Battelle e suas seis variedades (de acordo com a função de correlação utilizada). Todos os RAOs foram calculados para o ponto central dos elementos, gerando uma correlação de um para um, isto é, sete curvas RAOs de tensão (uma gerada por Mises e seis geradas por Battelle) para cada elemento para cada direção de incidência de onda considerada. Ou seja, cada

elemento gerou 49 curvas de RAOs de tensão para a faixa de 4 a 24 segundos de período característico, totalizando 1.110.242 curvas de RAOs de tensão.

Devido à dimensão dos números envolvidos, se torna inviável a reprodução gráfica e em um número de páginas razoável para o presente trabalho a exposição de todos os RAOs calculados. À título de ilustração da diferença envolvida entre as duas metodologias para o cálculo do RAO de tensão, foram selecionados três elementos para serem exibidos. Esses elementos estão localizados em um dos reforçadores primários do pontoon, no chapeamento do pontoon e no chapeamento da coluna. Sua localização pode ser vista na Figura 64. Os RAOs de tensão para a direção de incidência de 180° (ondas vindas de Sul) estão exibidos da Figura 65 até a Figura 67.

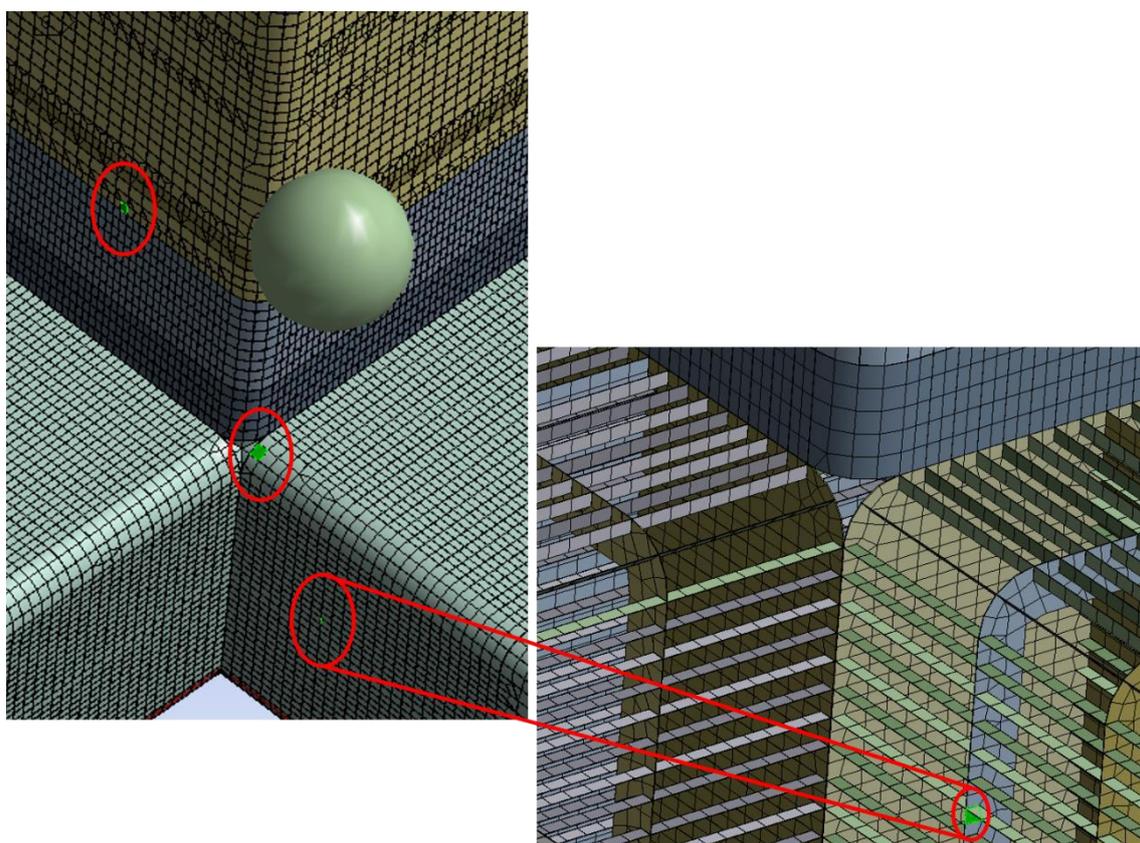


Figura 64: Elementos selecionados para exibição dos RAOs de tensão.

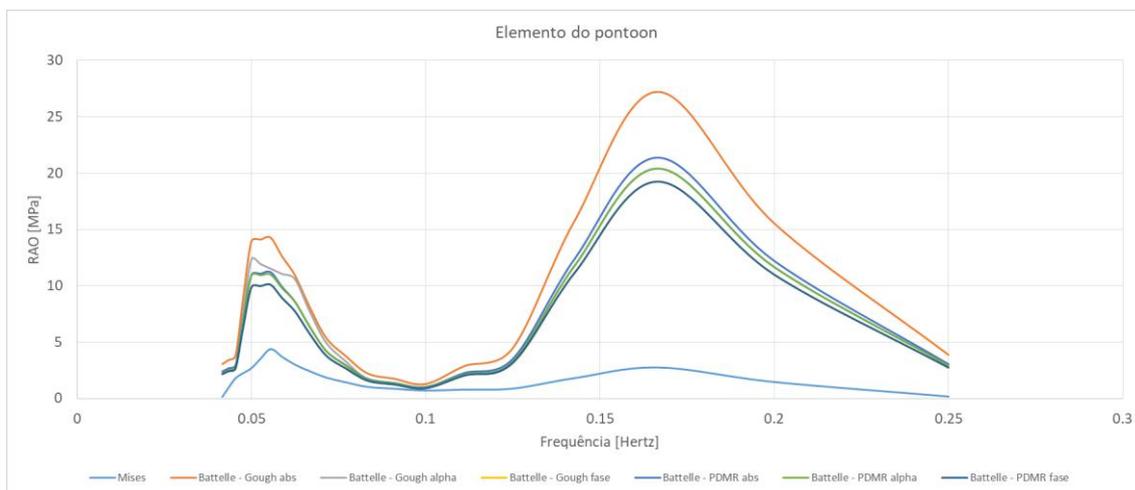


Figura 65: RAOs de tensão obtidos para o elemento selecionado do pontoon para incidência de ondas vindo do Sul.

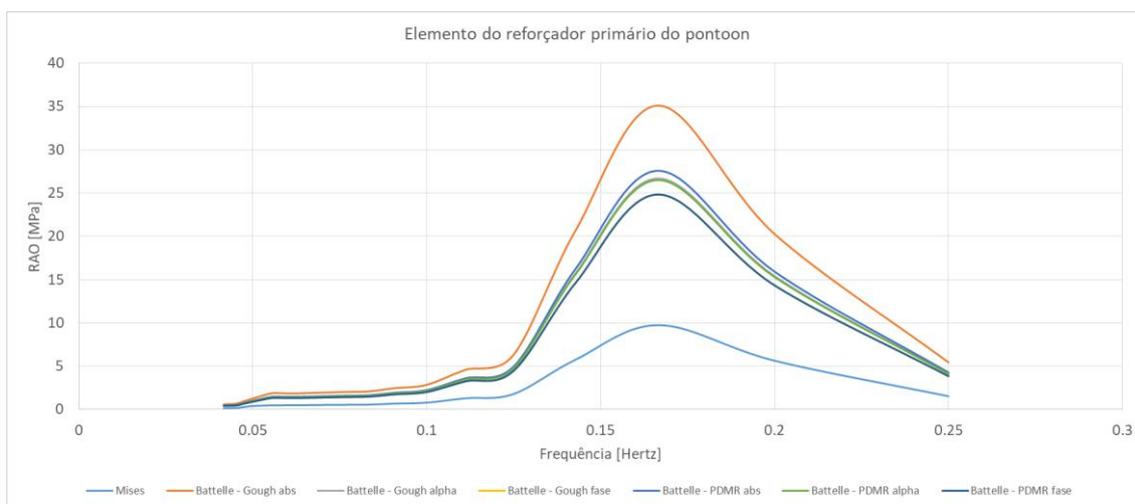


Figura 66: RAOs de tensão obtidos para o elemento selecionado do reforçador primário do pontoon para incidência de ondas vindo do Sul.

Apenas pelas curvas de RAOs de tensão exibidas é fácil perceber a diferença de dano que será observada, para um mesmo elemento e um mesmo método de análise espectral, apenas devido à formulação para a obtenção do RAO de tensão. É notório como a utilização da tensão equivalente de von Mises retorna valores bem abaixo dos valores retornados por Battelle. Somado a isso, o próprio método de Battelle, dependendo das funções de correlações utilizadas retorna valores consideravelmente distintos como já era esperado e demonstrado por Healy [31].

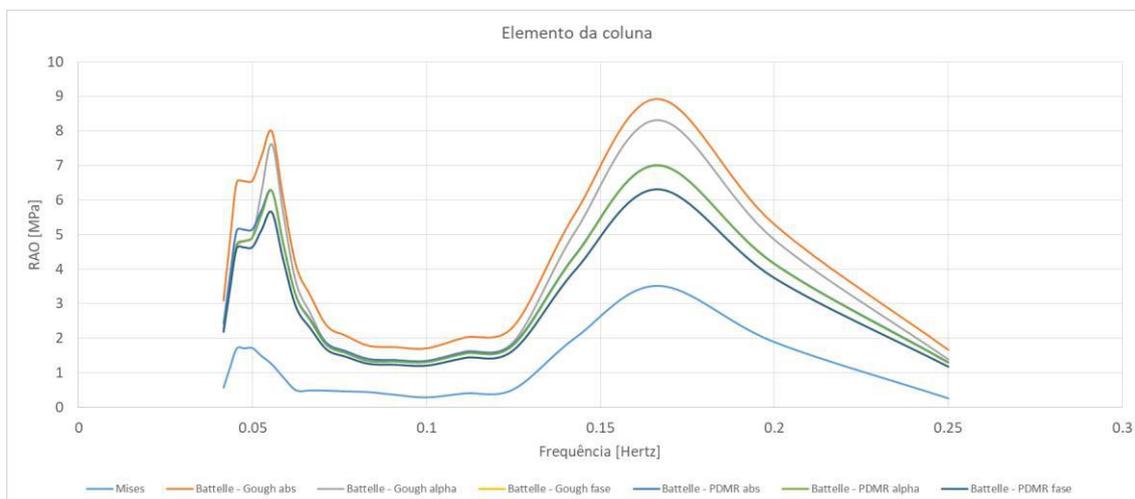


Figura 67: RAOs de tensão obtidos para o elemento selecionado da coluna para incidência de ondas vindo do Sul.

Contudo, apesar da discrepância já reportada, é notório como o comportamento de todas as curvas de RAOs para um dado elemento possuem forma semelhantes. Portanto, isso já indica que a utilização do RAO de tensão gerado por Mises pode ser utilizada desde que com objetivos de identificar regiões suscetíveis à fadiga qualitativamente.

4.5. Espectros de Tensão Obtidos

De posse dos RAOs e dos espectros de mar, foram calculados os espectros de tensão da região de interesse através do produto entre o valor da densidade de energia de um dado espectro para uma determinada frequência e o quadrado do valor do RAO para a mesma frequência e direção de incidência do espectro analisado.

Como resultado obteve-se 16.219 espectros de tensão para cada um dos elementos analisados, totalizando 367.490.102 espectros de tensão para a região de interesse. Como se pode perceber, a ilustração de todos os espectros gerados é inviável no presente trabalho e a comparação entre os espectros não é o foco do presente estudo. Portanto, da Figura 68 até a Figura 88, estão exibidos os espectros de tensão dos elementos selecionados no item 4.4 para a exibição dos RAOs para incidência de ondas oriundas de Sul. Os espectros são para os estados de mar da direção de 180°.

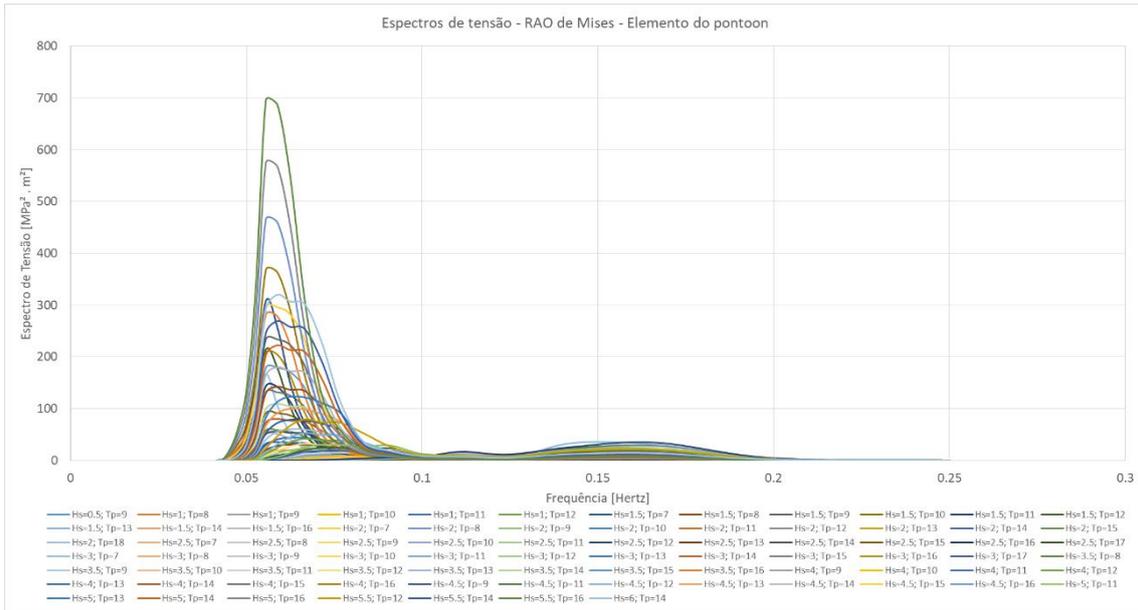


Figura 68: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Mises.

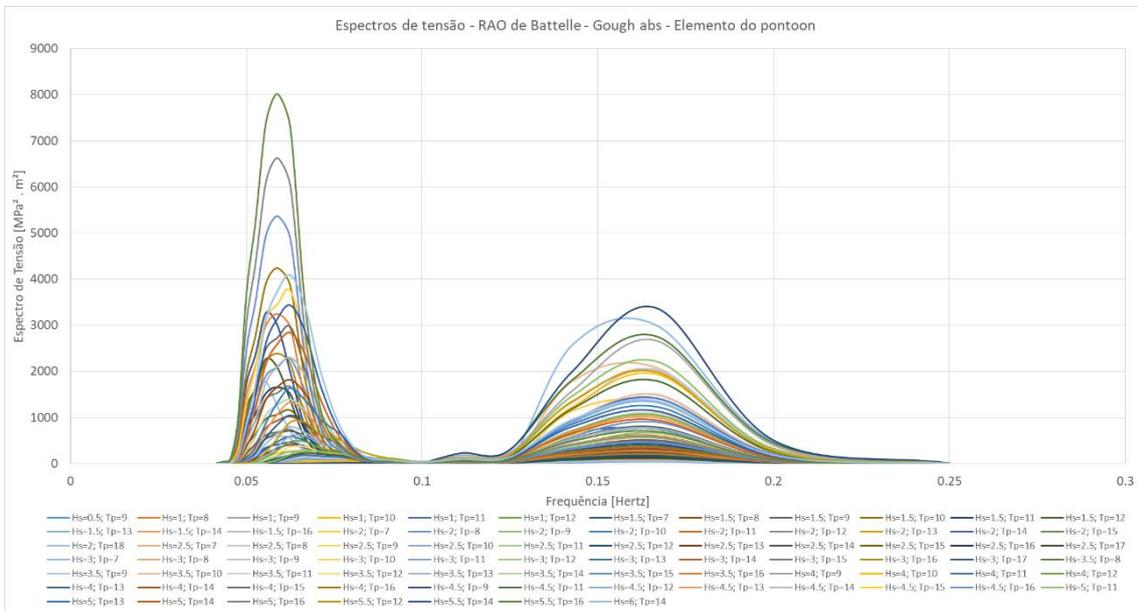


Figura 69: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase e de razão entre as tensões.

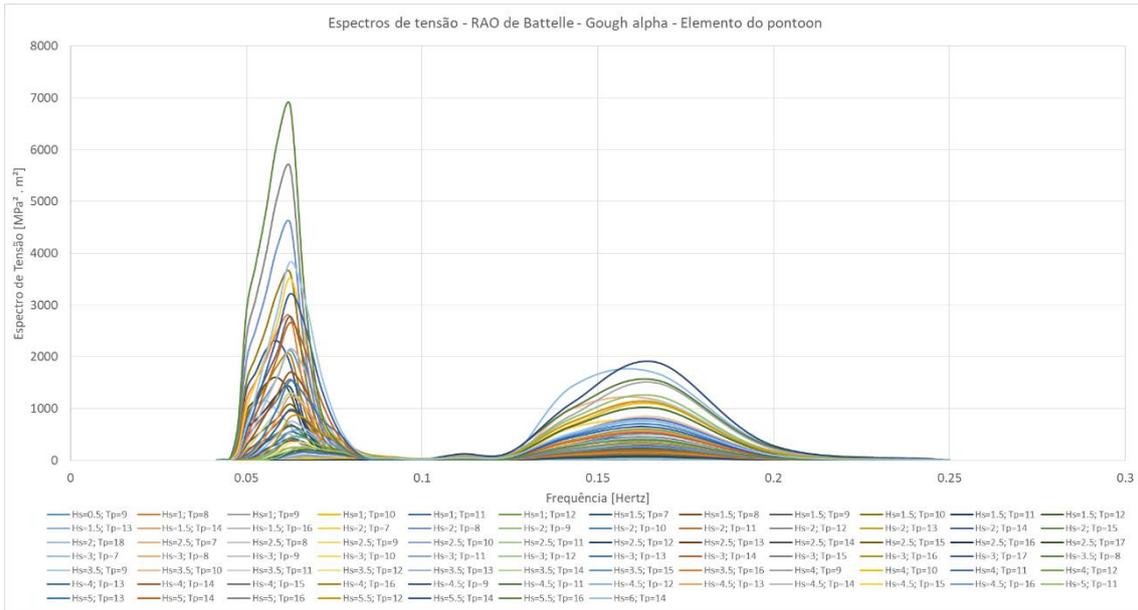


Figura 70: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase entre as tensões.

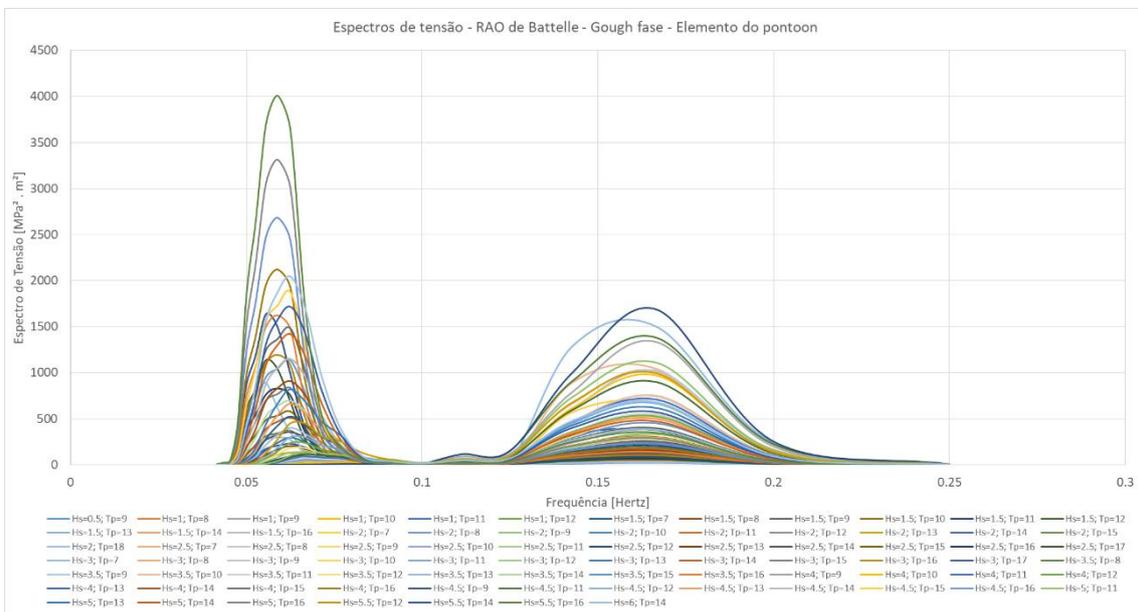


Figura 71: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough considerando fase e razão entre as tensões.

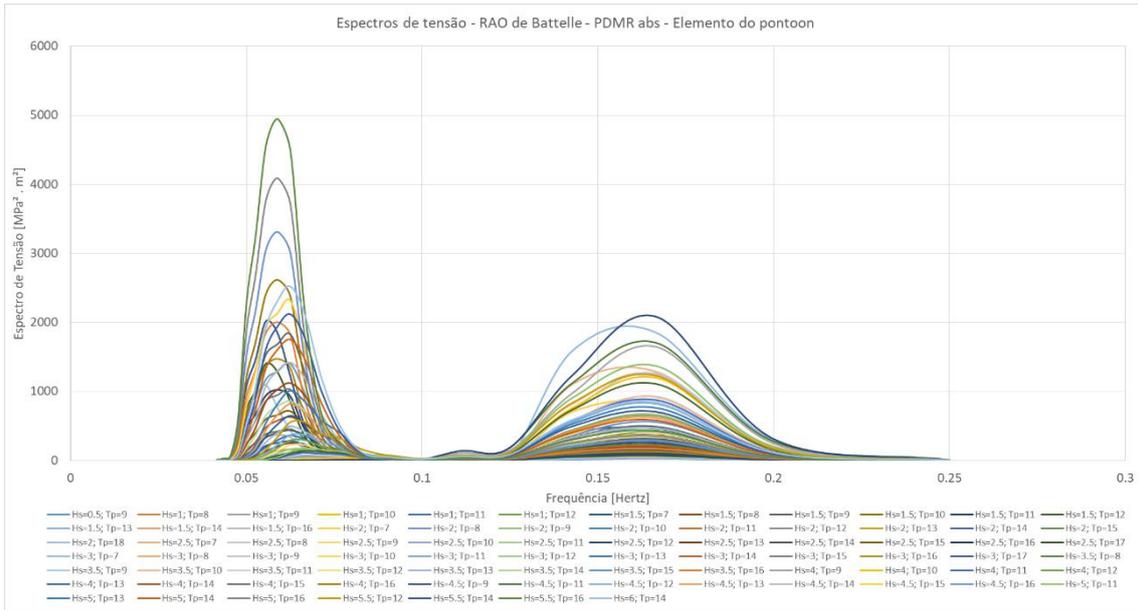


Figura 72: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase e de razão entre as tensões.

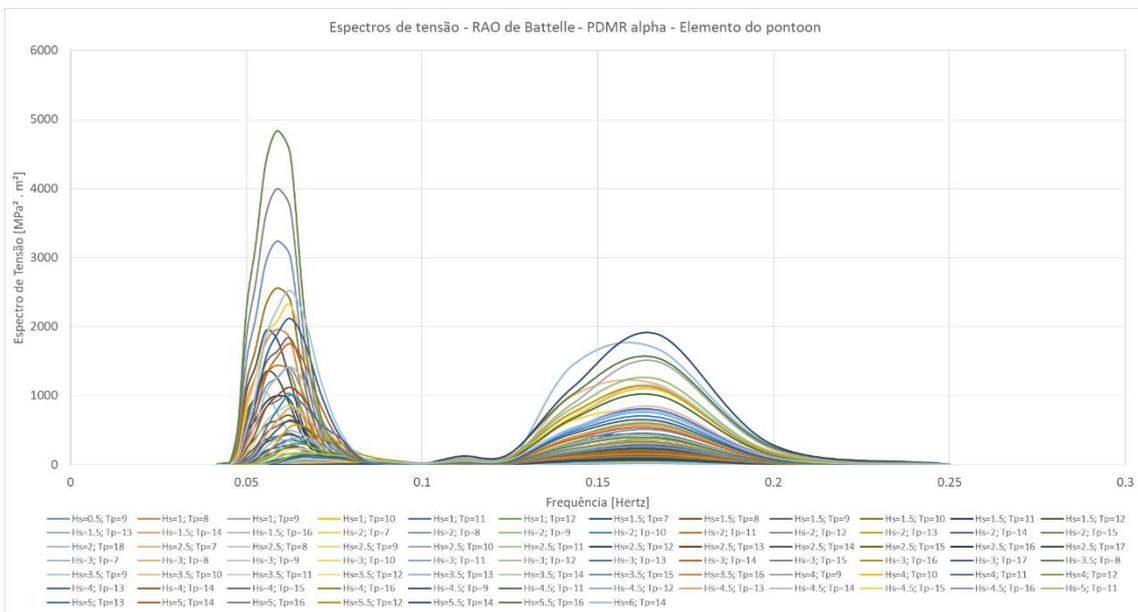


Figura 73: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase e de razão entre as tensões.

