



APLICAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE ESPECTRAL NA AVALIAÇÃO DO DANO À FADIGA EM ESTRUTURAS NAVAIS

Thiago da Silva Lopes

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

Orientadores: Julio Cesar Ramalho Cyrino
Murilo Augusto Vaz

Rio de Janeiro
Dezembro de 2018

APLICAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE ESPECTRAL NA AVALIAÇÃO DO DANO À
FADIGA EM ESTRUTURAS NAVAIS

Thiago da Silva Lopes

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. Julio Cesar Ramalho Cyrino, D.Sc.

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

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

DEZEMBRO DE 2018

Lopes, Thiago da Silva

Aplicação do Método de Análise Espectral na Avaliação do Dano à Fadiga em Estruturas Navais/Thiago da Silva Lopes. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XII, 92 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Julio Cesar Ramalho Cyrino

Murilo Augusto Vaz

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 87-89.

1. Análise Espectral. 2. Fadiga. 3. Análise estrutural. I. Cyrino, Julio Cesar Ramalho *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus pela Sua infinita misericórdia e graça, por meio das quais Ele tem me sustentado durante todo esse período.

À minha querida e amada esposa Talitha Paixão Lopes, que pacientemente me acompanhou durante essa jornada, me apoiando e incentivando, estando sempre ao meu lado. Te amo!

À minha família, meus pais Paulo e Rosângela e minha irmã Paula, meus sogros Magno e Joana e demais familiares, que mesmo distantes, me suportaram em suas orações.

Aos meus queridos irmãos em Cristo que me apoiaram em suas orações.

Aos meus orientadores Professor Júlio e Professor Murilo que de bom grado aceitaram este desafio, e com paciência e competência me orientaram contribuindo grandemente para que este trabalho pudesse ser concluído.

Ao colega de trabalho Capitão de Corveta (EN) Brenno Moura, que por diversas vezes abriu mão de seu tempo, tanto dentro quanto fora do período de trabalho, para me ajudar sempre que precisei.

À Marinha do Brasil que me concedeu esta oportunidade de estudar numa instituição conceituada como a COPPE/UFRJ e de me aperfeiçoar como profissional.

A todos que mesmo indiretamente, contribuíram de alguma forma para que eu conseguisse lograr êxito.

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

APLICAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE ESPECTRAL NA AVALIAÇÃO DO DANO À FADIGA EM ESTRUTURAS NAVAIS

Thiago da Silva Lopes

Dezembro/2018

Orientadores: Julio Cesar Ramalho Cyrino

Murilo Augusto Vaz

Programa: Engenharia Oceânica

Este trabalho tem por objetivo demonstrar a aplicação do método de análise espectral na avaliação do dano à fadiga em estruturas navais. Para isso, são apresentados primeiramente os conceitos teóricos, os quais são a base para o entendimento do método. Em seguida, é descrita a metodologia, por meio da qual este trabalho foi desenvolvido. Por fim, a aplicabilidade deste método é exemplificada por meio do estudo de caso onde se considera um cenário hipotético no qual se verifica a possibilidade de deslocamento de uma embarcação de sua área de operação original, para outra área, e efetua-se então uma comparação dos resultados em termos de dano acumulado à fadiga. O modelo de análise se mostrou consistente, produzindo resultados coerentes com a realidade.

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

APPLICATION OF THE SPECTRAL ANALYSIS METHOD IN THE EVALUATION OF
FATIGUE DAMAGE IN NAVAL STRUCTURES

Thiago da Silva Lopes

December/2018

Advisors: Julio Cesar Ramalho Cyrino

Murilo Augusto Vaz

Department: Ocean Engineering

This work aims to demonstrate the application of the spectral analysis method in the evaluation of the fatigue damage in naval structures. For this, the theoretical concepts are presented first, which are the basis for the understanding of the method. Then, the methodology, through which this work was developed, is described. Finally, the applicability of this method is exemplified by the case study where a hypothetical scenario is considered in which the possibility of moving a vessel from its original area of operation to another area is verified, and a comparison is then made of the results in terms of accumulated fatigue damage. The analysis model was consistent, yielding results consistent with reality.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Apresentação do Problema.....	1
1.2. Motivação e Relevância da Dissertação.....	4
1.3. Metodologia do Trabalho.....	5
1.4. Organização da Dissertação.....	6
2. CONCEITOS TEÓRICOS.....	7
2.1. Introdução.....	7
2.2. Conceitos Básicos Estatísticos e Processos Estocásticos.....	7
2.3. Análise Espectral.....	13
2.4. Fadiga.....	23
3. METODOLOGIA DE ANÁLISE DE FADIGA EM ESTRUTURAS NAVAIS.....	37
3.1. Obtenção dos Movimentos e Carregamento Induzido por Onda.....	39
3.2. Análise Estrutural.....	41
3.3. Determinação das Condições Ambientais.....	44
3.4. Definição do Modelo de Espectro de Mar.....	45
3.5. Análise Espectral.....	48
3.6. Definição da Curva S-N.....	51
3.7. Avaliação do Dano à Fadiga.....	52
4. ESTUDO DE CASO.....	58
4.1. Introdução.....	58
4.2. Características da Embarcação e Região de Operação.....	59
4.3. Obtenção dos Carregamentos de Ondas.....	62
4.4. Análise Estrutural para Obtenção das Funções de Transferência de Tensões.....	64
4.5. Determinação das Condições Ambientais.....	71
4.6. Análise Espectral.....	74
4.7. Definição da Curva S-N.....	78
4.8. Avaliação do Dano à Fadiga.....	78
4.9. Discussão dos Resultados.....	81