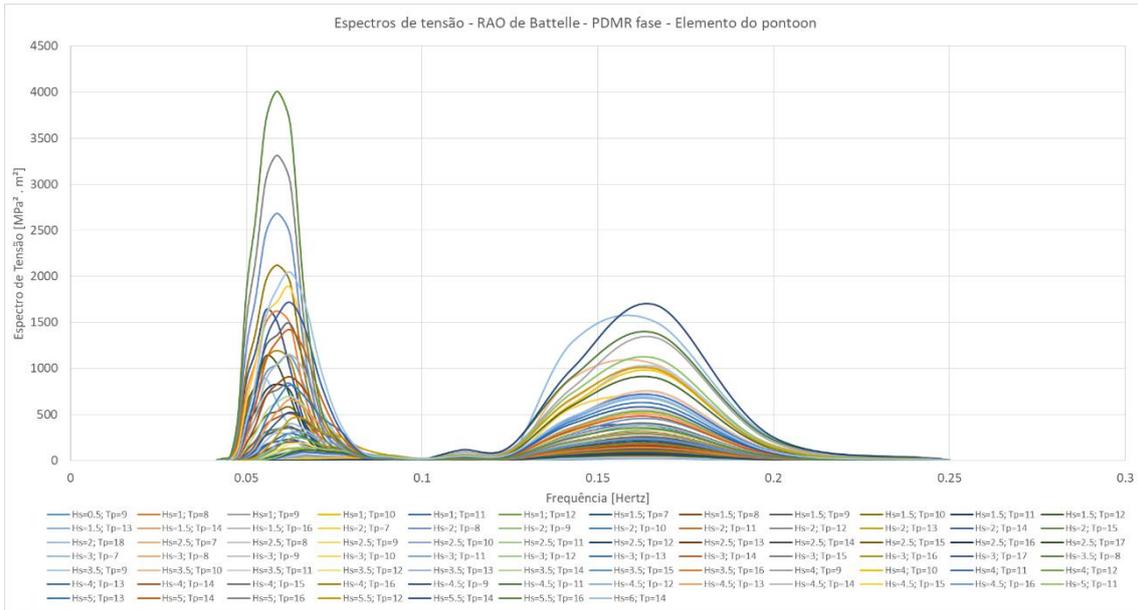


Figura 74: Espectro de tensões para o elemento do pontoon utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR considerando fase e razão entre as tensões.

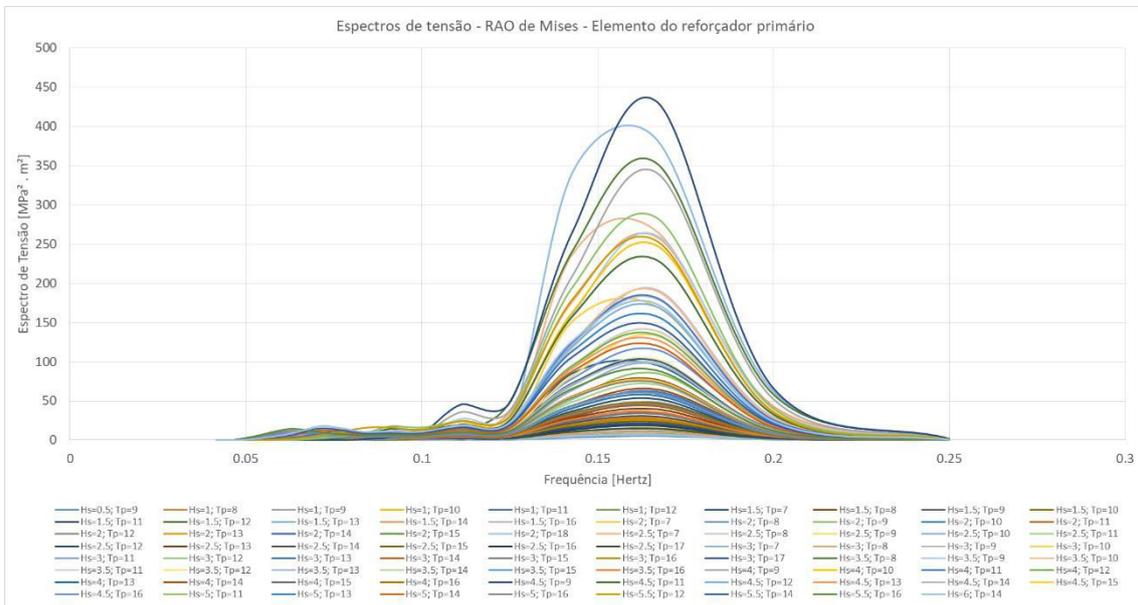


Figura 75: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Mises.

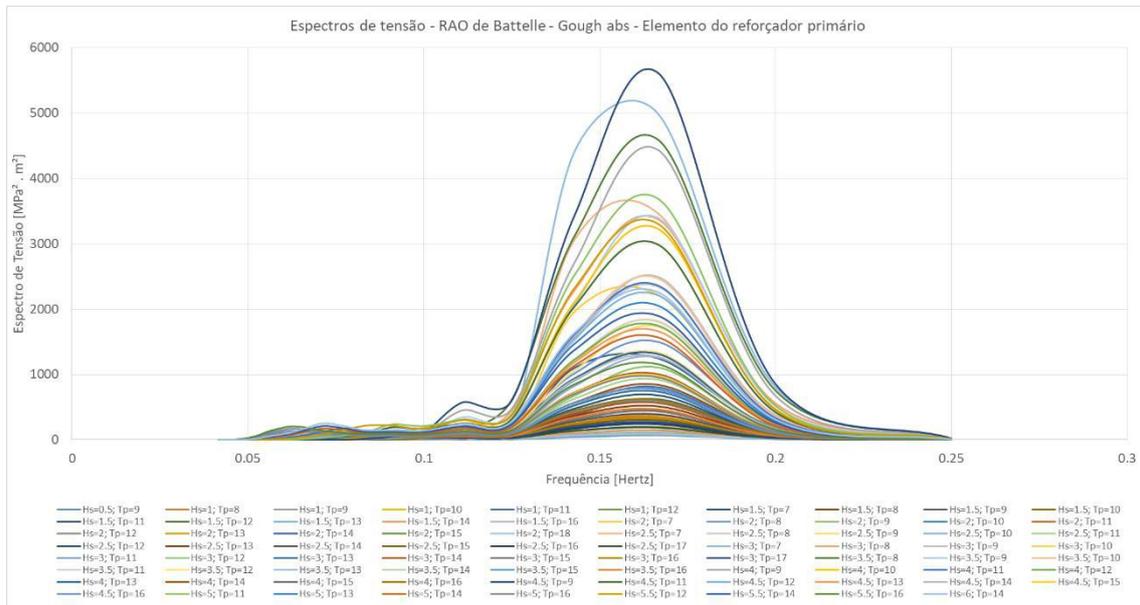


Figura 76: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase e de razão entre as tensões.

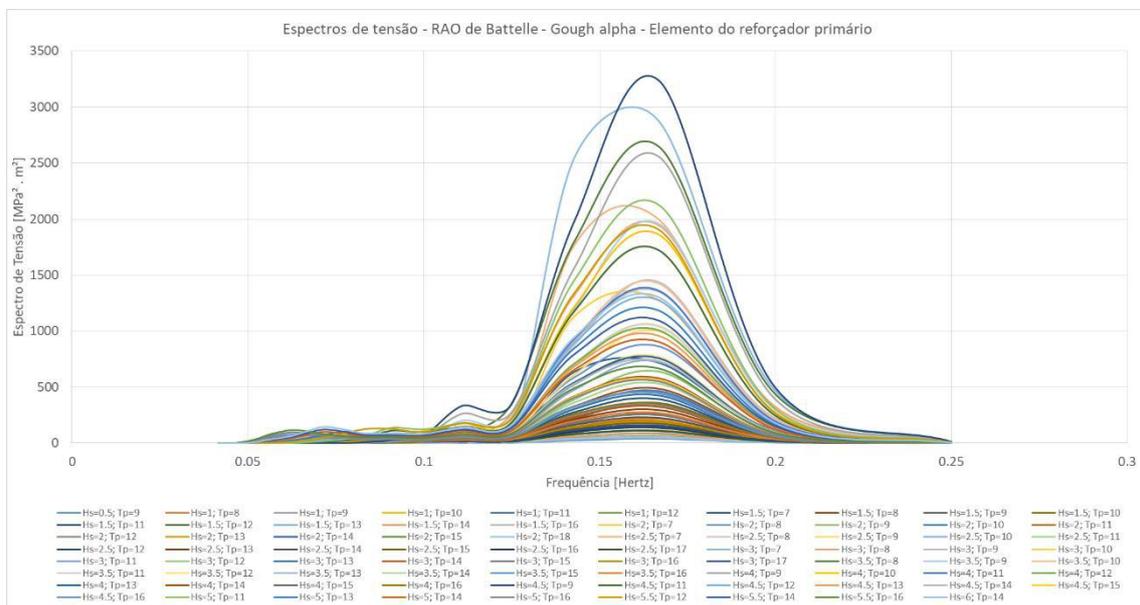


Figura 77: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase e de razão entre as tensões.

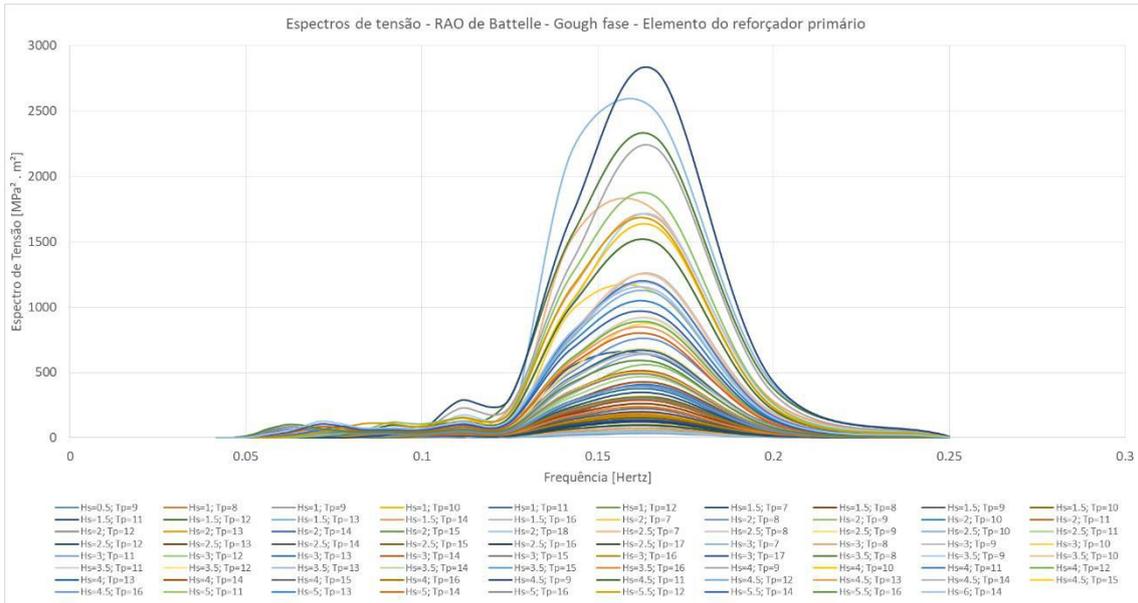


Figura 78: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough considerando fase e razão entre as tensões.

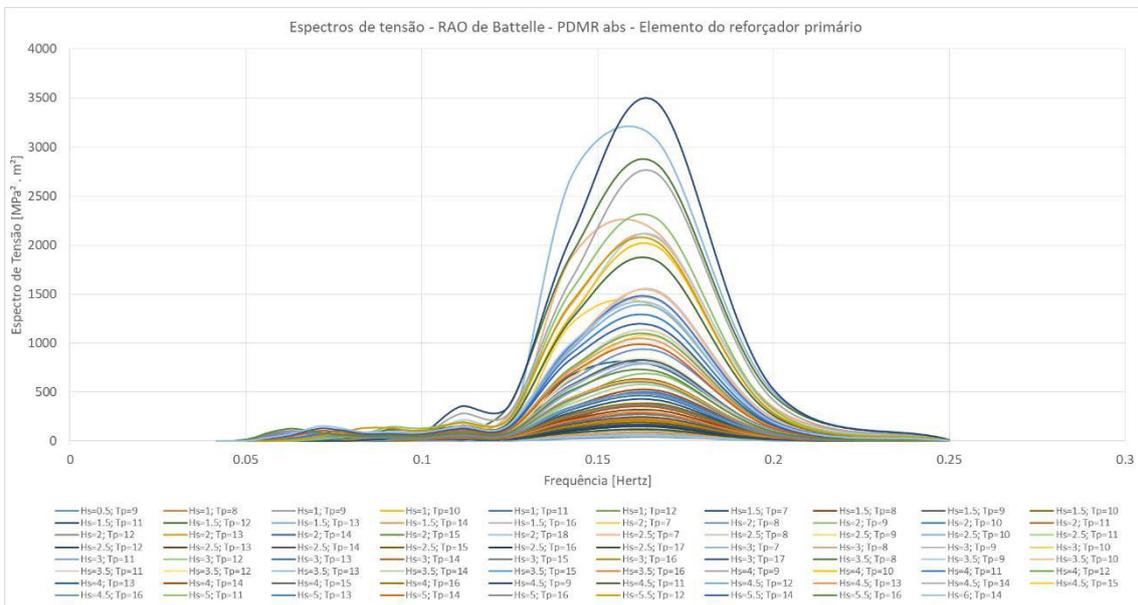


Figura 79: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase e de razão entre as tensões.

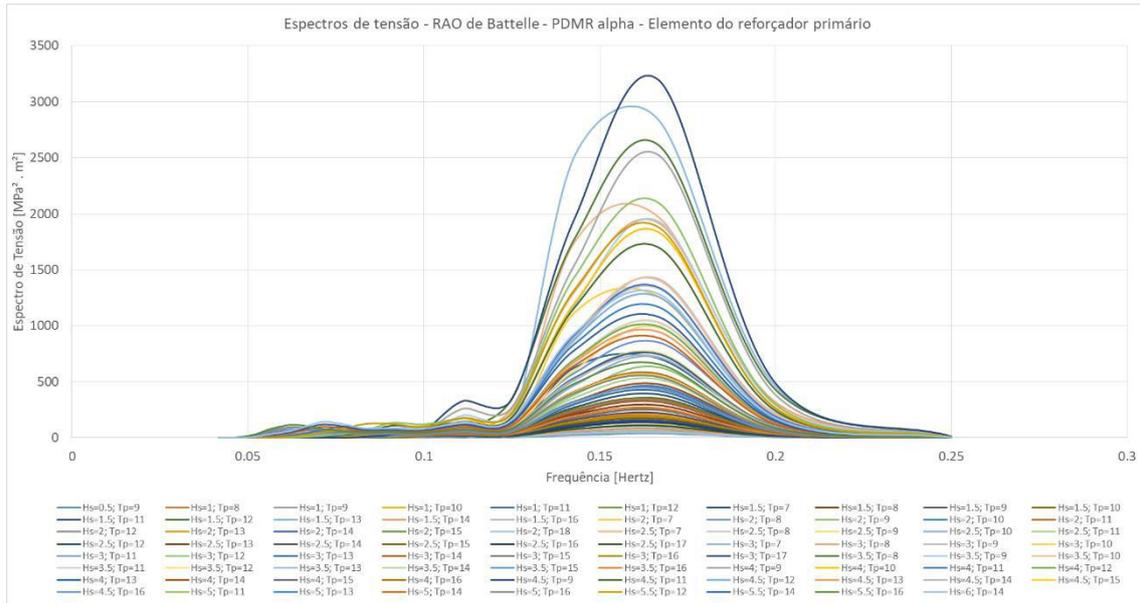


Figura 80: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase entre as tensões.

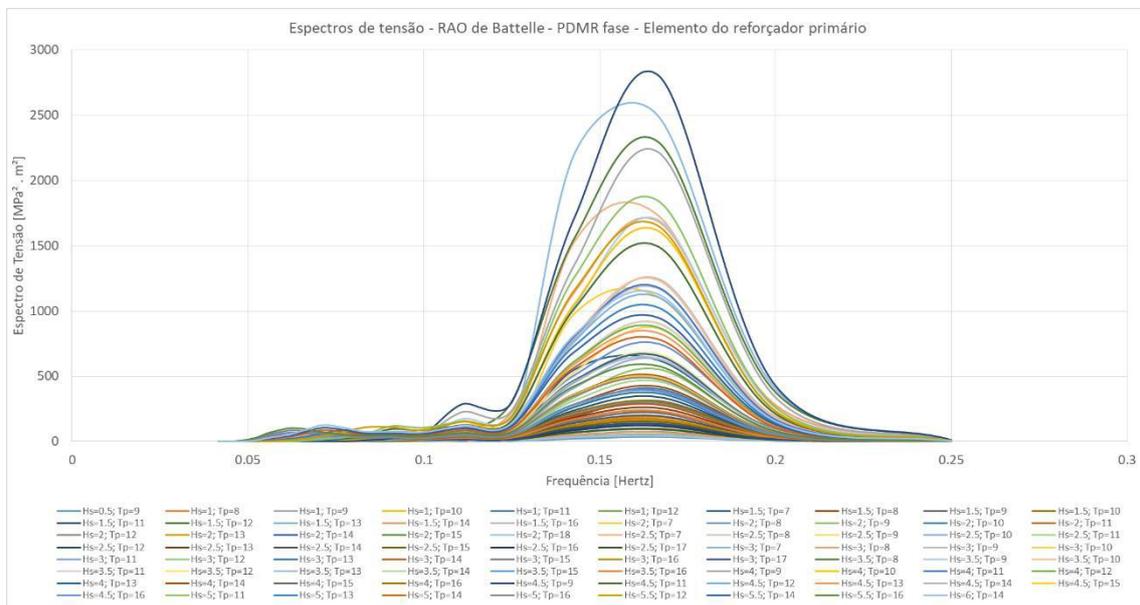


Figura 81: Espectro de tensões para o elemento do reforçador primário utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR considerando fase e razão entre as tensões.

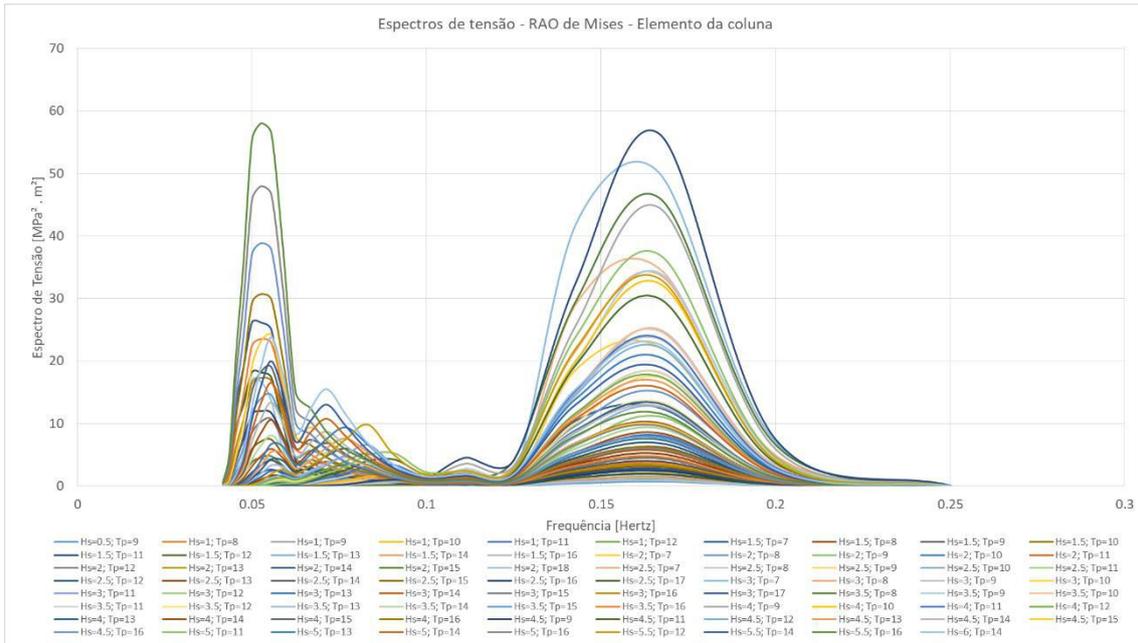


Figura 82: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Mises.

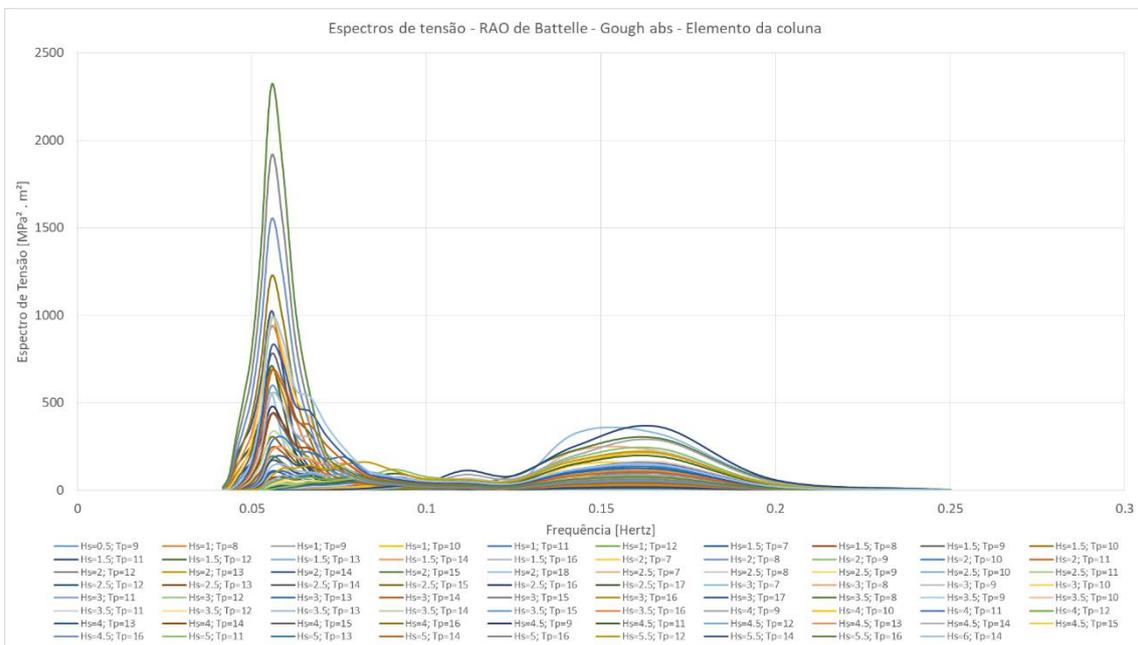


Figura 83: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase e de razão entre as tensões.

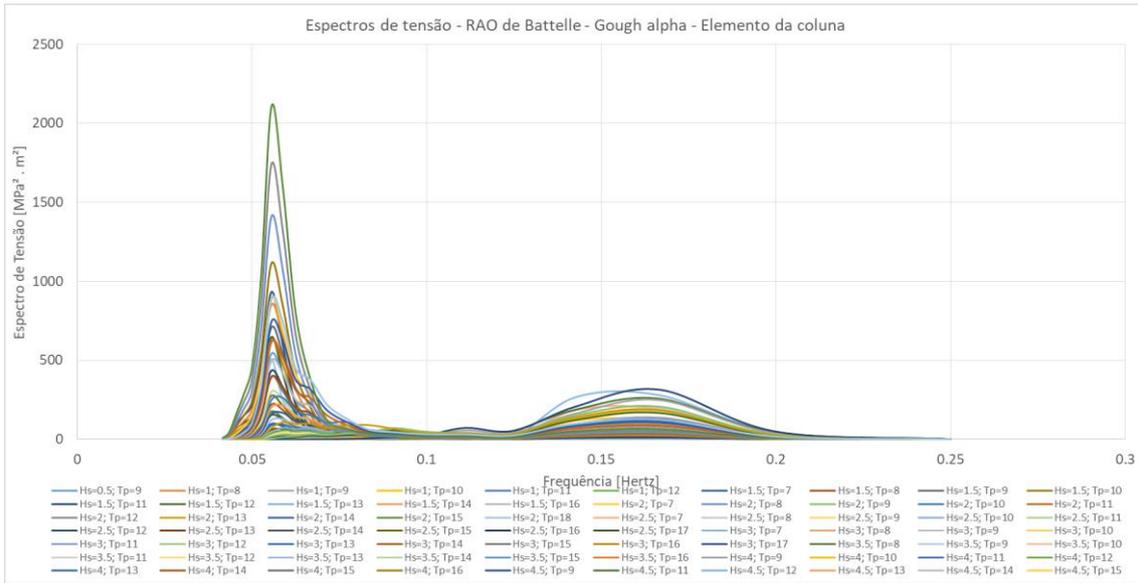


Figura 84: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough independente de fase entre as tensões.

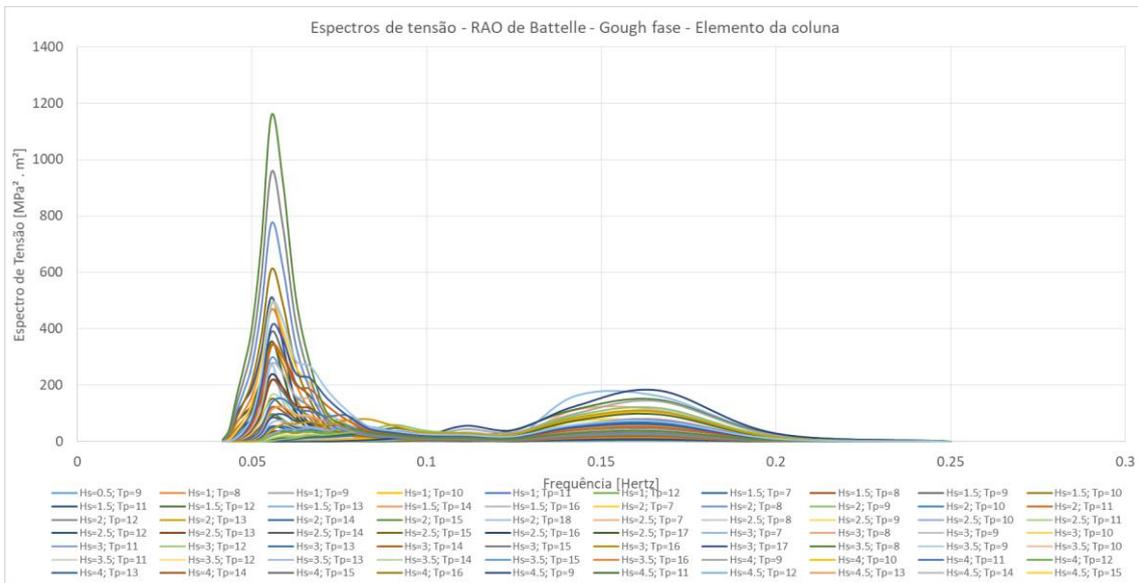


Figura 85: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e a elipse de Gough considerando fase e razão entre as tensões.

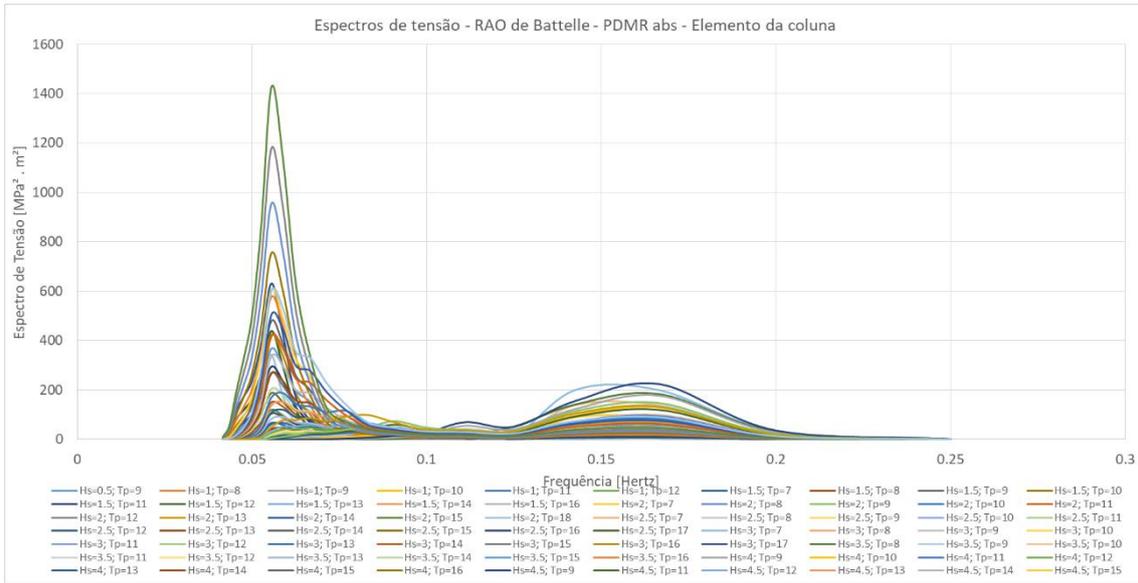


Figura 86: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase e de razão entre as tensões.

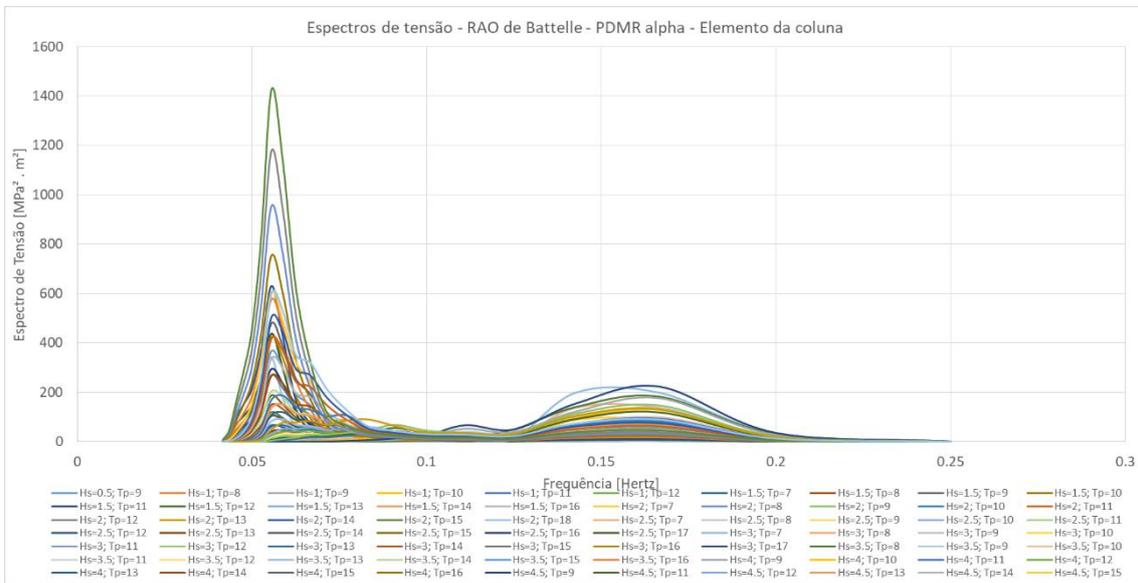


Figura 87: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR independente de fase entre as tensões.

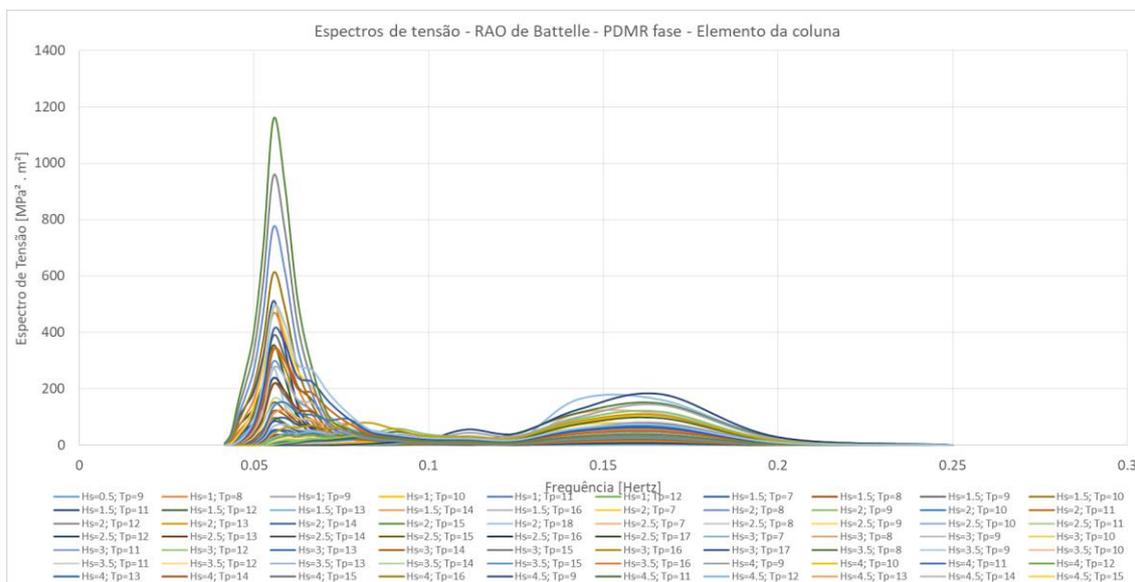


Figura 88: Espectro de tensões para o elemento da coluna utilizando o RAO obtido por Battelle e PDMR considerando fase e razão entre as tensões.

Como se pode notar em todos os casos mostrados os espectros gerados utilizando os RAOs de tensão com a tensão equivalente de von Mises se mostra inferior a todos os espectros gerados por alguma das variações da tensão estrutural equivalente de Battelle.

Outro ponto notável são os espectros que utilizam o RAO de tensão gerados por Battelle quando utilizada a função de correlação que maximiza os valores da tensão, tanto para PDMR (PDMR abs) quanto a elipse modificada de Gough (Gough abs). Ambos registram valores muito elevados indicando que estão sendo muito conservadores com relação ao dano a ser gerado.

A similaridade entre os métodos fica na forma dos espectros podendo ser uma vantagem em casos de análises qualitativas.

4.6. Curva S-N Adotada

Para o presente caso foi adotada uma única curva S-N. A utilização de diversas curvas só seria justificável em estudos com o objetivo de se dimensionar ou analisar quantitativamente o dano a fadiga de uma estrutura. Como nenhum destes objetivos está alinhado com o foco do presente trabalho que é comparar os métodos de análise espectral de dano a fadiga foi suposto que todos os casos seguiriam a curva classe D proposta pela ABS [36] para detalhes estruturais soldados com a direção principal de carregamento

sendo perpendicular ao cordão de solda. A formulação da curva adotada é mostrada em (4.1).

$$N = \begin{cases} 6,08 \times 10^{11} \times \Delta\sigma^3, & \text{se } \Delta\sigma \geq 84,4 \text{ MPa} \\ 4,33 \times 10^{15} \times \Delta\sigma^5, & \text{se } \Delta\sigma < 84,4 \text{ MPa} \end{cases} \quad (4.1)$$

A consideração de tal curva, por si só, faz com que os resultados gerados sejam demasiadamente conservadores, sobretudo nas regiões cuja geometria não se enquadra na geometria típica para o emprego de tal curva.

A vantagem por de trás da utilização de tal curva é o expoente da primeira parte de valor 3. Este valor permite a utilização e comparação dos dois métodos propostos tanto por Benasciutti e Tovo [39 e 40] como por Zhao e Baker [53].

4.7. Danos Anuais Obtidos, Análise e Comparação dos Resultados

Com os espectros de tensão de cada elemento da região estudada para cada estado de mar e a curva S-N foi possível calcular o dano, utilizando cada um dos métodos propostos em 3.6. Como também já era conhecida a probabilidade de ocorrência de cada estado de mar bastou-se utilizar a formulação (3.43) para calcular-se o dano anual sofrido em cada elemento e, conseqüentemente, a vida útil da estrutura em cada ponto da região analisada.

Em números, foram utilizados 20 métodos de análise espectral para o cálculo de dano devido à fadiga em um modelo com 22.658 elementos e 7 formulações distintas para a obtenção dos RAOs de tensão. Isto é, foram gerados 140 resultados de danos anuais para a região do modelo estudada.

Devido à grandeza dos números torna-se inviável a exposição de todos os resultados no presente trabalho. Contudo, de forma a ilustrar representativamente o panorama geral obtido, são exibidos, da Tabela 10 até a Outro fato a ser observado é com relação aos métodos de análise espectral propostos por regras e normas. A utilização do método de Rayleigh, como já se esperava, é muito conservadora, chegando a ser 323% mais severa (analisando-se o elemento do reforçador primário) quando utilizado o método de Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente independentemente das razões entre as tensões ou suas fases, se comparado ao método escolhido para a referência. Contudo, quando utilizado o mesmo método de obtenção do

RAO de tensão que o método de referência, o método de Rayleigh apresenta um conservadorismo em torno de 75%.

Tabela 12, os danos anuais sofridos por três elementos em cada um dos métodos de obtenção de RAO e de análise espectral apresentados. Os elementos escolhidos são os mesmos elementos exibidos na Figura 64.

Os erros apresentados da Em contrapartida, o método proposto por Wirsching e Light é consideravelmente menos conservador do que o método de referência. Quando analisado o elemento do pontoon, o dano calculado pelo método de Wirsching e Light utilizando o método de Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fase entre as tensões de cisalhamento e normal chega a ser 78,74% menor do que o dano calculado pelo método de referência. O método de Wirsching e Light, entretanto, quando utilizado o mesmo método para a obtenção de RAO que o método de referência, apresenta resultados coerentes, com a exceção do elemento do pontoon.

Tabela 13 até a Tabela 15 são calculados em relação aos resultados obtidos utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha), doravante denominado método de referência. Nestas tabelas, a escala de cor adotada mostra quando os danos calculados para determinado método são conservativos (vermelho), isto é, quando o dano calculado é superior ao dano do método de referência; quando o dano calculado é subestimado (azul), isto é, quando o dano calculado por determinado método é menor do que o dano referência; e quando o dano calculado por determinado método é próximo ao dano calculado pelo método de referência (verde).

A utilização dessa referência para o cálculo do erro pode ser explicada por Healy [31] que comprova que para locais onde tanto as tensões normais quanto a tensão de cisalhamento são importantes, os resultados mais acurados são encontrados utilizando-se Battelle e a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha). Com relação a utilização de Dirlik, são encontradas nas referências [23, 30, 45, 56 e 57] diversas evidências de que este é o método de análise espectral mais acurado.

Como se pode observar, entre os 140 métodos utilizados, há combinações de métodos de análise espectral e método de obtenção de RAOs de tensão que quando

combinados produzem resultados muito próximos ao método de referência, contudo, alterando-se o método de obtenção do RAO ou o de análise espectral, os resultados se distanciam significativamente da referência.

Entretanto, sob todos os aspectos, a utilização do método de obtenção do RAO utilizando a tensão equivalente de Mises se mostrou muito pouco conservador, resultando em todos os casos em danos anuais muito menores que os calculados pelos métodos de referência. Como visto anteriormente, este método pode ainda ser válido para uma análise qualitativa das regiões a serem melhor estudadas em estudos de vida à fadiga de estruturas offshore na vida real.

Tabela 10: Danos anuais calculados para o elemento selecionado do pontoon.

Elemento do Pontoon	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual
$\alpha_{0,75}$	2,82E-05	3,79E-02	1,80E-02	1,34E-02	1,84E-02	1,65E-02	1,34E-02
<i>Rayleigh</i>	2,94E-05	3,99E-02	1,90E-02	1,41E-02	1,93E-02	1,73E-02	1,41E-02
<i>Dirlik</i>	1,67E-05	2,25E-02	1,07E-02	7,96E-03	1,09E-02	9,79E-03	7,96E-03
<i>Wirsching e Light</i>	5,32E-06	6,45E-03	2,89E-03	2,28E-03	3,12E-03	2,73E-03	2,28E-03
<i>Ortiz e Chen</i>	2,99E-05	4,05E-02	1,93E-02	1,43E-02	1,96E-02	1,76E-02	1,43E-02
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	2,45E-05	3,22E-02	1,53E-02	1,14E-02	1,56E-02	1,40E-02	1,14E-02
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	1,79E-05	2,25E-02	1,06E-02	7,95E-03	1,09E-02	9,71E-03	7,95E-03
<i>Momento Único</i>	1,33E-04	1,78E-01	8,48E-02	6,30E-02	8,63E-02	7,75E-02	6,30E-02
<i>Zhao e Baker1</i>	1,61E-05	2,16E-02	1,03E-02	7,62E-03	1,04E-02	9,37E-03	7,62E-03
<i>Zhao e Baker2</i>	1,77E-05	2,46E-02	1,14E-02	8,71E-03	1,19E-02	1,08E-02	8,71E-03
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	2,76E-04	3,93E-01	1,83E-01	1,35E-01	1,87E-01	1,67E-01	1,35E-01
<i>Chaudhury e Dover</i>	9,02E-02	9,76E+08	1,11E+08	4,31E+07	1,11E+08	8,58E+07	4,31E+07
<i>Tunna</i>	7,98E-06	1,06E-02	5,05E-03	3,76E-03	5,15E-03	4,62E-03	3,76E-03
<i>Kowaleski</i>	1,23E-05	1,56E-02	7,40E-03	5,53E-03	7,58E-03	6,77E-03	5,53E-03
<i>Rajcher</i>	8,75E-05	3,27E+02	7,67E+01	4,09E+01	7,68E+01	6,45E+01	4,09E+01
<i>Bendat</i>	1,75E-05	2,37E-02	1,13E-02	8,38E-03	1,15E-02	1,03E-02	8,38E-03
<i>Steinberg</i>	9,45E-06	1,28E-02	6,09E-03	4,53E-03	6,20E-03	5,56E-03	4,53E-03
<i>Hancock e Gall</i>	2,45E-05	3,22E-02	1,53E-02	1,14E-02	1,56E-02	1,40E-02	1,14E-02
<i>Krenk</i>	2,06E-05	2,63E-02	1,24E-02	9,30E-03	1,27E-02	1,14E-02	9,30E-03
<i>Madsen</i>	2,61E-05	3,50E-02	1,66E-02	1,24E-02	1,70E-02	1,52E-02	1,24E-02

Como se pode observar pelos danos anuais obtidos, dois métodos de análise espectral fogem aos valores esperados. O método de Chaudhury e Dover e o método de Rajcher, apresentam valores muito elevados para os cálculos dos danos anuais, o que já era esperado uma vez que tais métodos caíram em desuso e foram propostos para aplicações pontuais.

Tabela 11: Danos anuais calculados para o elemento selecionado do reforçador primário do pontoon.

Elemento do Reforçador Primário	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual
$\alpha_{0,75}$	3,67E-04	4,68E-02	1,90E-02	1,65E-02	2,27E-02	1,90E-02	1,65E-02
<i>Rayleigh</i>	3,71E-04	4,73E-02	1,92E-02	1,67E-02	2,29E-02	1,93E-02	1,67E-02
<i>Dirlik</i>	2,17E-04	2,77E-02	1,12E-02	9,78E-03	1,34E-02	1,13E-02	9,78E-03
<i>Wirsching e Light</i>	1,73E-04	2,20E-02	8,83E-03	7,77E-03	1,06E-02	8,91E-03	7,77E-03
<i>Ortiz e Chen</i>	3,71E-04	4,73E-02	1,92E-02	1,67E-02	2,29E-02	1,92E-02	1,67E-02
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	3,58E-04	4,56E-02	1,84E-02	1,61E-02	2,21E-02	1,85E-02	1,61E-02
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	3,32E-04	4,22E-02	1,71E-02	1,49E-02	2,05E-02	1,72E-02	1,49E-02
<i>Momento Único</i>	1,74E-03	2,22E-01	9,00E-02	7,85E-02	1,08E-01	9,04E-02	7,85E-02
<i>Zhao e Baker1</i>	2,14E-04	2,72E-02	1,10E-02	9,62E-03	1,32E-02	1,11E-02	9,62E-03
<i>Zhao e Baker2</i>	1,78E-04	2,00E-02	9,10E-03	7,07E-03	9,68E-03	9,70E-03	7,07E-03
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	4,08E-03	5,65E-01	2,22E-01	1,94E-01	2,68E-01	2,24E-01	1,94E-01
<i>Chaudhury e Dover</i>	5,35E+00	1,07E+07	6,56E+05	4,73E+05	1,22E+06	6,81E+05	4,73E+05
<i>Tunna</i>	1,08E-04	1,38E-02	5,59E-03	4,88E-03	6,69E-03	5,62E-03	4,88E-03
<i>Kowaleski</i>	2,05E-04	2,61E-02	1,06E-02	9,22E-03	1,26E-02	1,06E-02	9,22E-03
<i>Rajcher</i>	3,35E-03	5,36E+01	8,49E+00	6,70E+00	1,26E+01	8,66E+00	6,70E+00
<i>Bendat</i>	2,21E-04	2,81E-02	1,14E-02	9,95E-03	1,36E-02	1,15E-02	9,95E-03
<i>Steinberg</i>	1,19E-04	1,52E-02	6,16E-03	5,37E-03	7,36E-03	6,18E-03	5,37E-03
<i>Hancock e Gall</i>	3,58E-04	4,56E-02	1,84E-02	1,61E-02	2,21E-02	1,85E-02	1,61E-02
<i>Krenk</i>	3,44E-04	4,39E-02	1,77E-02	1,55E-02	2,13E-02	1,78E-02	1,55E-02
<i>Madsen</i>	3,58E-04	4,56E-02	1,85E-02	1,61E-02	2,21E-02	1,86E-02	1,61E-02

Outro fato a ser observado é com relação aos métodos de análise espectral propostos por regras e normas. A utilização do método de Rayleigh, como já se esperava, é muito

conservadora, chegando a ser 323% mais severa (analisando-se o elemento do reforçador primário) quando utilizado o método de Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente independentemente das razões entre as tensões ou suas fases, se comparado ao método escolhido para a referência. Contudo, quando utilizado o mesmo método de obtenção do RAO de tensão que o método de referência, o método de Rayleigh apresenta um conservadorismo em torno de 75%.

Tabela 12: Danos anuais calculados para o elemento selecionado da coluna.

Elemento da Coluna	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual	Dano anual
$\alpha_{0,75}$	1,91E-05	1,09E-03	7,38E-04	3,85E-04	5,27E-04	5,01E-04	3,85E-04
<i>Rayleigh</i>	1,95E-05	1,13E-03	7,62E-04	3,99E-04	5,47E-04	5,19E-04	3,99E-04
<i>Dirlik</i>	1,13E-05	6,44E-04	4,36E-04	2,28E-04	3,12E-04	2,96E-04	2,28E-04
<i>Wirsching e Light</i>	8,07E-06	3,42E-04	2,62E-04	1,21E-04	1,66E-04	1,63E-04	1,21E-04
<i>Ortiz e Chen</i>	1,94E-05	1,13E-03	7,56E-04	3,98E-04	5,45E-04	5,17E-04	3,98E-04
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	1,83E-05	9,99E-04	6,90E-04	3,53E-04	4,84E-04	4,62E-04	3,53E-04
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	1,64E-05	8,22E-04	5,88E-04	2,91E-04	3,98E-04	3,84E-04	2,91E-04
<i>Momento Único</i>	9,05E-05	5,14E-03	3,49E-03	1,82E-03	2,49E-03	2,37E-03	1,82E-03
<i>Zhao e Baker1</i>	1,11E-05	6,30E-04	4,29E-04	2,23E-04	3,05E-04	2,91E-04	2,23E-04
<i>Zhao e Baker2</i>	2,37E-05	7,73E-04	4,29E-04	2,73E-04	3,74E-04	2,61E-04	2,73E-04
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	2,05E-04	1,14E-02	7,84E-03	4,00E-03	5,49E-03	5,24E-03	4,00E-03
<i>Chaudhury e Dover</i>	7,50E-04	1,00E+03	1,04E+02	4,44E+01	1,14E+02	6,91E+01	4,44E+01
<i>Tunna</i>	5,62E-06	3,15E-04	2,15E-04	1,11E-04	1,53E-04	1,45E-04	1,11E-04
<i>Kowaleski</i>	1,03E-05	5,33E-04	3,75E-04	1,88E-04	2,58E-04	2,48E-04	1,88E-04
<i>Rajcher</i>	8,93E-06	4,93E-02	1,60E-02	6,16E-03	1,16E-02	9,21E-03	6,16E-03
<i>Bendat</i>	1,16E-05	6,71E-04	4,53E-04	2,37E-04	3,25E-04	3,09E-04	2,37E-04
<i>Steinberg</i>	6,26E-06	3,63E-04	2,45E-04	1,28E-04	1,76E-04	1,67E-04	1,28E-04
<i>Hancock e Gall</i>	1,83E-05	9,99E-04	6,90E-04	3,53E-04	4,84E-04	4,62E-04	3,53E-04
<i>Krenk</i>	1,73E-05	8,96E-04	6,31E-04	3,17E-04	4,34E-04	4,17E-04	3,17E-04
<i>Madsen</i>	1,85E-05	1,04E-03	7,11E-04	3,68E-04	5,04E-04	4,80E-04	3,68E-04

Em contrapartida, o método proposto por Wirsching e Light é consideravelmente menos conservador do que o método de referência. Quando analisado o elemento do

pontoon, o dano calculado pelo método de Wirsching e Light utilizando o método de Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fase entre as tensões de cisalhamento e normal chega a ser 78,74% menor do que o dano calculado pelo método de referência. O método de Wirsching e Light, entretanto, quando utilizado o mesmo método para a obtenção de RAO que o método de referência, apresenta resultados coerentes, com a exceção do elemento do pontoon.

Tabela 13: Erros dos danos anuais calculados, para o elemento selecionado do pontoon, por cada método em relação ao dano anual do método de referência.

Elemento do Pontoon	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]
$\alpha_{0,75}$	99,74%	-253,39%	-68,22%	-24,94%	-71,21%	-53,64%	-24,94%
<i>Rayleigh</i>	99,73%	-271,97%	-76,88%	-31,51%	-80,21%	-61,65%	-31,51%
<i>Dirlik</i>	99,84%	-110,05%	0,00%	25,74%	-1,76%	8,66%	25,74%
<i>Wirsching e Light</i>	99,95%	39,86%	73,03%	78,74%	70,87%	74,54%	78,74%
<i>Ortiz e Chen</i>	99,72%	-278,06%	-80,29%	-33,66%	-83,16%	-64,59%	-33,66%
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	99,77%	-199,98%	-42,45%	-6,06%	-45,33%	-30,16%	-6,06%
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	99,83%	-109,80%	1,33%	25,82%	-1,64%	9,45%	25,82%
<i>Momento Único</i>	98,76%	-1562,03%	-691,26%	-487,62%	-705,21%	-622,61%	-487,62%
<i>Zhao e Baker1</i>	99,85%	-101,11%	4,40%	28,90%	2,57%	12,65%	28,90%
<i>Zhao e Baker2</i>	99,83%	-129,68%	-5,88%	18,80%	-11,27%	-1,06%	18,80%
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	97,43%	-3564,28%	-1607,50%	-1162,45%	-1641,91%	-1457,23%	-1162,44%
<i>Chaudhury e Dover</i>	-7,41E+2%	-9,10E+12%	-1,03E+12%	-4,02E+11%	-1,04E+12%	-8,00E+11%	-4,02E+11%
<i>Tunna</i>	99,93%	0,85%	52,88%	64,95%	51,97%	56,94%	64,95%
<i>Kowaleski</i>	99,89%	-45,83%	30,98%	48,44%	29,35%	36,87%	48,44%
<i>Rajcher</i>	9,92E+01%	-3,05E+06%	-7,15E+05%	-3,82E+05%	-7,17E+05%	-6,01E+05%	-3,82E+05%
<i>Bendat</i>	99,84%	-121,18%	-5,17%	21,80%	-7,15%	3,88%	21,80%
<i>Steinberg</i>	99,91%	-19,42%	43,21%	57,78%	42,14%	48,10%	57,78%
<i>Hancock e Gall</i>	99,77%	-199,98%	-42,45%	-6,06%	-45,33%	-30,16%	-6,06%
<i>Krenk</i>	99,81%	-145,26%	-16,08%	13,29%	-18,82%	-6,17%	13,29%
<i>Madsen</i>	99,76%	-226,79%	-55,04%	-15,54%	-58,32%	-41,84%	-15,54%

Analisando-se os demais métodos estudados, é possível perceber que os métodos propostos por Ortiz e Chen e Benasciutti e Tovo apresentam grande acurácia nos

elementos do pontoon e da coluna quando utilizados em conjuntos com o método de Battelle e PDMR ou através da utilização da elipse modificada de Gough quando é considerada a diferença de fase entre as tensões de cisalhamento e normal. Contudo, quando analisado o elemento do reforçador primário os resultados divergem significativamente, chegando ao dobro em determinados casos.

Tabela 14: Erros dos danos anuais calculados, para o elemento selecionado do reforçador primário do pontoon, por cada método em relação ao dano anual do método de referência.

Elemento do Reforçador Primário	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]
$\alpha_{0,75}$	96,72%	-317,75%	-69,23%	-47,70%	-102,39%	-69,98%	-47,70%
<i>Rayleigh</i>	96,68%	-322,52%	-71,23%	-49,38%	-104,70%	-71,95%	-49,38%
<i>Dirlik</i>	98,06%	-146,89%	0,00%	12,71%	-19,61%	-0,45%	12,71%
<i>Wirsching e Light</i>	98,45%	-96,21%	21,17%	30,63%	4,94%	20,46%	30,63%
<i>Ortiz e Chen</i>	96,69%	-322,06%	-71,00%	-49,22%	-104,48%	-71,74%	-49,22%
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	96,81%	-306,73%	-64,68%	-43,80%	-97,05%	-65,46%	-43,80%
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	97,04%	-277,04%	-52,39%	-33,30%	-82,67%	-53,27%	-33,30%
<i>Momento Único</i>	84,44%	-1883,18%	-703,34%	-601,16%	-860,80%	-706,92%	-601,16%
<i>Zhao e Baker1</i>	98,09%	-143,01%	1,55%	14,08%	-17,73%	1,12%	14,08%
<i>Zhao e Baker2</i>	98,41%	-78,39%	18,74%	36,93%	13,58%	13,36%	36,93%
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	63,59%	-4944,74%	-1884,73%	-1629,40%	-2289,39%	-1895,46%	-1629,40%
<i>Chaudhury e Dover</i>	-4,77E+04%	-9,56E+10%	-5,85E+09%	-4,23E+09%	-1,09E+10%	-6,08E+09%	-4,23E+09%
<i>Tunna</i>	99,03%	-23,25%	50,08%	56,43%	40,29%	49,85%	56,43%
<i>Kowaleski</i>	98,17%	-132,83%	5,81%	17,68%	-12,80%	5,32%	17,68%
<i>Rajcher</i>	7,01E+01%	-4,78E+05%	-7,57E+04%	-5,97E+04%	-1,12E+05%	-7,72E+04%	-5,97E+04%
<i>Bendat</i>	98,03%	-151,23%	-1,82%	11,17%	-21,72%	-2,24%	11,17%
<i>Steinberg</i>	98,94%	-35,66%	45,02%	52,04%	34,28%	44,79%	52,04%
<i>Hancock e Gall</i>	96,81%	-306,73%	-64,68%	-43,80%	-97,05%	-65,46%	-43,80%
<i>Krenk</i>	96,92%	-291,57%	-58,40%	-38,44%	-89,71%	-59,23%	-38,44%
<i>Madsen</i>	96,80%	-307,40%	-64,98%	-44,04%	-97,37%	-65,74%	-44,04%

O método do momento único, mostrou-se muito conservador apresentando resultados de danos anuais demasiadamente superiores aos apresentados pelo método de referência.

Tabela 15: Erros dos danos anuais calculados, para o elemento selecionado da coluna, por cada método em relação ao dano anual do método de referência.

Elemento da Coluna	Mises	Gough abs	Gough alpha	Gough fase	PDMR abs	PDMR alpha	PDMR fase
	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]	Erro [%]
$\alpha_{0,75}$	95,62%	-149,65%	-69,18%	11,74%	-20,95%	-14,92%	11,74%
<i>Rayleigh</i>	95,53%	-158,98%	-74,83%	8,44%	-25,47%	-19,10%	8,44%
<i>Dirlik</i>	97,42%	-47,72%	0,00%	47,77%	28,43%	32,02%	47,77%
<i>Wirsching e Light</i>	98,15%	21,46%	39,80%	72,23%	61,95%	62,52%	72,23%
<i>Ortiz e Chen</i>	95,56%	-158,03%	-73,32%	8,77%	-25,01%	-18,47%	8,77%
<i>Benasciutti e Tovo1</i>	95,80%	-129,12%	-58,24%	18,99%	-11,00%	-6,06%	18,99%
<i>Benasciutti e Tovo2</i>	96,24%	-88,44%	-34,77%	33,38%	8,71%	11,86%	33,38%
<i>Momento Único</i>	79,26%	-1079%	-700,14%	-316,97%	-471,38%	-443,09%	-316,97%
<i>Zhao e Baker1</i>	97,45%	-44,56%	1,63%	48,89%	29,96%	33,37%	48,89%
<i>Zhao e Baker2</i>	94,56%	-77,18%	1,65%	37,36%	14,16%	40,24%	37,36%
<i>Petrucci e Zuccarello</i>	52,94%	-2512%	-1699%	-817%	-1159%	-1102%	-817%
<i>Chaudhury e Dover</i>	-72%	-230303597%	-23759988%	-10177881%	-26188099%	-15854888%	-10177881%
<i>Tunna</i>	98,71%	27,71%	50,62%	74,44%	64,98%	66,64%	74,44%
<i>Kowaleski</i>	97,64%	-22,13%	13,91%	56,82%	40,83%	43,12%	56,82%
<i>Rajcher</i>	98%	-11197%	-3578%	-1312%	-2552%	-2012%	-1312%
<i>Bendat</i>	97,34%	-53,99%	-3,96%	45,56%	25,40%	29,18%	45,56%
<i>Steinberg</i>	98,56%	16,85%	43,87%	70,60%	59,72%	61,76%	70,60%
<i>Hancock e Gall</i>	95,80%	-129,12%	-58,24%	18,99%	-11,00%	-6,06%	18,99%
<i>Krenk</i>	96,03%	-105,40%	-44,79%	27,38%	0,49%	4,35%	27,38%
<i>Madsen</i>	95,75%	-138,44%	-62,95%	15,70%	-15,52%	-10,04%	15,70%

Com relação ao método semi empírico proposto por Petrucci e Zuccarello, os resultados se apresentam conservadores em relação ao método de referência, mas é válido ressaltar que para o presente estudo de caso, por não se ter o registro da onda mais alta ocorrida no estudo das condições ambientais e estados de mar, foi adotada a amplitude de ondas milenares para todos os estados de mar analisados. Isto é, foi considerado que para cada estado de mar ao longo de um ano na região estudada houve a ocorrência de uma onda milenar. Tal consideração é demasiadamente conservadora e acaba por poluir os resultados deste método. Entretanto, cabe ressaltar que mesmo com tal consideração

os erros apresentados por tal método ficaram em torno de 1400% chegando a ficar 487% em um caso e superando a marca de 4000% de erro em outro.

Os métodos propostos por Tunna e Steinberg são originalmente propostos para outras aplicações e não estruturas offshore destinadas a produção de petróleo. Seus resultados se mostraram pouco conservadores estando os danos anuais, em média, cerca de 50% abaixo dos calculados pelo método de referência para os elementos analisados.

Os métodos propostos por Krenk, Hancock e Gall e Madsen tiveram desempenhos similares. Para o elemento do reforçador primário, os três métodos se mostram conservadores em excesso superando, na maioria das vezes, os 50% de erro em relação ao método de referência, independentemente do método para a obtenção do RAO. Contudo, para os elementos do pontoon e da coluna, a utilização do método de Battelle e suas variações utilizando o PDMR ou a elipse modificada de Gough considerando a diferença de fase entre as tensões apresentaram resultados satisfatórios ficando próximos aos obtidos pelo método de referência para estes elementos.

O método conhecido como $\alpha_{0,75}$ apresentou resultados conservadores, porém consistentes quando aplicado o método do PDMR para a obtenção do RAO de tensão. No geral apresentou resultados em torno de 60% superiores aos encontrados pelo método de referência. Cabe ressaltar que assim como os métodos de Krenk, Hancock e Gall e Madsen, quando aplicado ao elemento da coluna em conjunto com o método do PDMR apresentou resultados muito próximos aos do método de referência.

Os métodos propostos por Zhao e Baker, Kowaleski e Bendat, além do próprio método de Dirlik tomado como referência, foram os métodos com os melhores resultados. Todos, entretanto, se mostraram menos conservadores que o método de referência, salvo alguns casos isolados devido a variação do método de Battelle adotada. Entre os métodos propostos por Zhao e Baker a primeira proposição se mostrou mais acurada, apesar da segunda ter tido como foco curvas S-N com o expoente 3.

Os seis métodos de análise espectral que se destacaram ou pela utilização comercial como os propostos por Dirlik, Wirsching e Light e o método base considerando espectros de banda estreita ou pelos resultados próximos aos resultados de Dirlik, que foram os métodos propostos por Kowaleski, Bendat e a primeira proposição feita por Zhao e Baker,

foram analisados mais profundamente, tendo sido plotados os danos anuais em cada ponto da área de interesse considerando cada variação de método de obtenção de RAO.

Da Figura 89 à Figura 130 são mostrados os resultados dos danos anuais utilizando cada um destes métodos para análise espectral e cada um dos métodos de cálculo de RAOs de tensão anteriormente vistos.

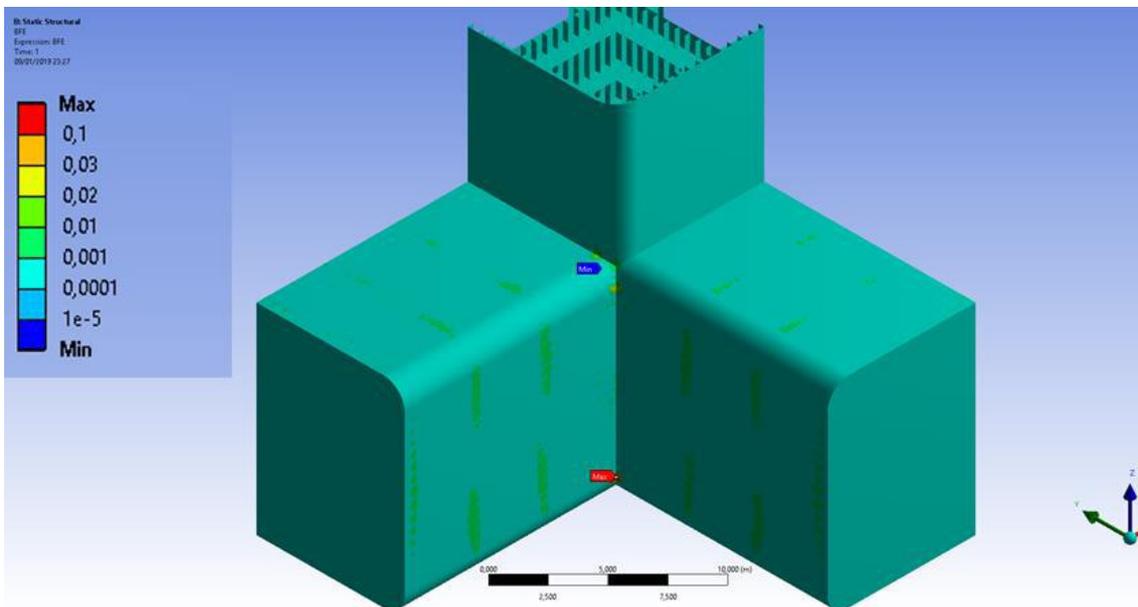


Figura 89: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e tensão equivalente de von Mises.

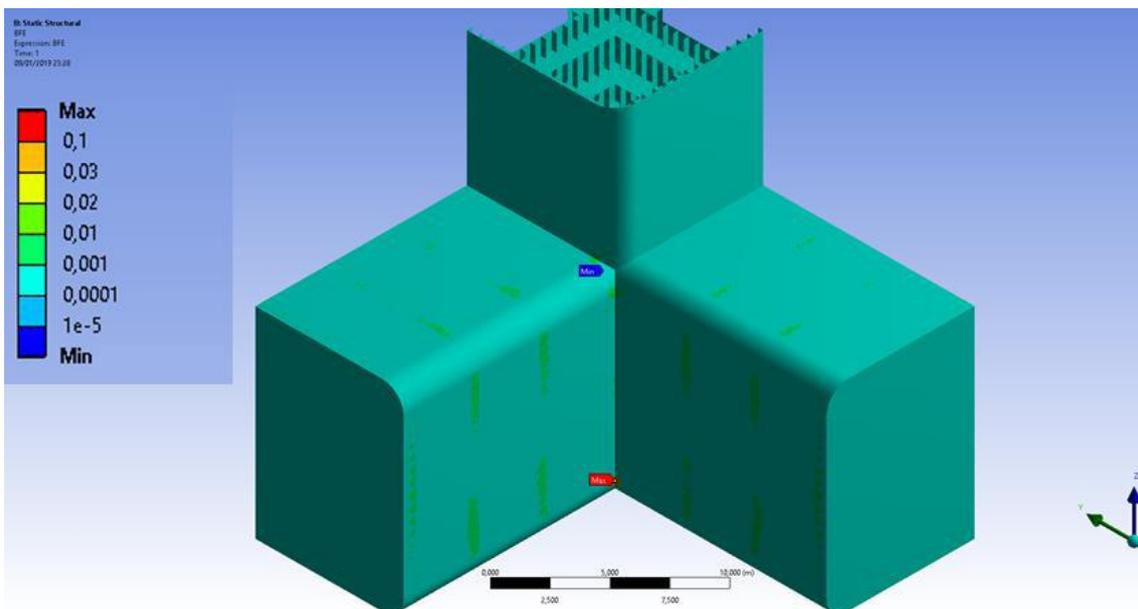


Figura 90: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e tensão equivalente de von Mises.

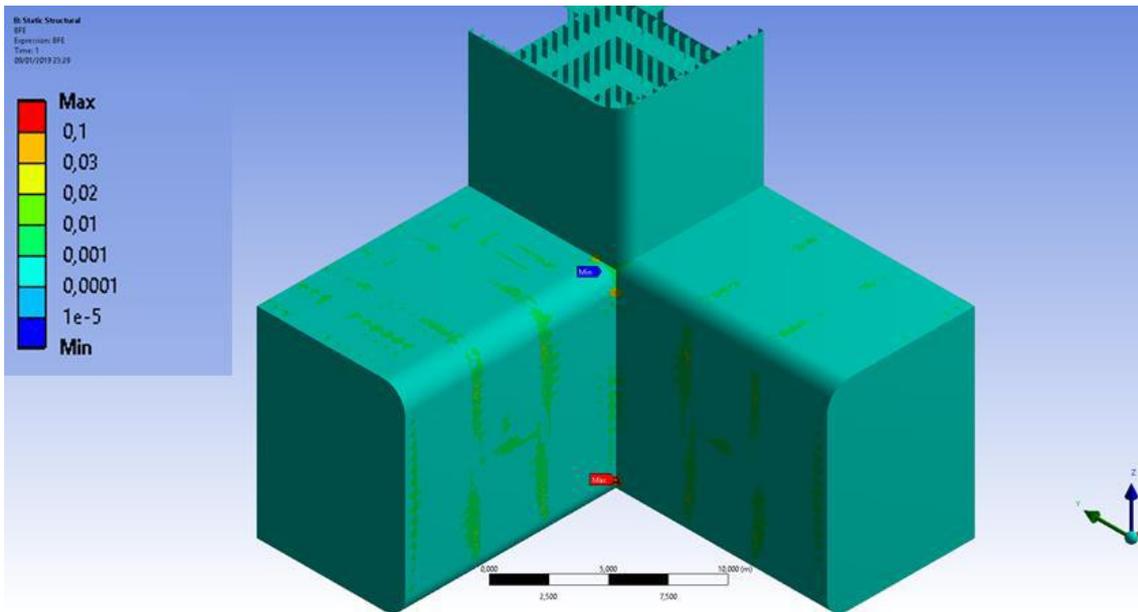


Figura 91: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e tensão equivalente de von Mises.

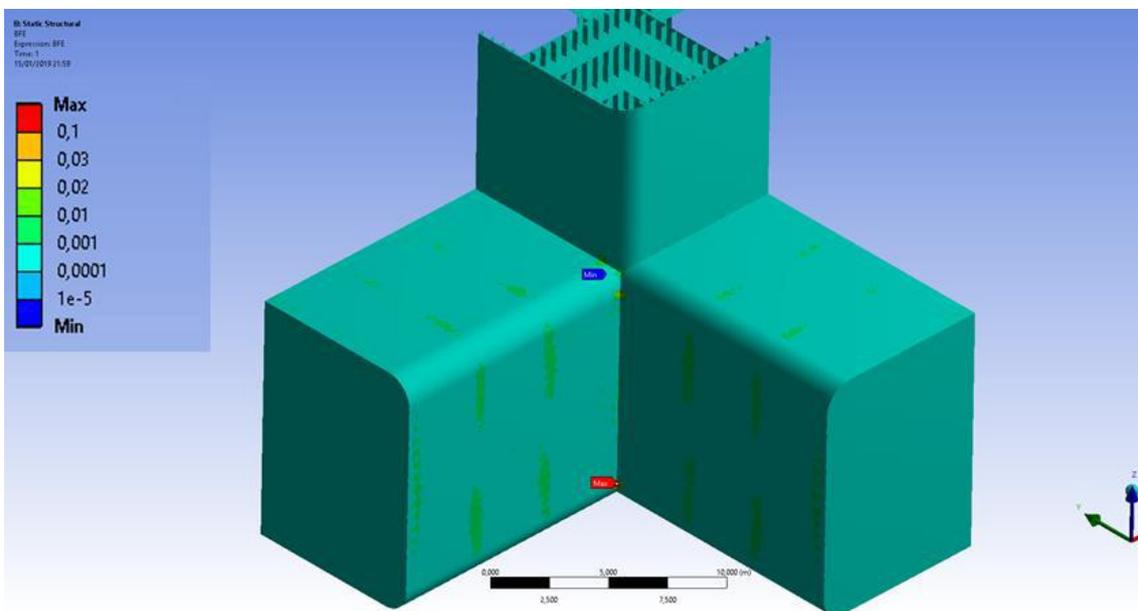


Figura 92: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e tensão equivalente de von Mises.

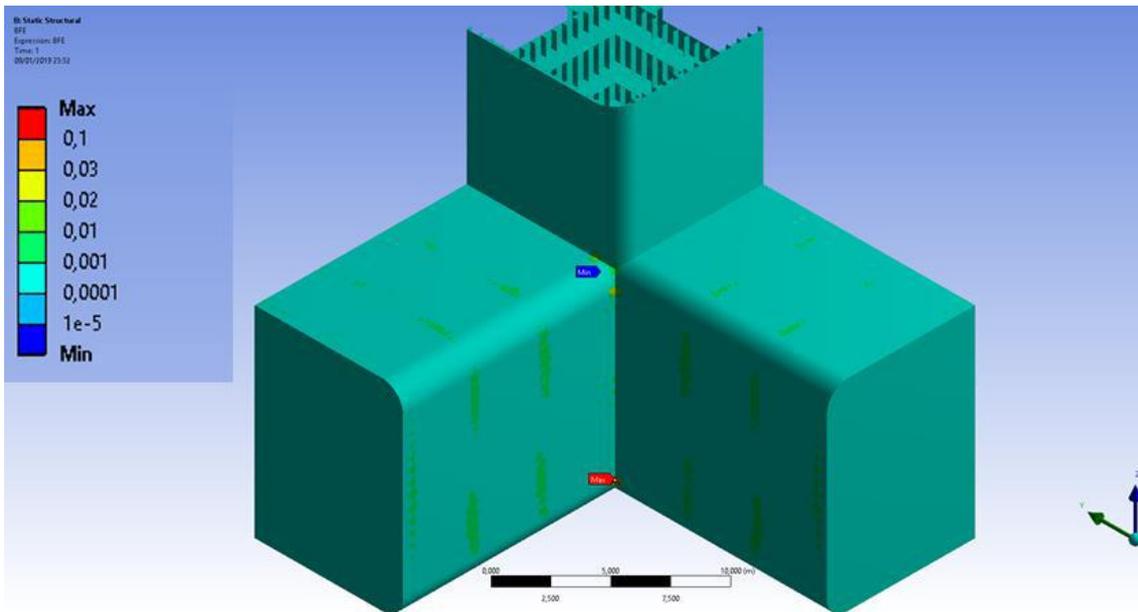


Figura 93: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e tensão equivalente de von Mises.

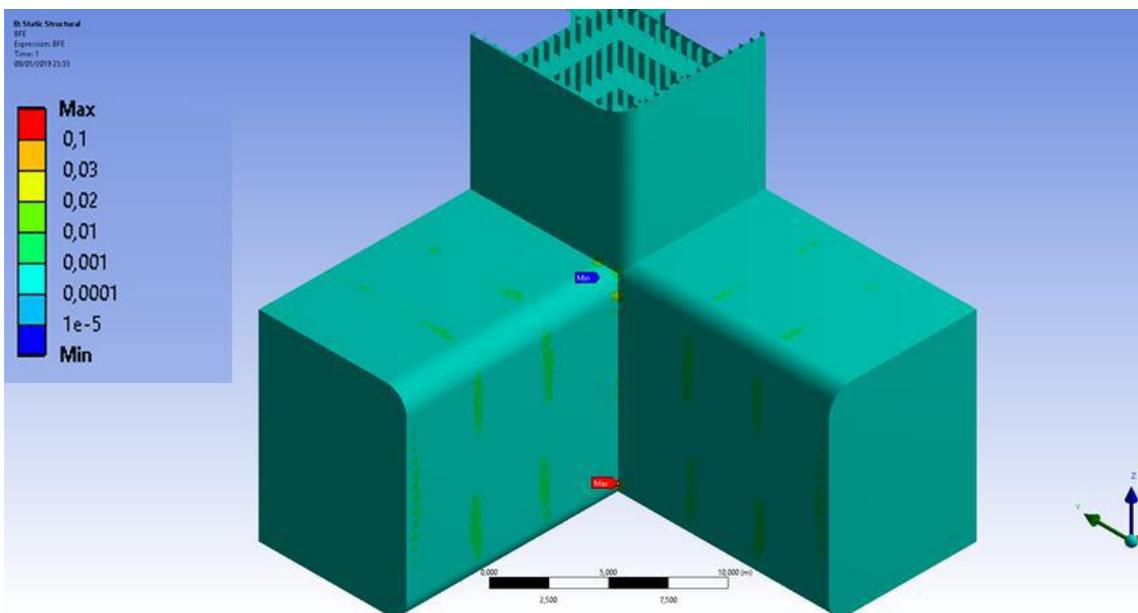


Figura 94: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e tensão equivalente de von Mises.

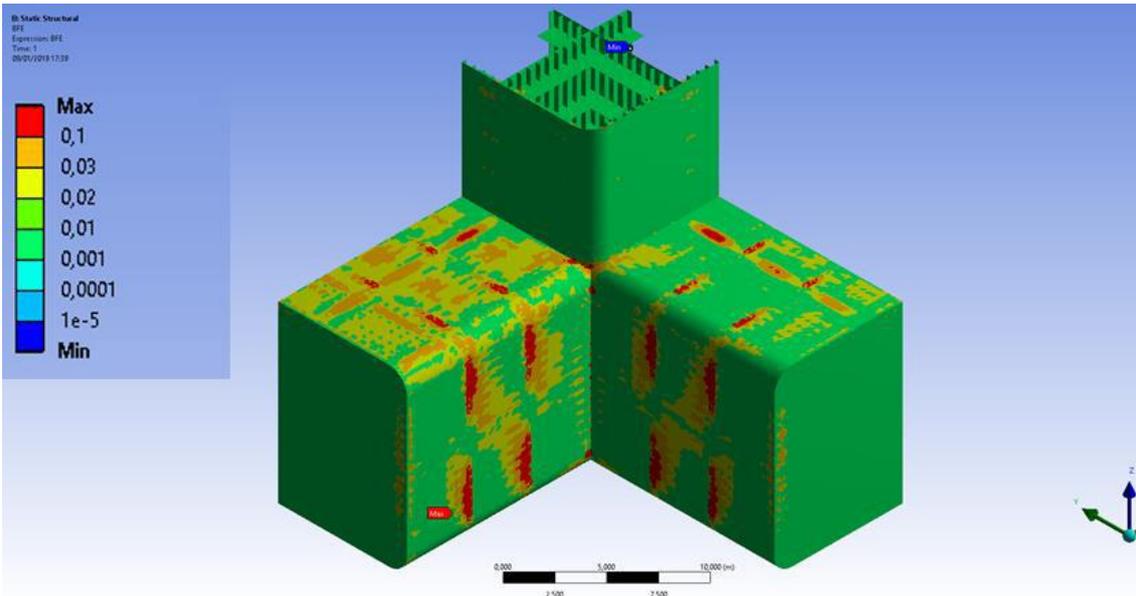


Figura 95: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

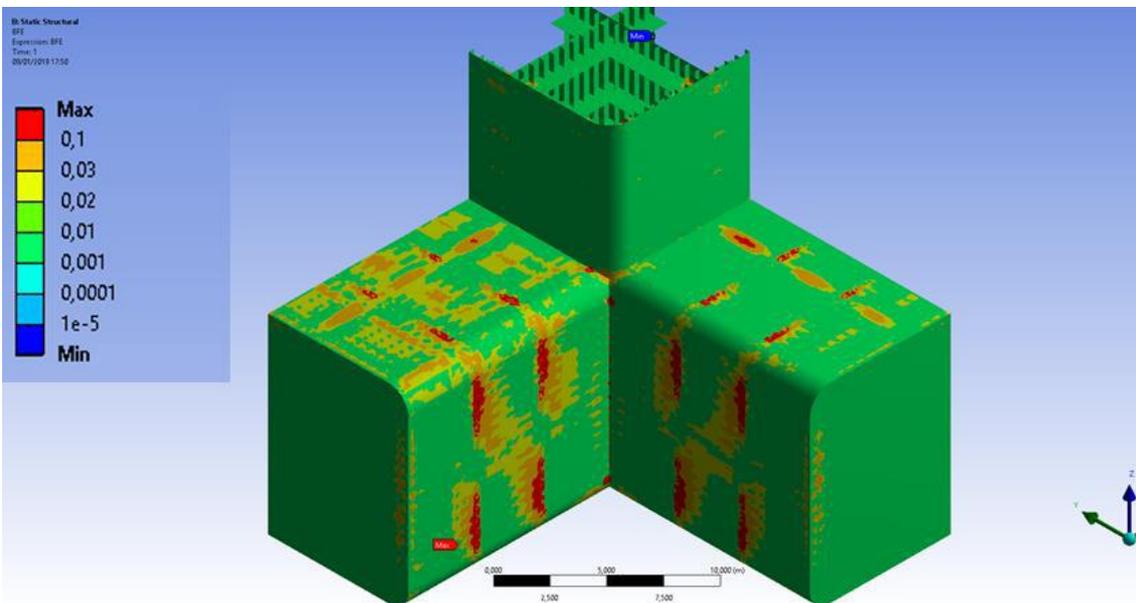


Figura 96: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

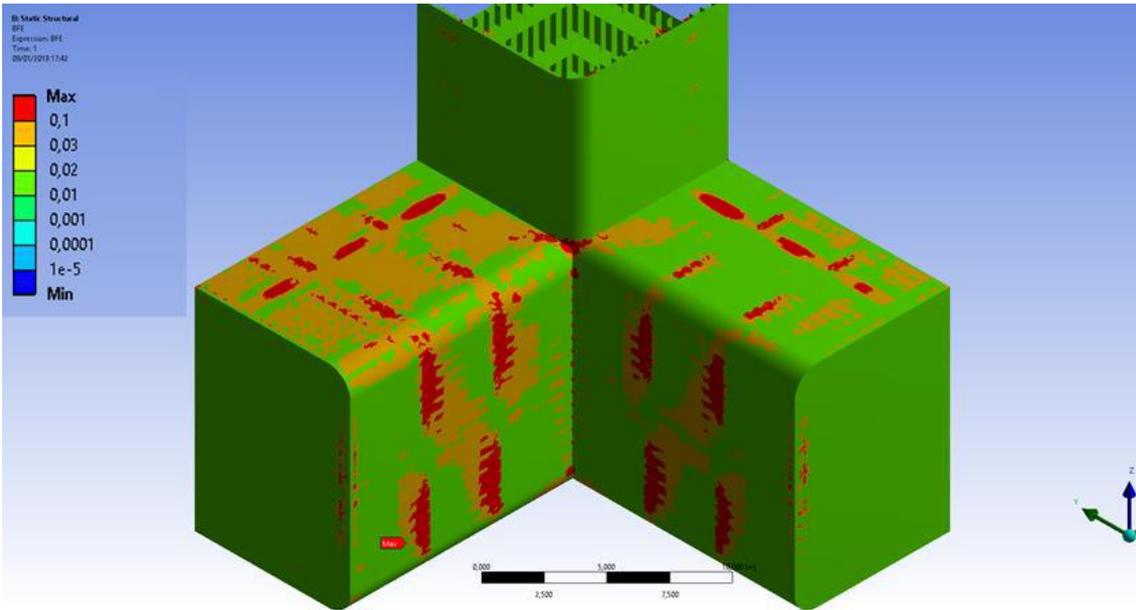


Figura 97: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

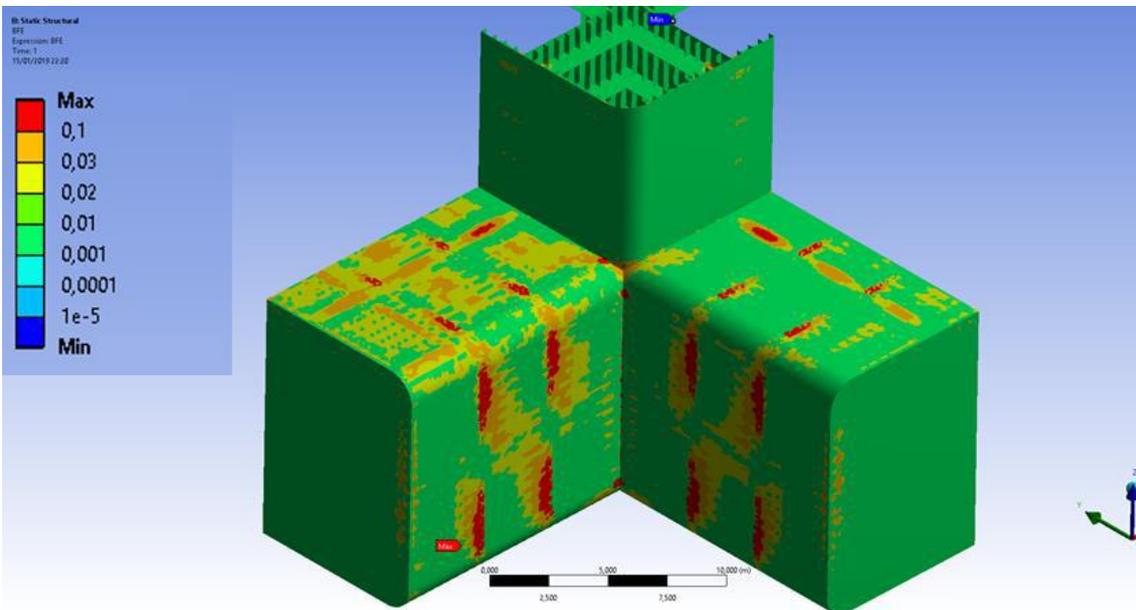


Figura 98: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

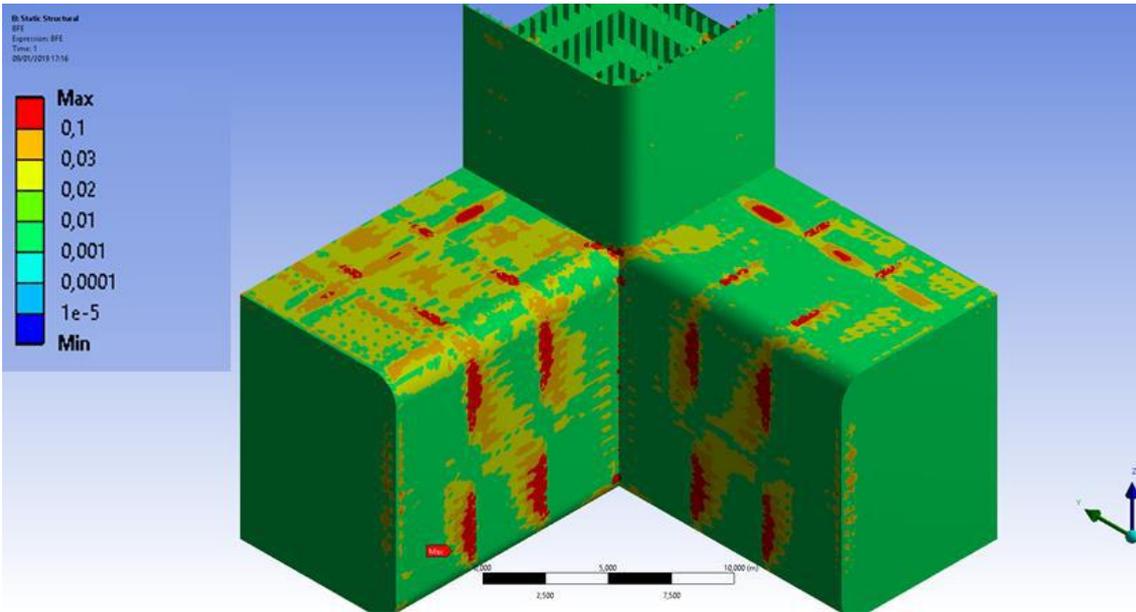


Figura 99: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

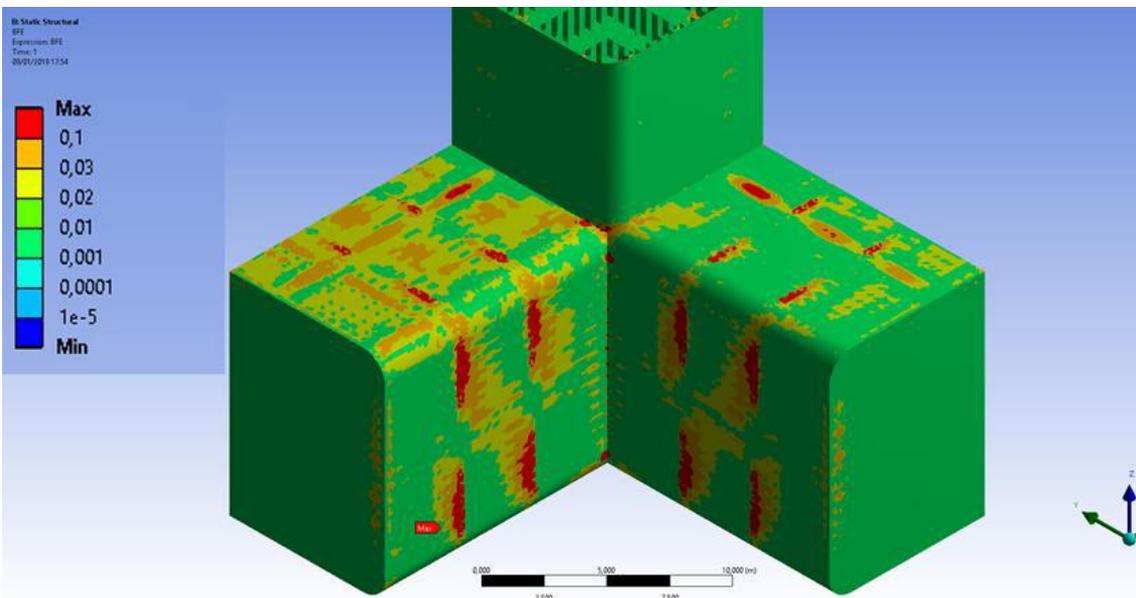


Figura 100: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente (Gough abs).

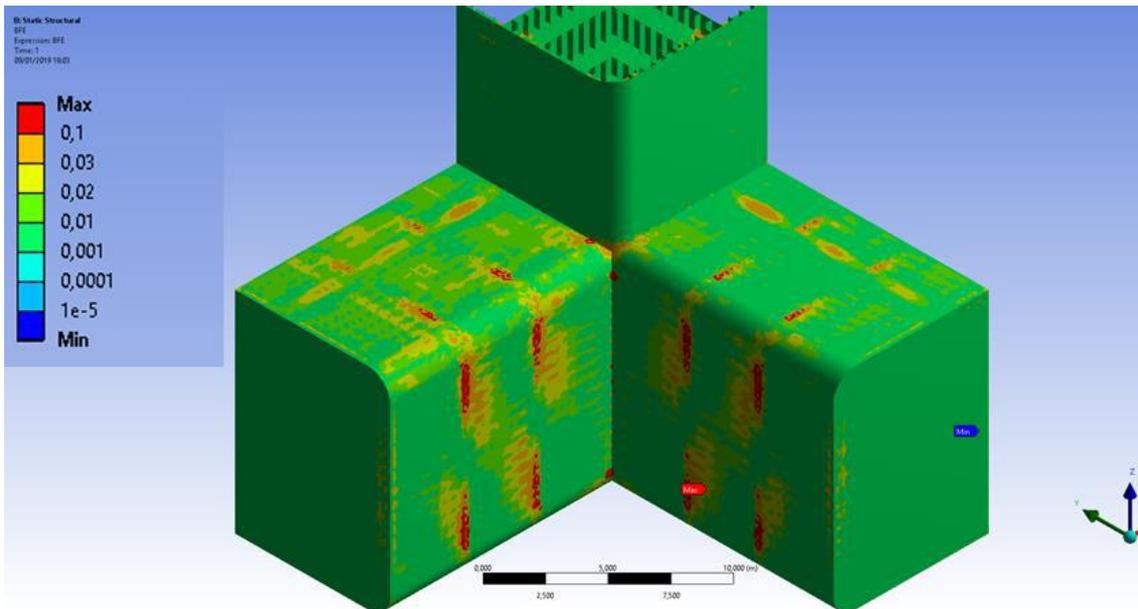


Figura 101: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

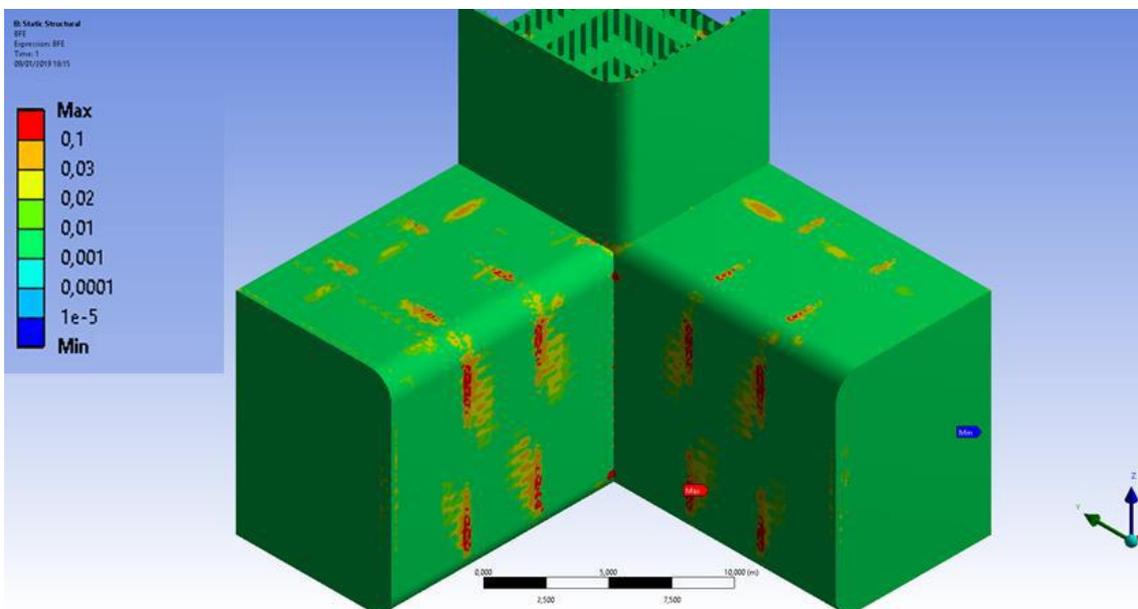


Figura 102: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

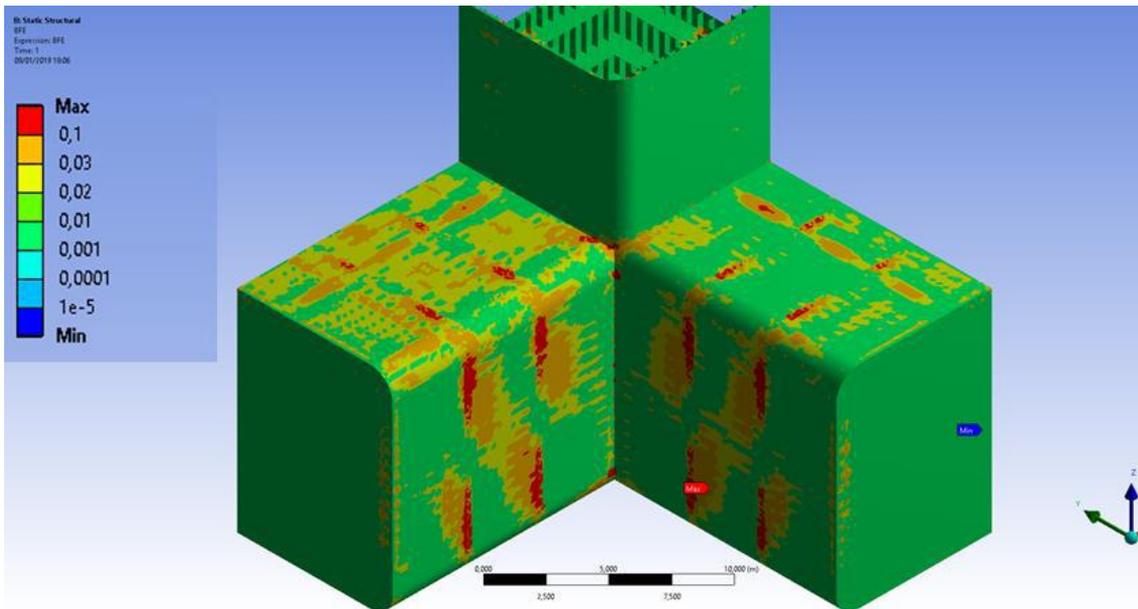


Figura 103: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

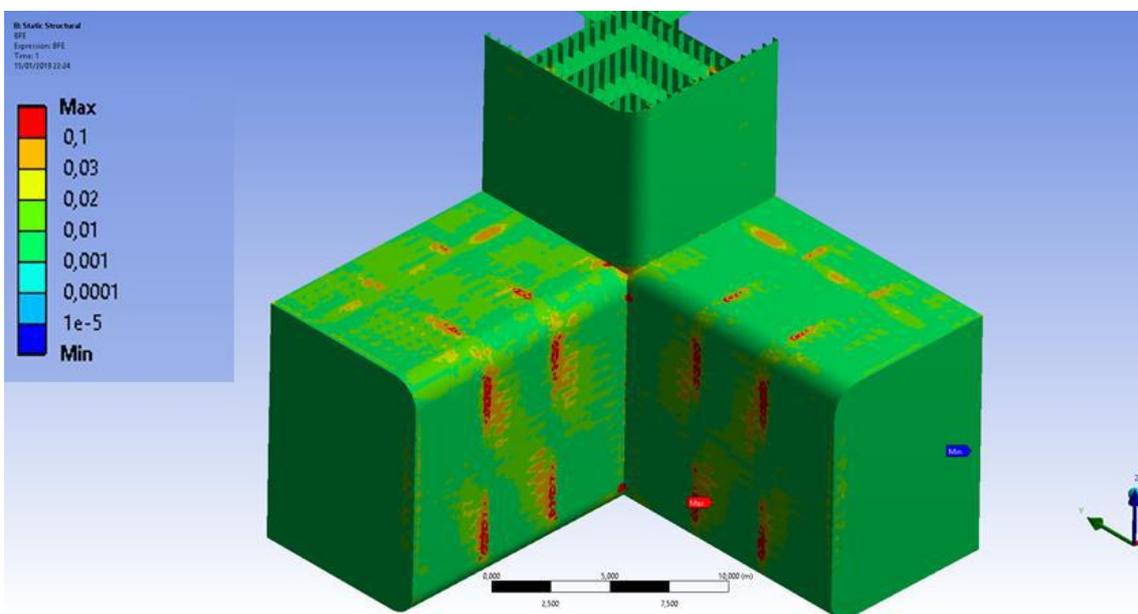


Figura 104: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

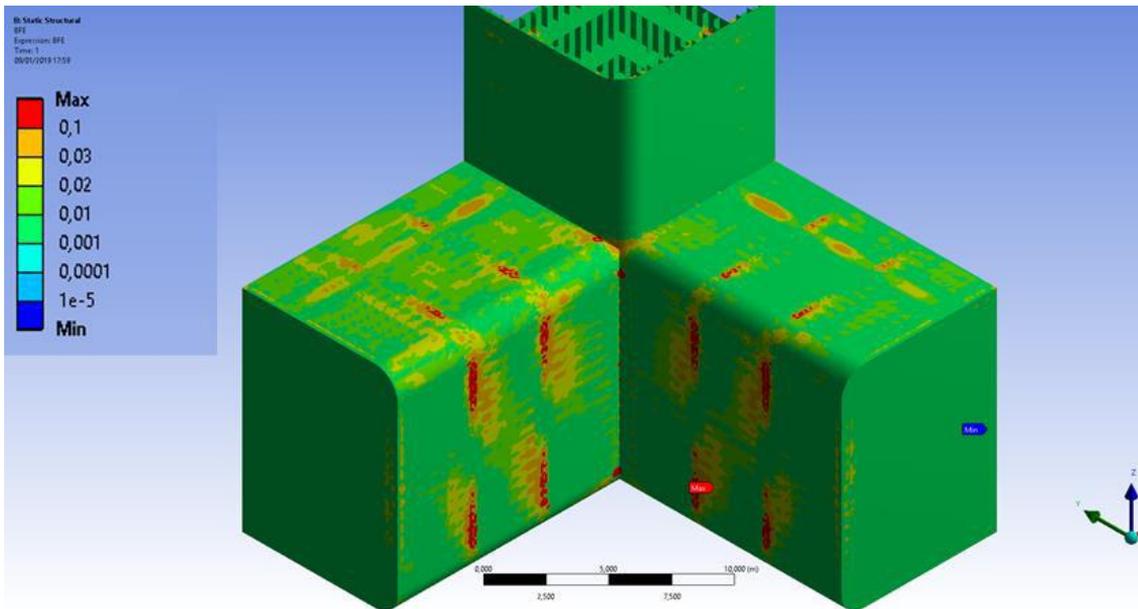


Figura 105: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

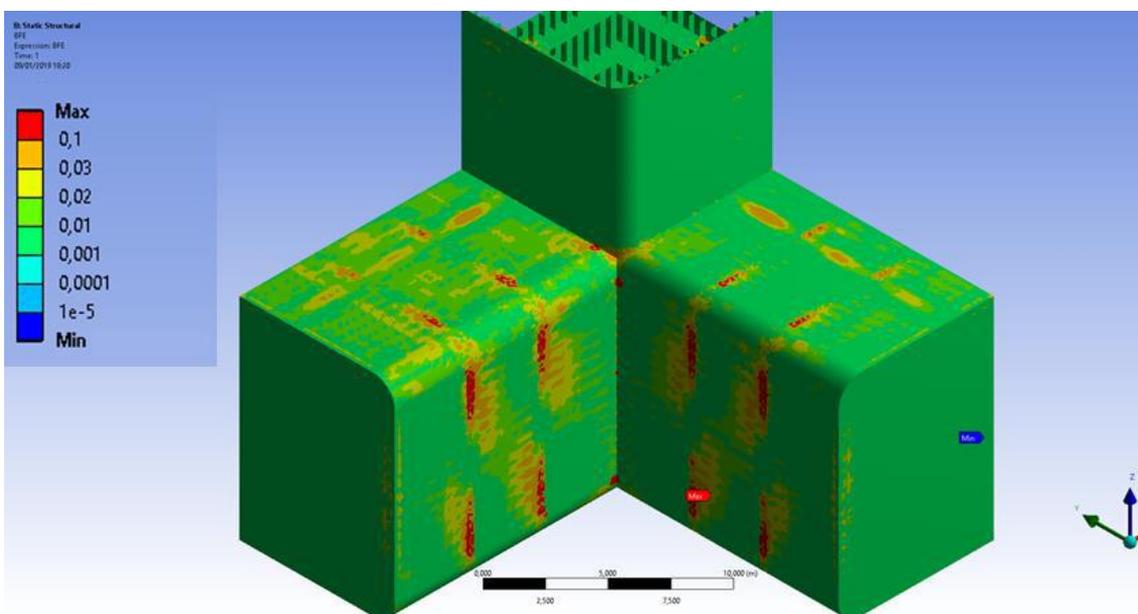


Figura 106: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com a elipse modificada de Gough que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (Gough alpha).

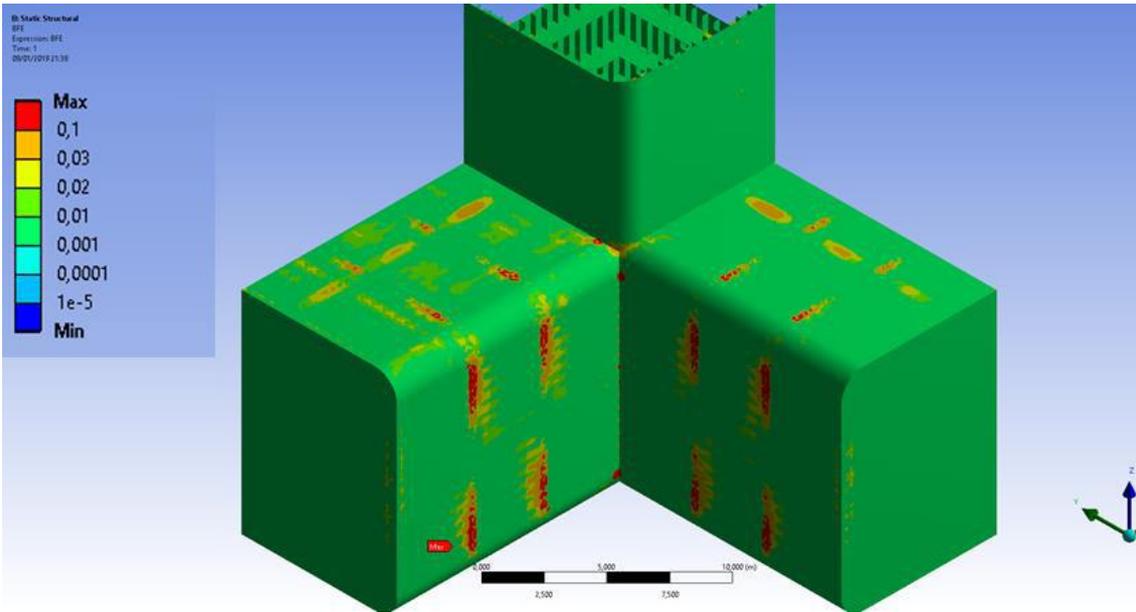


Figura 107: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

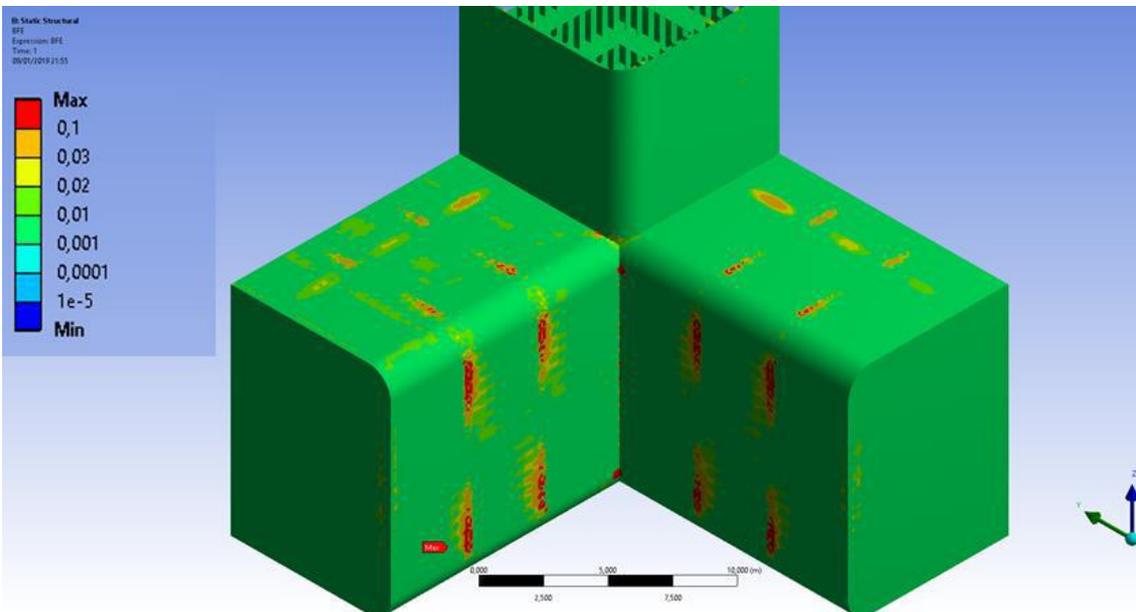


Figura 108: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

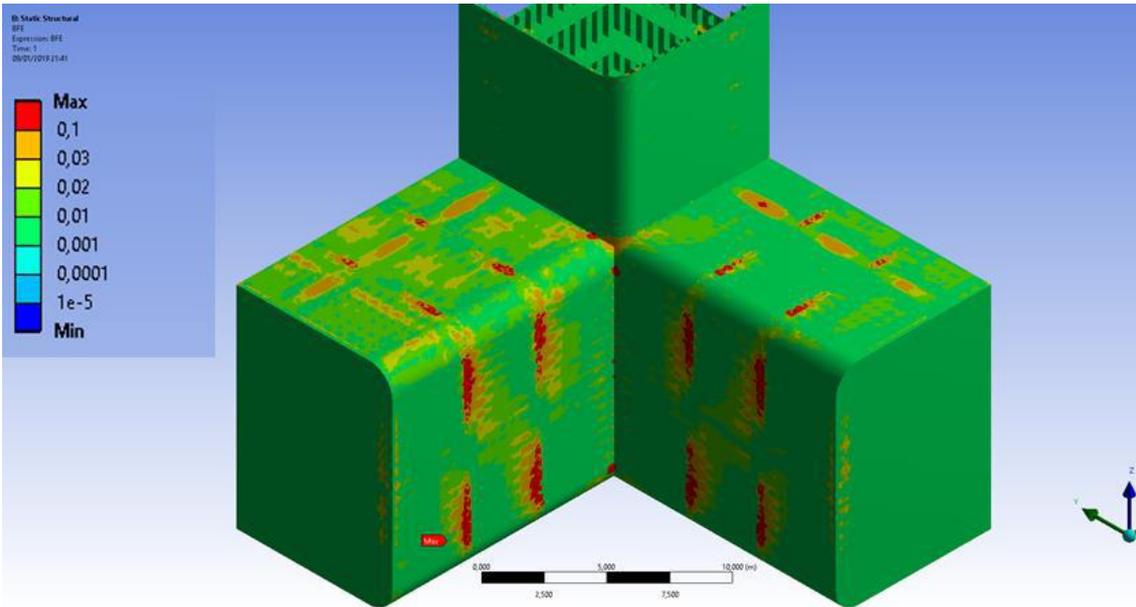


Figura 109: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

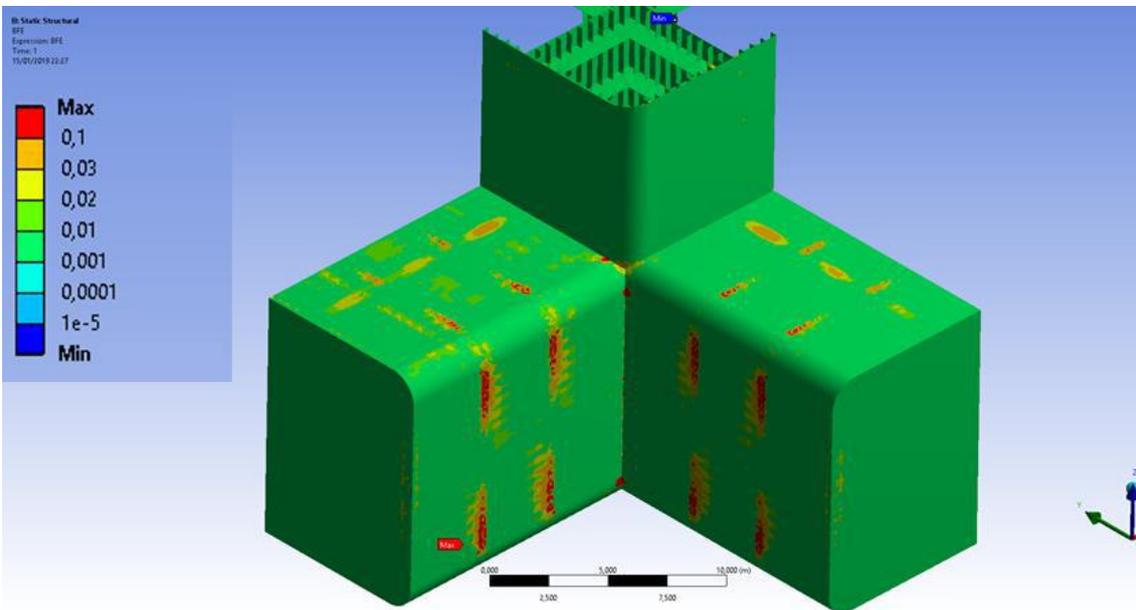


Figura 110: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

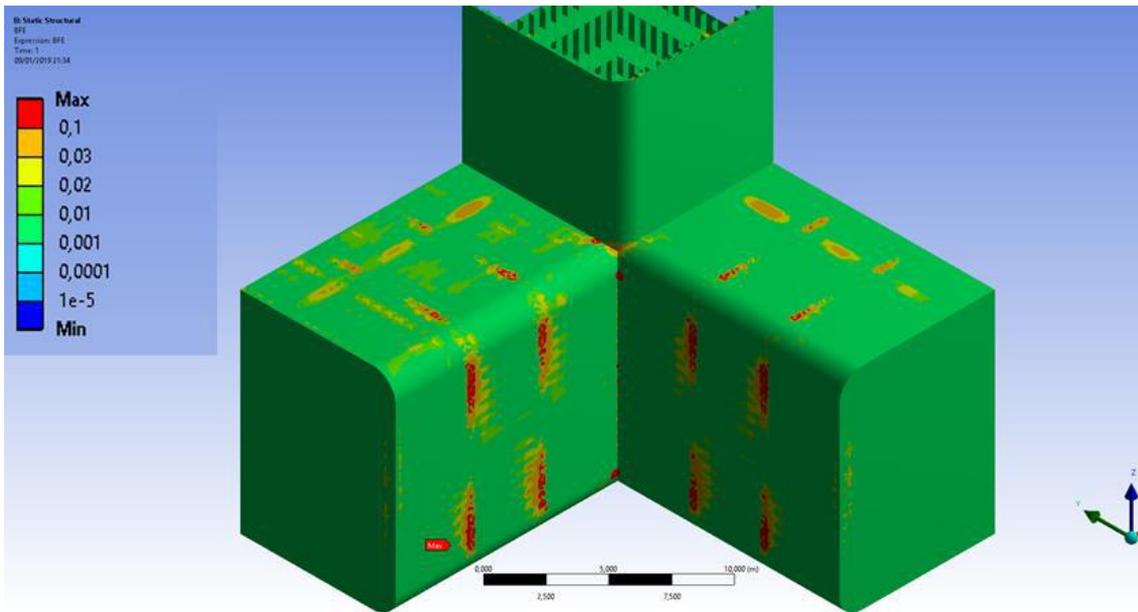


Figura 111: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

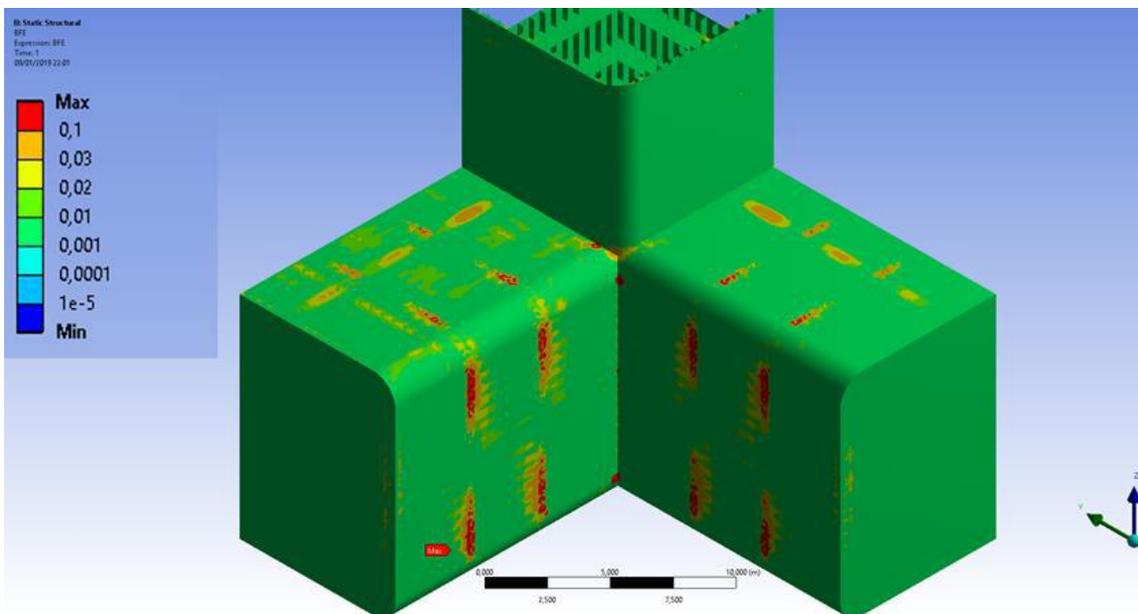


Figura 112: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com a elipse modificada de Gough que considera a diferença de fases entre as tensões (Gough fase).

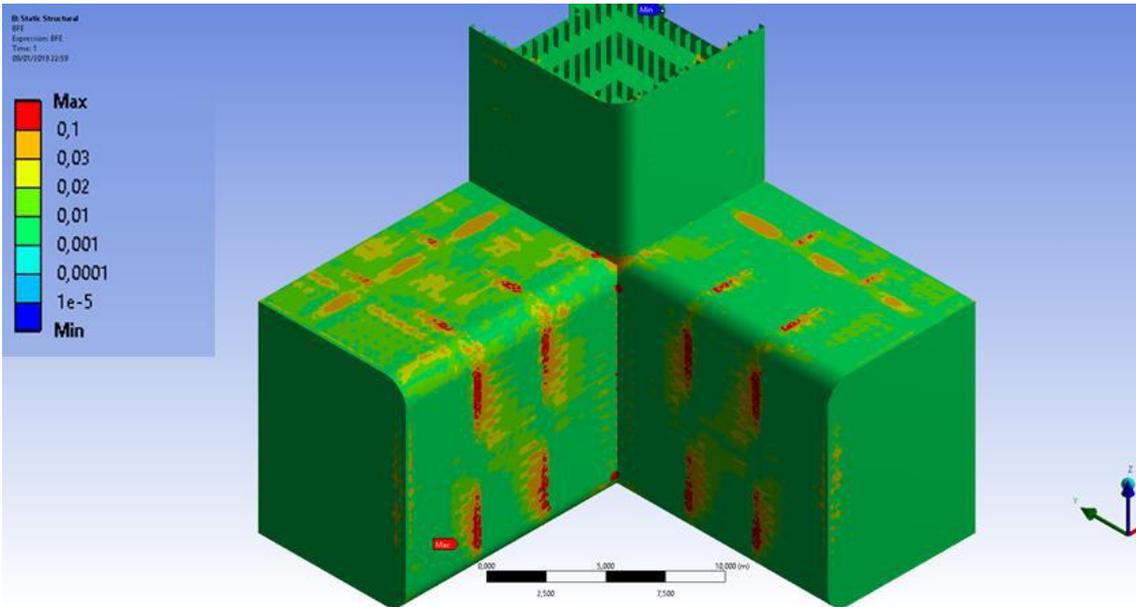


Figura 113: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

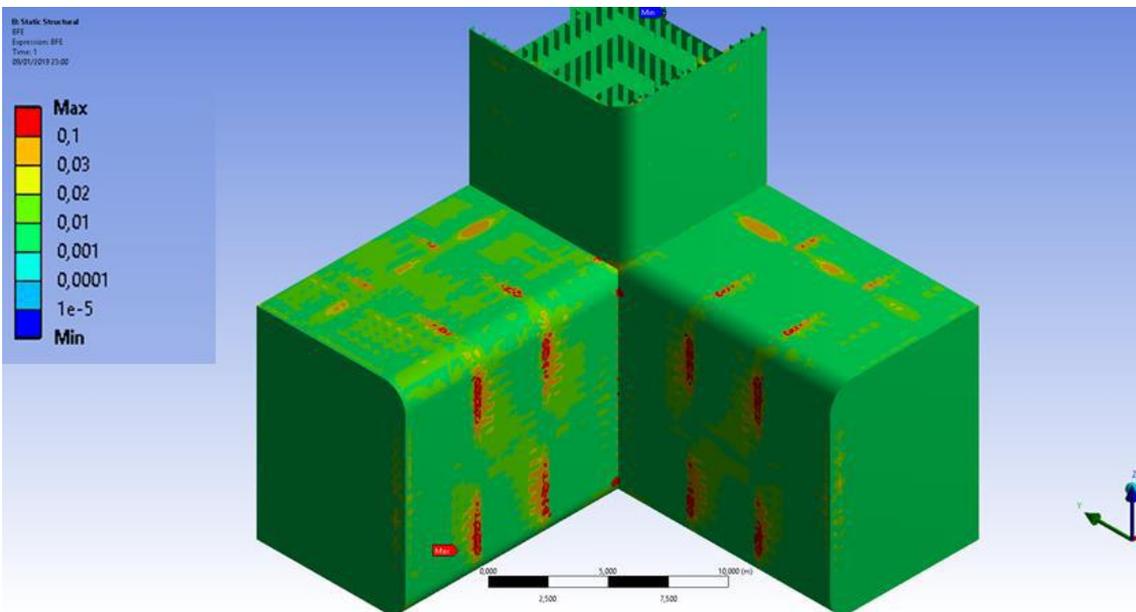


Figura 114: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

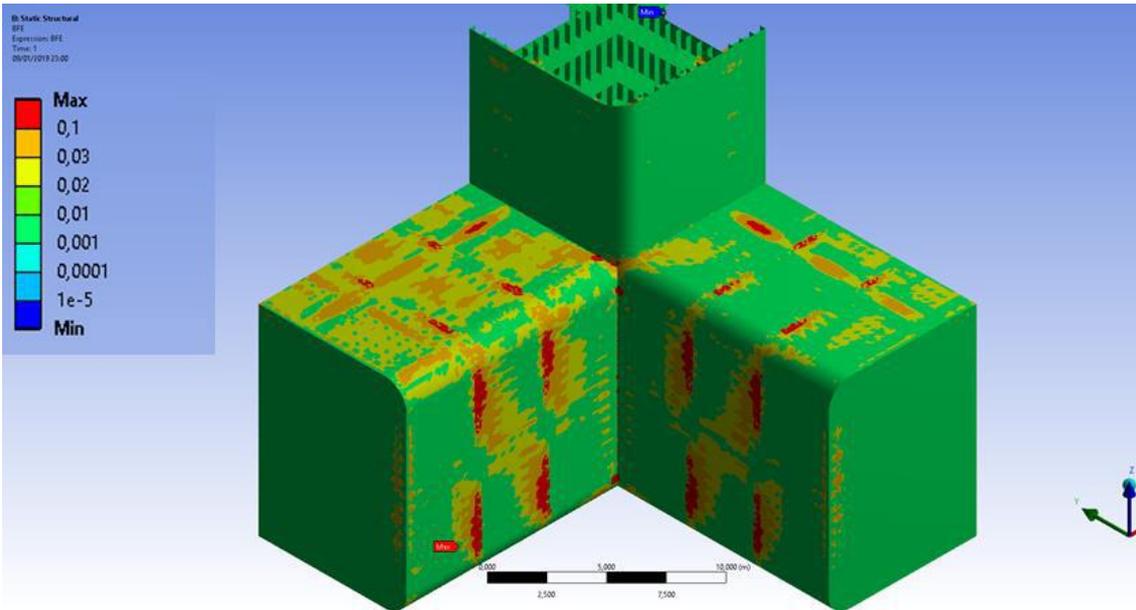


Figura 115: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

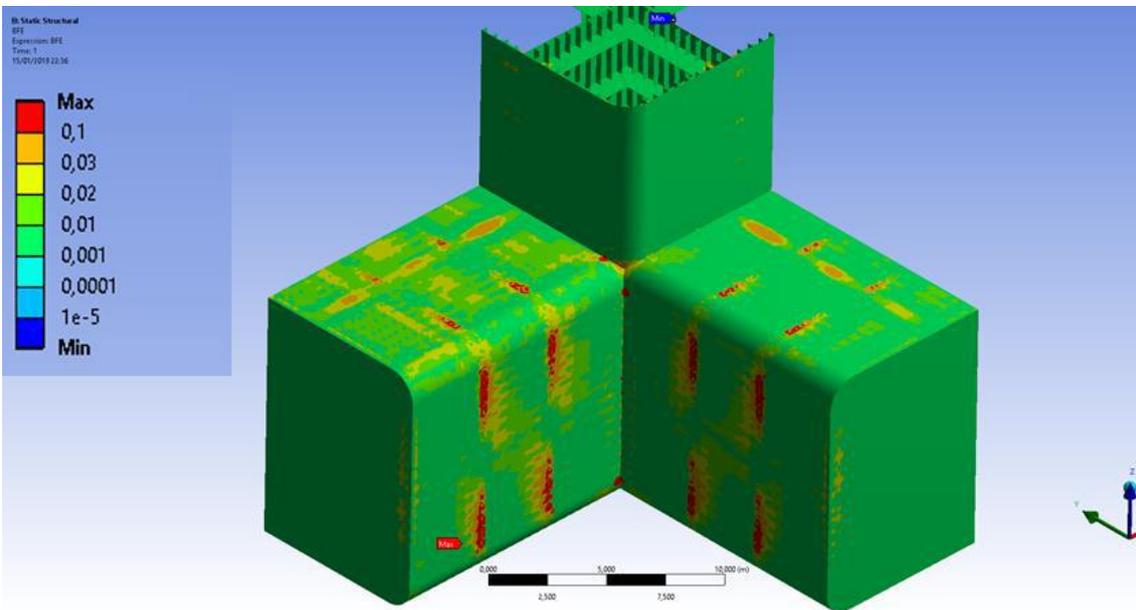


Figura 116: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

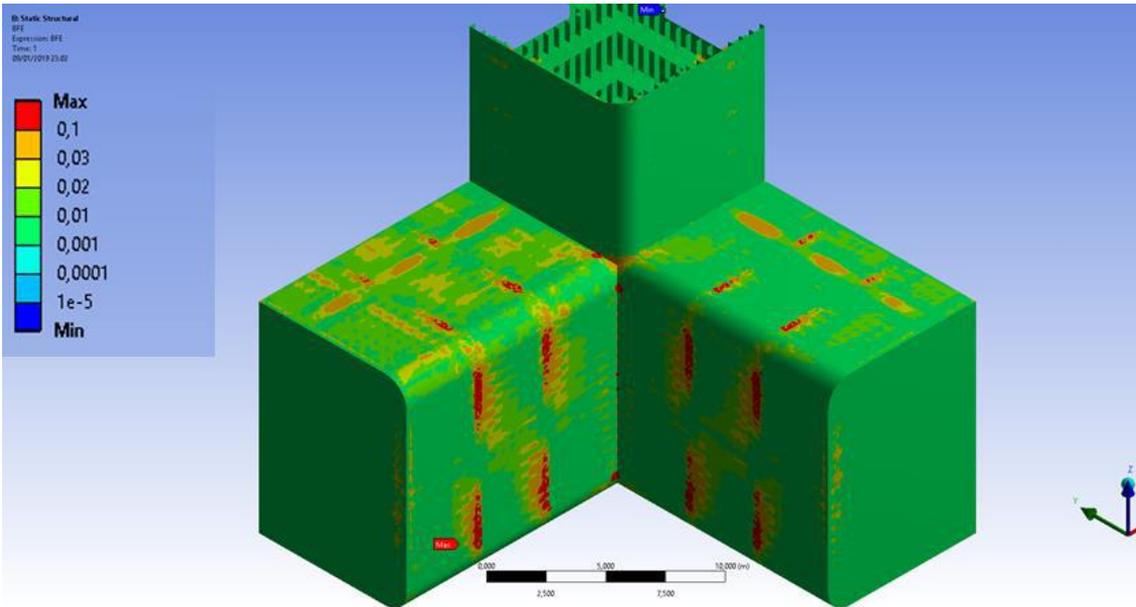


Figura 117: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

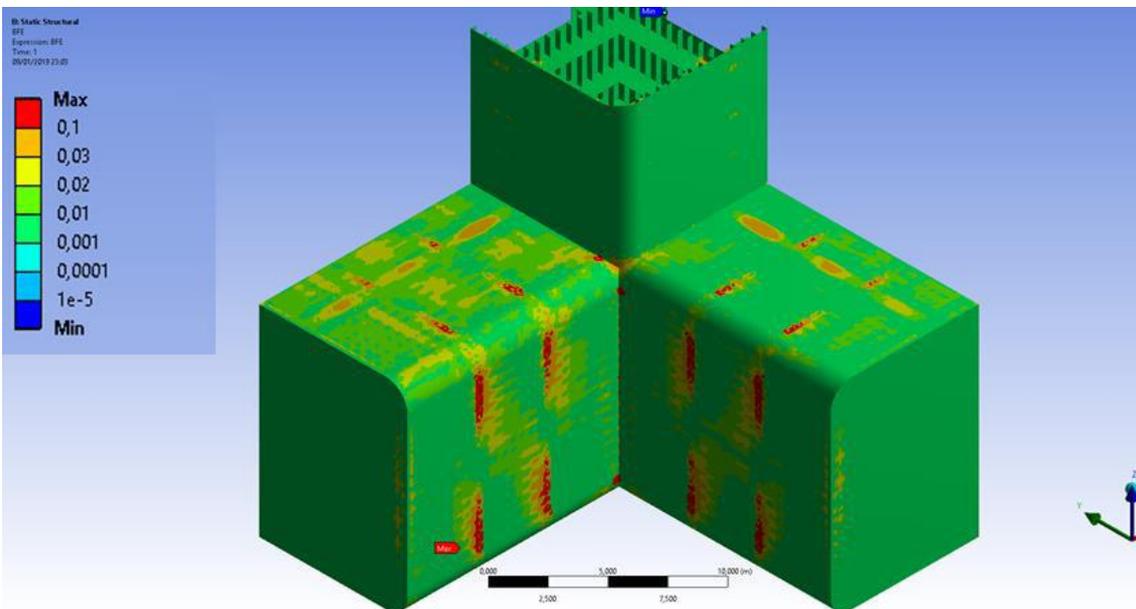


Figura 118: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente (PDMR abs).

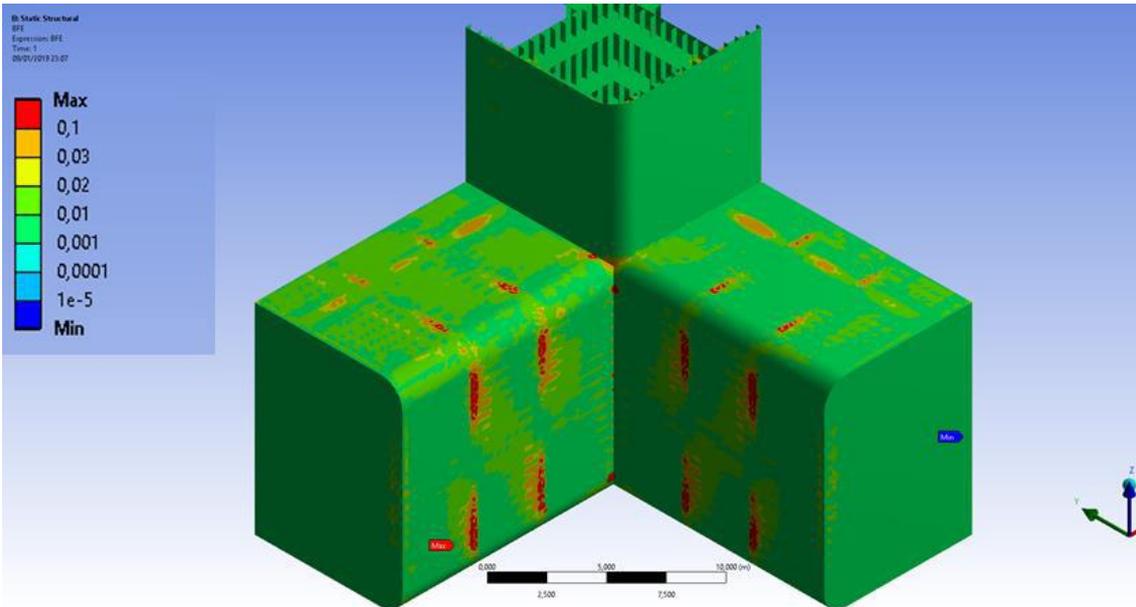


Figura 119: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

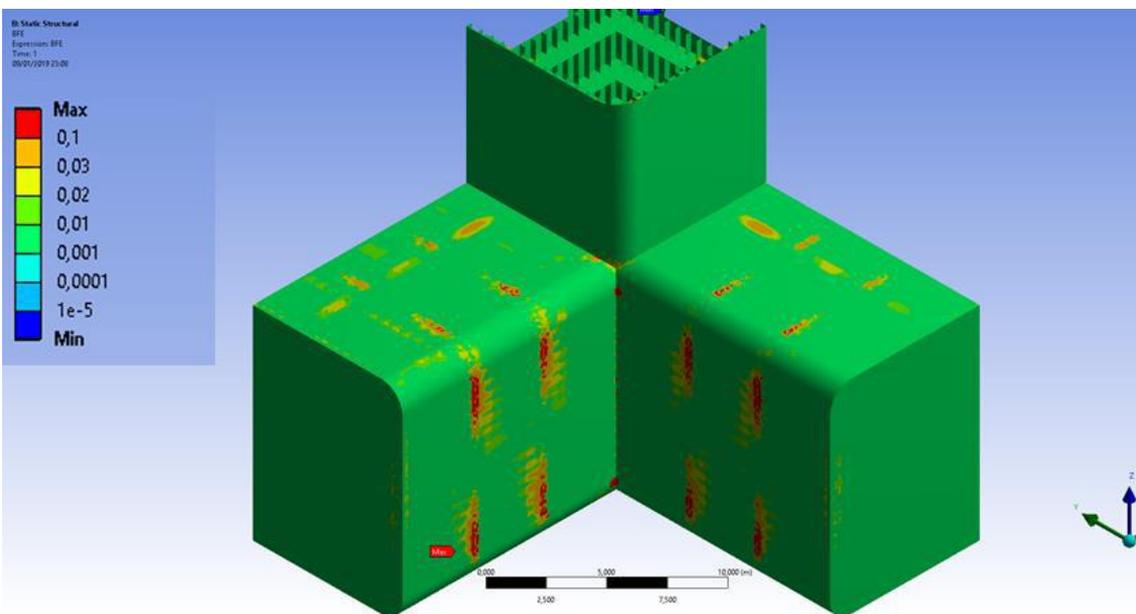


Figura 120: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

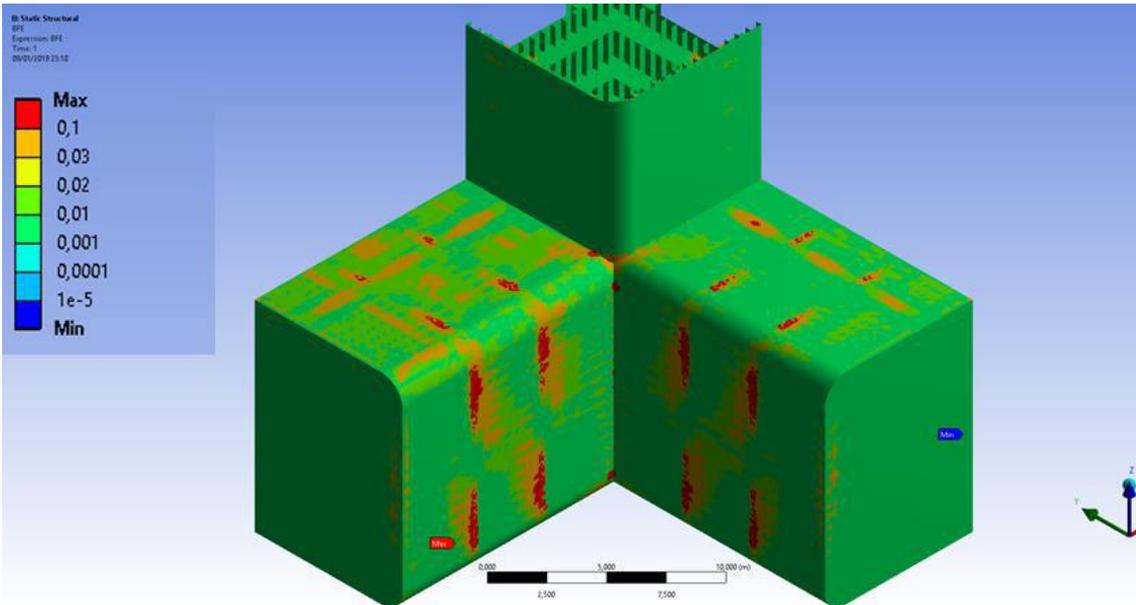


Figura 121: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

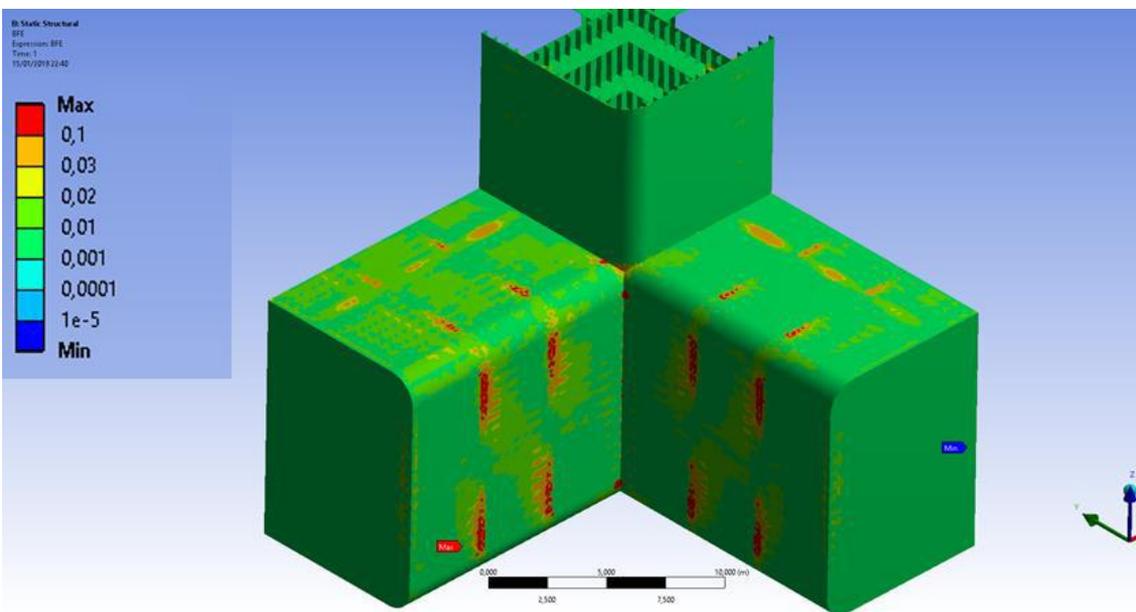


Figura 122: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

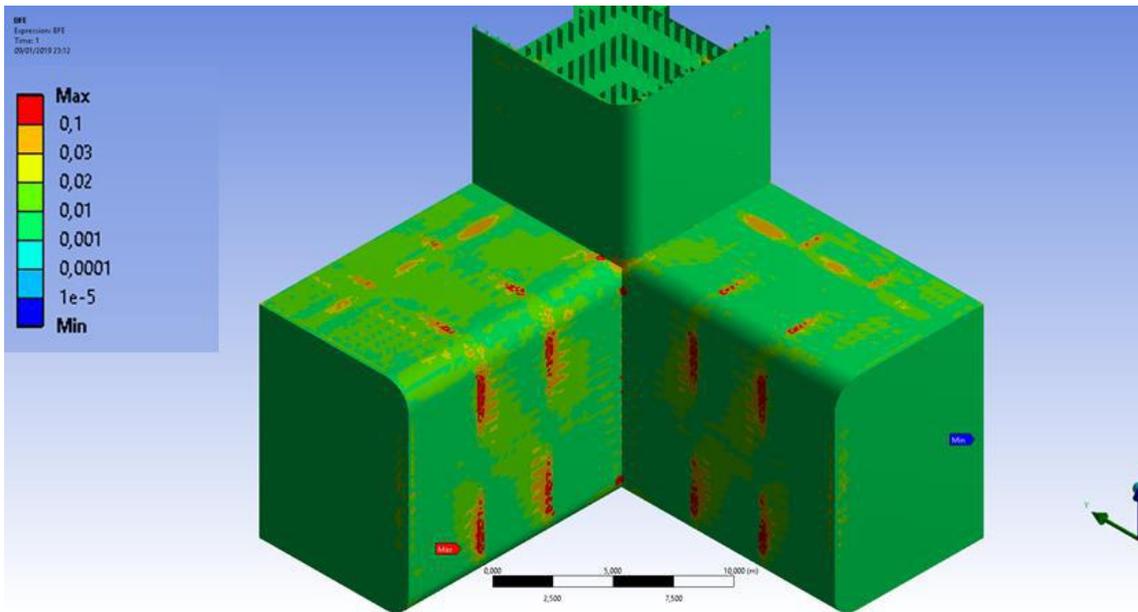


Figura 123: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

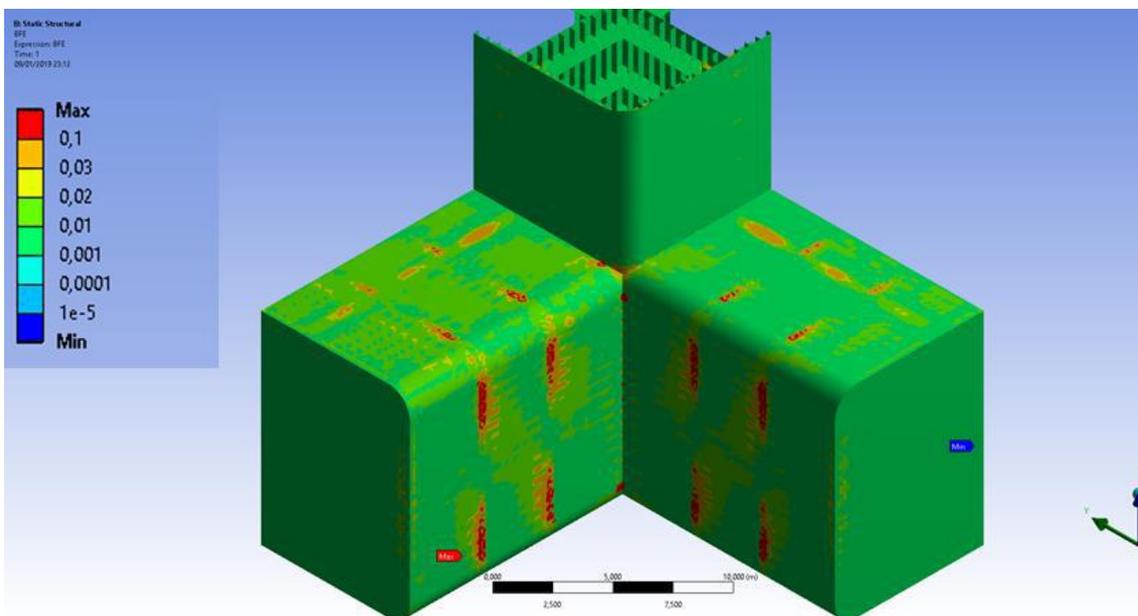


Figura 124: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que maximiza a tensão equivalente para uma dada razão entre as tensões (PDMR alpha).

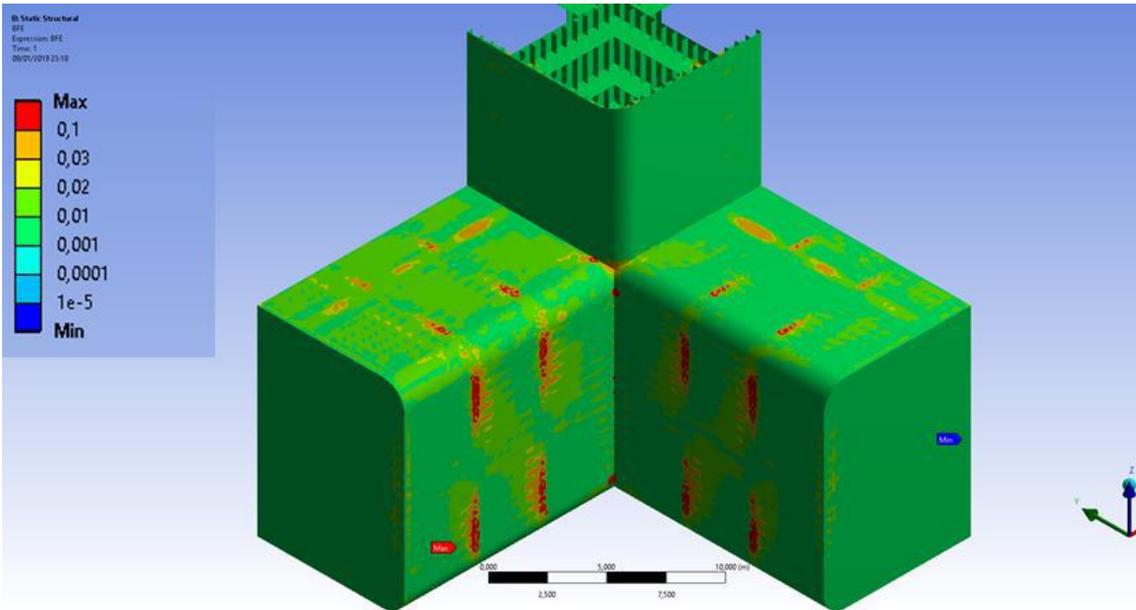


Figura 125: Danos anuais utilizando os métodos de Dirlik e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

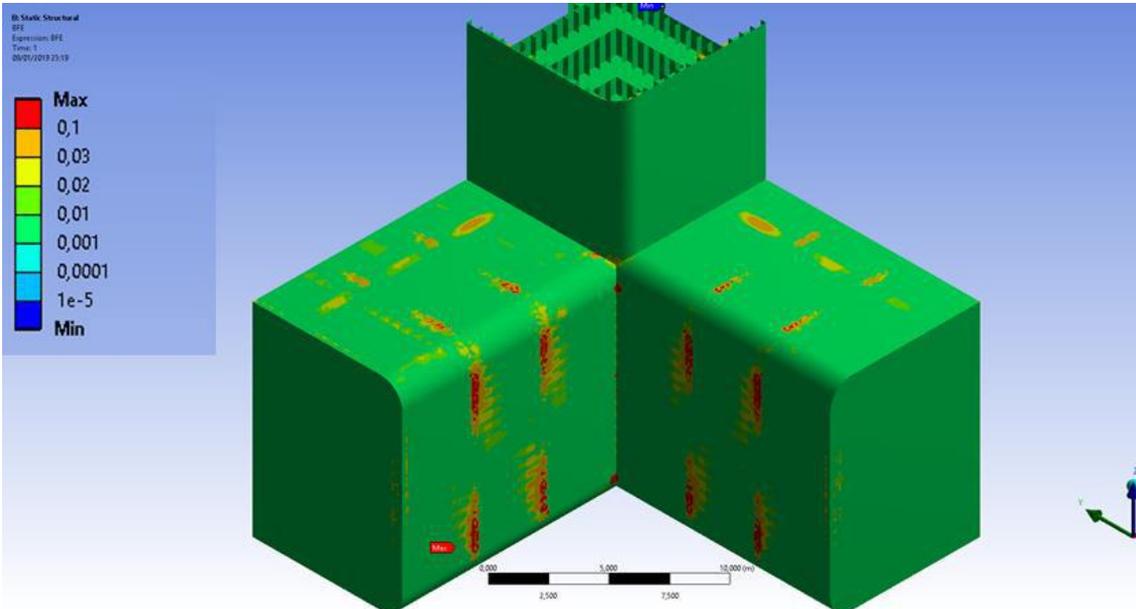


Figura 126: Danos anuais utilizando os métodos de Wirsching e Light e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

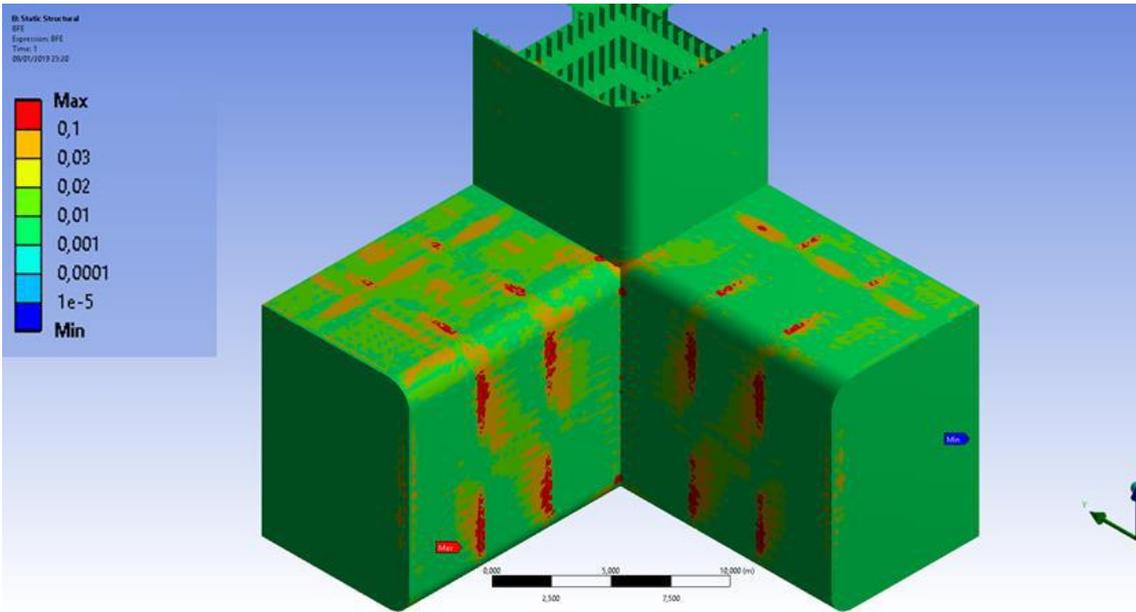


Figura 127: Danos anuais utilizando os métodos de Rayleigh (banda estreita) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

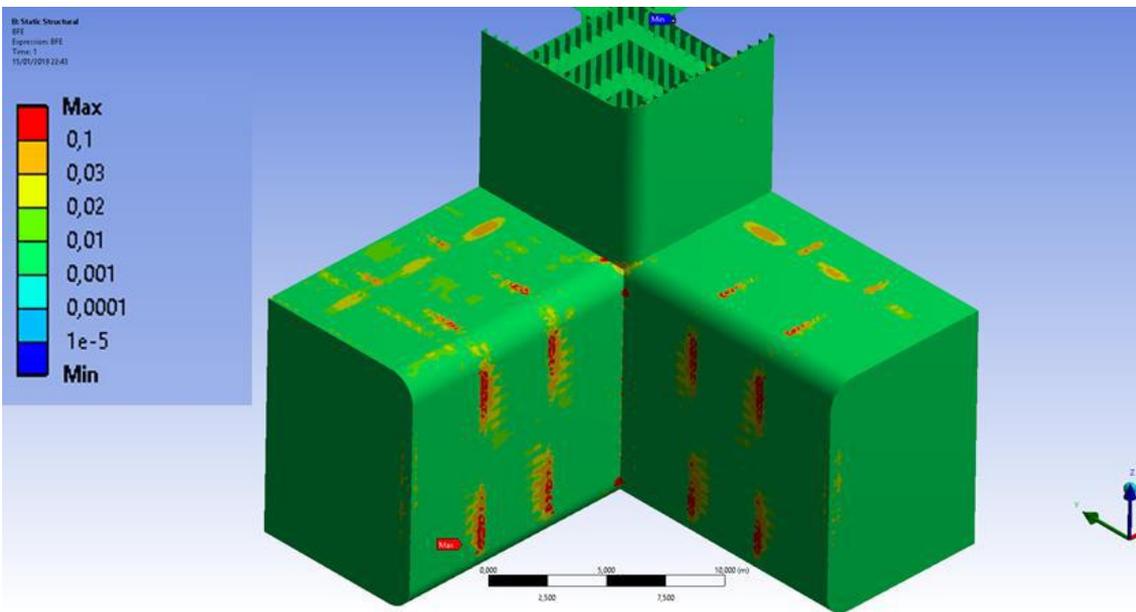


Figura 128: Danos anuais utilizando os métodos de Kowaleski e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

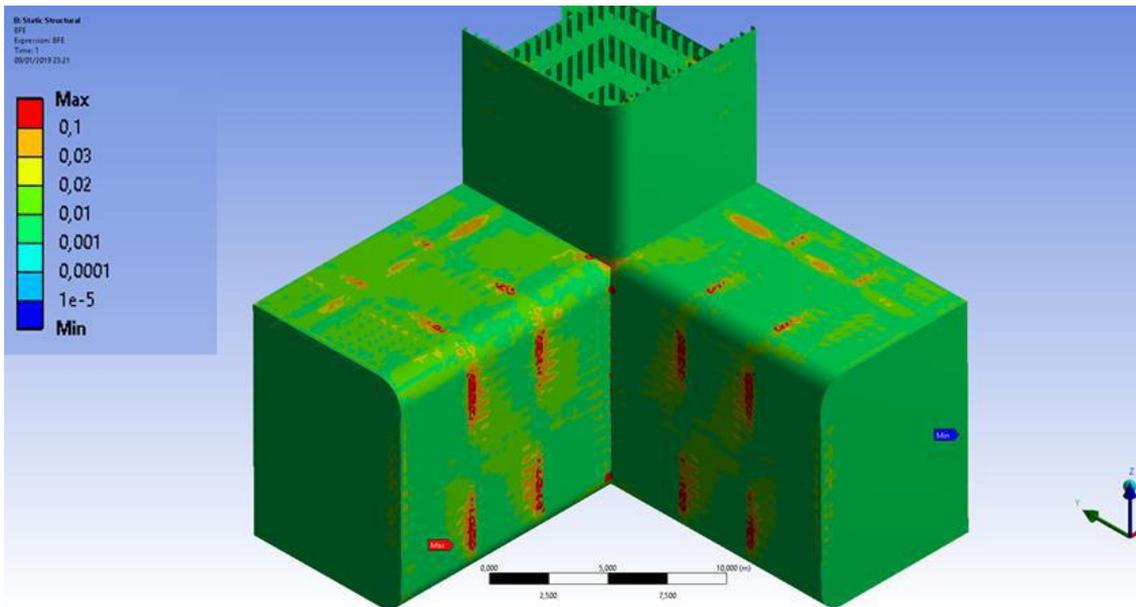


Figura 129: Danos anuais utilizando os métodos de Bendat e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

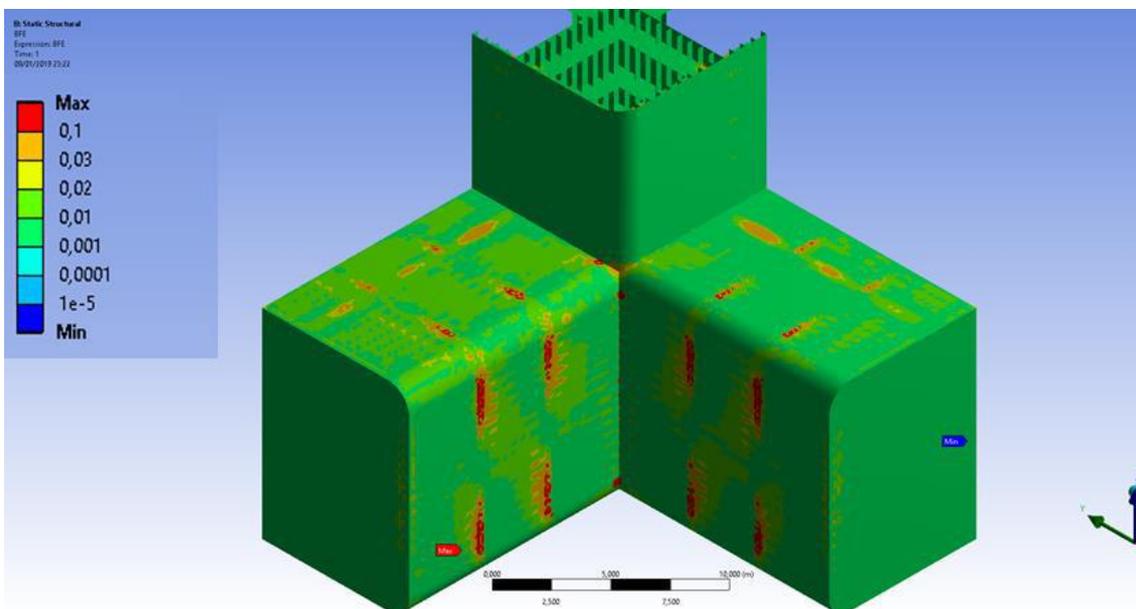


Figura 130: Danos anuais utilizando os métodos de Zhao e Baker (primeira proposição) e Battelle com o PDMR e a função de correlação que considera a diferença de fases entre as tensões (PDMR fases).

Como se pode perceber, os métodos de obtenção de RAO que não consideram nem a diferença de fase nem a razão entre as tensões são mais conservadores. Além disso, como já visto e agora confirmado, o método de Rayleigh é mais conservador em quase todos os casos.

Um ponto a ser observado é a magnitude dos danos encontrados sobretudo nos reforçadores primários do pontoon. Isso pode ser explicado pela curva S-N adotada e pelo refinamento da malha. A curva adotada pode ser considerada conservadora uma vez que presume o pior caso possível sempre, ou seja, independente do estado de mar e da direção de incidência está sempre sendo considerado que a tensão de maior magnitude atuando nestes elementos está perpendicular ao cordão de solda. Além disso, um maior grau de refinamento da malha tende a reduzir as magnitudes de tensões atuantes e consequentemente a diminuir os danos anuais. Outro ponto importante é em relação aos danos fora das regiões onde provavelmente ocorrerá solda. A utilização da metodologia de Battelle é prevista e comprovada para regiões com a presença de cordão de solda, não podendo ser assumida como verdadeira para locais distintos de tais regiões.

O método utilizando Mises apresenta as mesmas características que os de Battelle, apesar de numericamente ser bem diferente. Contudo cabe ressaltar que ao utilizar malhas mais refinadas é possível que a tensão equivalente e von Mises assumam valores maiores.

Ademais as imagens exibidas da Figura 89 à Figura 130 só confirmam o que fora dito, os resultados dos métodos de Bendat, Zhao e Baker e Kowaleski são muito próximos aos encontrados pelo método de Dirlik.

4.8. Adversidades Encontradas

Como já ressaltado, a utilização de um modelo grande de um casco de uma plataforma semissubmersível com milhares de elementos e a comparação de 140 combinações de métodos para a predição de vida à fadiga resultaram em uma quantidade de dados e informações que geraram adversidades ao longo do presente estudo.

A primeira adversidade a ser relatada se dá pela capacidade de processamento dos *softwares* disponíveis no mercado. A restrição de elementos difracionais para as análises de difração e a restrição de quantidade de nós para a importação das pressões e forças hidrostáticas durante a análise estrutural inviabilizam a utilização de malhas mais refinadas e que gerariam resultados mais precisos.

O problema acima descrito poderia ser contornado através da utilização de submodelos, onde se importaria apenas as cargas globais atuantes na região de interesse

do modelo completo e utilizar-se-ia uma malha mais refinada localmente. Esta solução nos leva a segunda adversidade encontrada.

O modelo do casco, mesmo com as simplificações adotadas, como a utilização de perfis equivalentes, gera arquivos cujos tamanhos são da ordem de *Gigabytes* e análises mais robustas requerem quantidades muito grandes de memória de alocação dinâmica (Memória RAM) dos computadores, mais do que se encontra nos *hardwares* comerciais de fácil aquisição presentes no Brasil. Como exemplo, o estudo de caso apresentado no presente trabalho necessitou de um computador alterado com 32,0 Gbytes de memória RAM. Não há, no mercado brasileiro, até a apresentação do presente trabalho, nenhum computador que seja comercializado com essa quantidade de memória. Além disso, não há também (considerando o mercado brasileiro) nenhuma placa-mãe disponível com capacidade para suportar mais do que 64,0 GBytes. A título de exemplo, o modelo utilizado no estudo de caso com a malha mais refinada apresentada no item 4.2.2 requereria uma quantidade de memória superior a isso.

A terceira adversidade encarada foi o tempo de processamento para a obtenção do RAO de tensão de cada caso. Mesmo utilizando-se os processadores mais potentes presentes no mercado e um modelo numérico que requisitava menos do que a capacidade total de memória RAM disponível, a solução de um caso de onda regular unitária com apenas uma frequência tomava cerca de 36 horas.

5. Conclusões

O presente trabalho tinha por objetivo comparar métodos de análise espectral presentes na literatura para a predição de vida à fadiga de estruturas offshore. Além disso, foi realizada também a comparação entre diferentes métodos e suas variâncias para a obtenção dos RAOs de tensão da estrutura.

Para alcançar os objetivos almejados foi realizada uma revisão dos conceitos básicos e de métodos presentes na literatura onde se verificaram vinte métodos de análise espectral e um método, com seis variações, para a obtenção dos RAOs de tensão. Somado a isso foi sugerido a utilização de mais um método para o cálculo dos RAOs de tensão das estruturas offshore. O resultado, portanto, foi o estudo de 140 métodos que combinaram os vinte métodos de análise espectral e os sete métodos de obtenção de RAO.

Somado a isso, foi exposta a metodologia para a realização de uma análise espectral de vida à fadiga de estruturas offshore na vida real, onde a incidência de ondas não ocorre em apenas uma direção e a frequência de ocorrência de cada estado de mar deve ser considerada. Na metodologia exposta foi incluído, inclusive, as tarefas e passo a passo da utilização de um *software* comercial.

O estudo comparativo almejado foi realizado com o auxílio de um estudo de caso de um modelo numérico de uma plataforma de produção de petróleo característica dos campos de exploração brasileiros. O modelo, contando com elementos estruturais como perfis reforçadores, utilizou os mais altos níveis de detalhamento suportados pelos *software* e *hardware* disponíveis. Foram utilizados 331 estados de mar para o cálculo dos danos anuais e 96 (oito direções de incidência e 12 períodos característicos) ondas regulares de amplitude unitária para a geração dos RAOs de tensão.

Os resultados obtidos mostraram que o método de obtenção de RAOs de tensão utilizando a tensão equivalente de von Mises retorna resultados, quantitativamente, muito divergentes dos tidos como corretos, porém tal método mostrou-se útil para análises qualitativas ao apresentar os mesmos padrões que o método de referência. A utilização da tensão de von Mises que, devido a sua simplicidade e por já estar presente como resultado na grande maioria dos *softwares* de elementos finitos, mostrou-se uma viabilidade para análises preliminares e identificação das regiões a serem detalhadas para a análise de vida à fadiga.

Em relação aos métodos de análise espectral presentes nas normas e regulamentos comumente aplicados às estruturas navais, foi verificado que o método de Rayleigh ou de banda estreita é conservador se comparado ao método de Dirlik, tido como o mais acurado e utilizado como referência. Já o método proposto por Wirsching e Light e presente na norma da ABS [36] apresentou resultados de danos inferiores aos calculados pelo método de referência levando a predição de vida útil à fadiga superior à encontrada pelo método de referência.

Os métodos propostos por Zhao e Baker, Kowaleski e Bendat, além do próprio método de Dirlik tomado como referência foram os métodos com os melhores resultados. Todos se mostraram, em geral, menos conservadores que o método de referência. Entre os métodos propostos por Zhao Baker a primeira proposição se mostrou mais acurada, apesar da segunda ter tido como foco curvas S-N com o expoente 3.

Com relação às magnitudes dos resultados obtidos em algumas regiões, a utilização de uma curva S-N conservadora aliada a ao uso do método de Battelle para regiões que não necessariamente apresentam cordão de solda justificam tal fato.

Baseado em todos os pontos supracitados é possível afirmar que o objetivo do presente estudo foi alcançado. Determinou-se quais os métodos de análise espectral e destes em combinação com métodos de obtenção dos RAOs de tensão são os mais adequados e mais próximos do método tido como referência.

5.1. Proposições para Trabalhos Futuros

O presente trabalho dedicou-se a comparar diversos métodos de análise espectral entre si e a informar quais foram os mais parecidos entre si e dentre eles quais os mais parecidos entre o método tido na literatura como o mais acurado. Entretanto, não foram esgotadas hipóteses e comparações possíveis e o presente item é dedicado a ilustrar novas linhas de pesquisa e comparações para próximos trabalhos. Dessa forma, abaixo são listadas sugestões para futuros trabalhos a serem elaborados.

1. Uma realização de análise temporal para o caso estudado de forma a poder-se comprovar se o método de Dirlik com a utilização do RAO de tensão de Battelle utilizando a elipse modificada de Gough considerando apenas a

razão entre as tensões de membrana e de flexão é de fato o mais acurado e, caso não sendo qual seria o método mais preciso;

2. Com o advento de novos *softwares* e *hardwares* cabe a possibilidade de estudos com malhas mais refinadas que possibilitem resultados mais precisos e sem limitações para os modelos ou submodelos utilizados;
3. Um estudo mais detalhado do método proposto por Petrucci e Zuccarello utilizando-se de dados reais para averiguar se tal método consiste de fato em um método viável; e
4. Um estudo sobre o emprego do método de Battelle em chapas com soldas em duas direções uma vez que haverá tensão normal em ambas as direções planares.

6. Referências Bibliográficas

- 1 MICONE, Nahuel; DE WAELE, Wim. Comparison of Fatigue Design Codes With Focus on Offshore Structures. In: ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2015. p. V001T01A033-V001T01A033.
- 2 CRAMER, Espen H.; LØSETH, Robert; OLAISEN, Kjell. Fatigue assessment of ship structures. *Marine Structures*, v. 8, n. 4, p. 359-383, 1995.
- 3 VITERBO, Jean Carlo. Geração de energia elétrica a partir da fonte eólica offshore. 2008. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.
- 4 EL-REEDY, Mohamed Abdallah. Offshore structures: design, construction and maintenance. Gulf Professional Publishing, 2012.
- 5 GERWICK, Cliff. Construction of marine and offshore structures. CRC press, 2002.
- 6 AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. Guide for Spectral-Based Fatigue Analysis for Floating Production, Storage and Offloading (FPSO) Installations. 2016.
- 7 AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. Bulletin 2int-met. 2007.
- 8 WHITE, Frank M. Mecânica dos Fluidos-6. AMGH Editora, 2010.
- 9 AIRY, G. B. On tides and waves: Encyclopaedia Metropolitana, v. 5. 1845.
- 10 WILSON, James F. (Ed.). Dynamics of offshore structures. John Wiley & Sons, 2003.
- 11 GARDINER, Crispin W. et al. Handbook of stochastic methods. Berlin: Springer, 1985.
- 12 DEAN, Robert George; DALRYMPLE, Robert A. Water wave mechanics for engineers and scientists. 1991.
- 13 JOURNÉE, J. M. J.; MASSIE, W. W. Offshore hydromechanics. TU Delft, 2000.
- 14 INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. Petroleum and natural gas industries — Specific requirements for offshore structures — Part 1: Metocean design and operating considerations. 2003.
- 15 CASELLA, George; BERGER, Roger L. Inferência estatística. São Paulo: Cengage Learning, 2010.
- 16 OCHI, Michel K. Ocean waves: the stochastic approach. Cambridge University Press, 2005.

- 17 CAMPBELL, Flake C. (Ed.). *Fatigue and fracture: understanding the basics*. ASM International, 2012.
- 18 MEYERS, Marc A.; CHAWLA, Krishan Kumar. *Mechanical behavior of materials*. Cambridge: Cambridge university press, 2009.
- 19 CALLISTER, William. *Ciência E Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. Grupo Gen-LTC, 2000.
- 20 MANDAI, J. T. *Determinação dos parâmetros para crescimento de trincas em ligas metálicas: modelagem e experimentação*. 2010. 158 f. 2010. Tese de Doutorado. Dissertação (Mestrado em Ciências Mecânicas) –Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília.
- 21 BASQUIN, O. H. The exponential law of endurance tests. In: *Proc. Astm*. 1910. p. 625-630.
- 22 KARADENIZ, H. *Uncertainties in Spectral Fatigue Damages and an Efficient Simple-Reliability Calculation of Offshore Structures*. In: *ASME 2006 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. American Society of Mechanical Engineers, 2006. p. 9-17.
- 23 DET NORSKE VERITAS. *Recommended Practice For Fatigue Design Of Offshore Steel Structures*. Abril. 2016.
- 24 AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design*. Dezembro. 2002.
- 25 INTERNATIONAL STANDARIZATION ORGANIZATION. *19902 – Fixed Steel Offshore Structures*. 2001.
- 26 HEALY, Brian et al. *Comparative fatigue performance of alternative outer hull connection details-Part I: Procedure, Particulars, and Modeling*. In: *The Tenth International Offshore and Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2000.
- 27 BATHE, Klaus-Jürgen. *Finite element procedures*. Klaus-Jurgen Bathe, 2006.
- 28 BENASCIUTTI, Denis; SHERRATT, Frank; CRISTOFORI, Alessandro. *Basic principles of spectral multi-axial fatigue analysis*. *Procedia Engineering*, v. 101, p. 34-42, 2015.
- 29 DONG, P.; HONG, J. K. *The master SN curve approach to fatigue of piping and vessel welds*. *Welding in the World*, v. 48, n. 1-2, p. 28-36, 2004.

- 30 AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. Guidance Notes on spectral-based fatigue analysis for floating offshore structures. 2005.
- 31 HEALY, Brian E. A Comparison of Frequency and Time Domain Fatigue Damage Using the Battelle Structural Stress Methodology. In: ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2015. p. V004T03A009-V004T03A009.
- 32 DONG, Pingsha; WEI, Zhigang; HONG, Jeong K. A path-dependent cycle counting method for variable-amplitude multi-axial loading. *International Journal of Fatigue*, v. 32, n. 4, p. 720-734, 2010.
- 33 MISES, R. v. *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, v. 1913, p. 582-592, 1913.
- 34 HEALY, Brian E. A Comparison of the Surface Extrapolation and Battelle Structural Stress Methodologies as Applied to a Spectral Fatigue Analysis of a Representative FPSO Structural Detail. In: ASME 2007 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2007. p. 269-279.
- 35 HONG, Jeong K.; FORTE, Thomas P. Fatigue evaluation procedures for multiaxial loading in welded structures using Battelle structural stress approach. In: ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2014. p. V005T03A013-V005T03A013.
- 36 AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. Guide for Fatigue Assessment of Offshore Structures. 2018.
- 37 WIRSCHING, Paul H.; LIGHT, Mark C. Fatigue under wide band random stresses. *Journal of the Structural Division*, v. 106, n. 7, p. 1593-1607, 1980.
- 38 ORTIZ, K.; CHEN, N. K. Fatigue damage prediction for stationary wideband processes. In: In 'Fifth Int. Conf. on Applications of Statistics and Probability in Civil Engrg. 1987.
- 39 TOVO, Roberto. Cycle distribution and fatigue damage under broad-band random loading. *International Journal of Fatigue*, v. 24, n. 11, p. 1137-1147, 2002.
- 40 BENASCIUTTI, D.; TOVO, R. Spectral methods for lifetime prediction under wide-band stationary random processes. *International Journal of fatigue*, v. 27, n. 8, p. 867-877, 2005.

- 41 BENASCIUTTI, Denis. Fatigue analysis of random loadings. PhD University of Ferrara, Department of Engineering, 2004.
- 42 HANCOCK, J. W.; GALL, D. S. Fatigue under narrow and broad band stationary loading. Final report of the cohesive program of research and development into fatigue of offshore structures, 1985.
- 43 KRENK, Steen. A double envelope for stochastic processes. Report No. 134, Danish center for Appl. Math. And Mech. 1978.
- 44 MADSEN, P. Hauge et al. Dynamic Analysis of Wind Turbine Rotors for Lifetimeprediction. Risø National Laboratory, 1983.
- 45 LARSEN, Curtis E.; IRVINE, Tom. A review of spectral methods for variable amplitude fatigue prediction and new results. *Procedia Engineering*, v. 101, p. 243-250, 2015.
- 46 DIRLIK, Turan. Application of computers in fatigue analysis. 1985. Tese de Doutorado. University of Warwick.
- 47 TUNNA, J. M. Fatigue life prediction for Gaussian random loads at the design stage. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 9, n. 3, p. 169-184, 1986.
- 48 CHAUDHURY, G. K.; DOVER, W. D. Fatigue analysis of offshore platforms subject to sea wave loadings. *International Journal of Fatigue*, v. 7, n. 1, p. 13-19, 1985.
- 49 FRESSINET, M.; FUCHS, F.; MADELPECH, P. Fatigue Life Estimation of Structures Subjected to Vibratory Loading. In: *ICAF 2011 Structural Integrity: Influence of Efficiency and Green Imperatives*. Springer, Dordrecht, 2011. p. 427-442.
- 50 KOWALEWSKI, J. On the relationship between component life under irregularly fluctuating and ordered load sequences. *MIRA Translations*, n. 43/66, 1963.
- 51 BENDAT, Julius S. Probability functions for random responses: prediction of peaks, fatigue damage, and catastrophic failures. 1964.
- 52 STEINBERG, Dave S. *Vibration analysis for electronic equipment*. 2000.
- 53 ZHAO, Wangwen; BAKER, Michael J. On the probability density function of rainflow stress range for stationary Gaussian processes. *International Journal of Fatigue*, v. 14, n. 2, p. 121-135, 1992.

- 54 PETRUCCI, G.; ZUCCARELLO, B. Fatigue life prediction under wide band random loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 27, n. 12, p. 1183-1195, 2004.
- 55 GOODMAN, John. *Mechanics applied to engineering*. Longmans, Green, 1918.
- 56 MRŠNIK, Matjaž; SLAVIČ, Janko; BOLTEŽAR, Miha. Frequency-domain methods for a vibration-fatigue-life estimation—Application to real data. *International Journal of Fatigue*, v. 47, p. 8-17, 2013.
- 57 MOURA, Alfredo et al. A review of spectral and conventional methods for cycle counting and fatigue life estimation. Extension to finite element analysis. *Proceedings of the 7th International Conference on Mechanics and Materials in Design*. 2017.
- 58 NAGULPALLI, V.; GUPTA, Abhijit; FAN, Shaofeng. Estimation of fatigue life of aluminum beams subjected to random vibration. Department of Mechanical Engineering, Northern Illinois University, DeKalb, IL, 2007.
- 59 ARANY, Laszlo et al. Accuracy of frequency domain fatigue damage estimation methods for offshore wind turbine support structures. In: *Vulnerability, Uncertainty, and Risk: Quantification, Mitigation, and Management*. 2014. p. 1293-1302.
- 60 ZHAO, W.; STACEY, A.; PRAKASH, P. Probabilistic models of uncertainties in fatigue and fracture reliability analysis. In: *ASME 2002 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. American Society of Mechanical Engineers, 2002. p. 557-578.
- 61 BÖHM, Michał; ŁAGODA, Tadeusz. Fatigue life assessment with the use of the spectral method for non-Gaussian loading histories with the use of the energy parameter. *Journal of Machine Construction and Maintenance. Problemy Eksploatacji*, 2018.
- 62 AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. *Rules for Materials and Welding*. 2019.