5. CONCLUSÃO.....	83
5.1. Comentários.....	83
5.2. Considerações Finais.....	85
5.3. Sugestões para Trabalhos Futuros.....	86
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	87
APÊNDICE - A	90

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Momento fletor vertical a meio navio, presumido e medido para um ferry RO/RO navegando a 25 nós em ondas regulares com ângulo de encontro de proa (DRUMMEN e HOLTSMANN, 2014).....	1
Figura 1.2 - (esq.) Típica trinca reparada no longitudinal, abaixo do convés a meio-navio (de STORHAUG e MOE, 2007); (dir.) Trinca por fadiga no longitudinal lateral de um navio container Panamax (de FRICKE <i>et al.</i> , 2010).....	4
Figura 2.1 - Função densidade de probabilidade.....	8
Figura 2.2 - Função Cumulativa de Probabilidades (BATALHA, 2009).....	9
Figura 2.3 - Representação esquemática de um processo estocástico $X(t)$ (cada $X^{(i)}$ é uma realização da família de possibilidades) (HUGHES, <i>et al.</i> , 2010).....	12
Figura 2.4 - Possíveis formas para função de auto correlação (HUGHES, <i>et al.</i> , 2010).....	14
Figura 2.5 - Espectro de um lado e espectro simétrico (CHAKRABARTI, 1987).....	19
Figura 2.6 - Diferentes fases da vida em fadiga e seus fatores relevantes (adaptado de (SCHIJVE, 2009)).....	24
Figura 2.7 - Movimento de uma discordância em um arranjo cristalino em resposta à tensão cisalhante aplicada (adaptado de (CALLISTER, 2007)).....	25
Figura 2.8 - Formação de Intrusões e Extrusões em bandas de deslizamento (FERNANDES, 2009).....	26
Figura 2.9 - Deslizamento cíclico acarretando na nucleação de trinca (adaptado de (SCHIJVE, 2009)).....	27
Figura 2.10 - Iniciação de trinca em uma banda de deslizamento persistente em corpo de prova de cobre. (adaptado de (MA, B. T., LAIRD, C. 1988)).....	27
Figura 2.11 - Estágios I e II referentes ao estágio de crescimento inicial de micro trinca e crescimento de macro trinca (retirada do material da disciplina - FADIGA DE ESTRUTURAS OCEANICAS, 2017).....	28
Figura 2.12 - Falha por fadiga de um eixo propulsor de um navio tanque (adaptado de (LASSEN e SPAGNOLI)).....	29
Figura 2.13 - Resultado de teste de fadiga em um corpo de prova sem entalhe de aço de baixa liga (adaptado de (SCHIJVE, 2009)).....	31

Figura 2.14 - Exemplo de detalhes soldados e respectivas classes (FAT) (HOBBACHER, 2014).....	33
Figura 2.15 - Curvas S-N para várias classes de detalhes soldados (adaptado de (HOBBACHER,2014)).....	34
Figura 2.16 - Definição da tensão de “hot spot” (“structural hot spot stress”) (adaptado de (HOBBACHER, 2014)).....	35
Figura 2.17 - Curvatura fictícia para pé e raiz da solda (adaptado de (HOBBACHER, 2014)).....	36
Figura 2.18 - Comparação entre as três definições de tensão de fadiga (adaptado de (DNV, 2014)).....	36
Figura 3.1 - Fluxograma do processo de análise de fadiga pelo método spectral.....	38
Figura 3.2 - à esquerda: modelo global em elementos finitos de um trimaran; à direita: localização de dois pontos de análise (“hot spots”) indicados na figura com os números 3 e 4 (SHEHZAD, et al., 2013).....	43
Figura 3.3 - Funções de transferência para “hot spot” 4 (adaptado de (SHEHZAD, et al., 2013)).....	43
Figura 3.4 - Exemplo de variação de distribuição de energia para diferentes modelos de espectro (adaptado de (CHAKRABARTI, 1987)).....	46
Figura 3.5 - Relação entre direção onda-navio e função $f_s(\theta')$ (adaptado de (ABS, 2016)).....	50
Figura 4.1 - superior: Vista lateral da embarcação; inferior esquerda: vista de ré e inferior direita: vista de proa (Retirado do desenho “Arranjo Geral”).....	59
Figura 4.2 - Baía de Guanabara (Disponível em: http://www.goosbrasil.org/pnboia/dados/ , Acesso em: 06/12/2018).....	61
Figura 4.3 - Mapa da bacia de campos (FERNANDES, 2009).....	62
Figura 4.4 - Modelo hidrodinâmico do catamarã.....	63
Figura 4.5 - (a): distribuição de pressão (N/m^2) para freq. de 0,9 rad/s para direção de encontro de proa (180°); (b): distribuição de pressão (N/m^2) para freq. de 1,8 rad/s e direção de encontro de proa (180°).....	64
Figura 4.6 - Modelo global do catamarã.....	65
Figura 4.7 - Modelo global do catamarã com elementos estruturais internos visíveis.....	65

Figura 4.8 – (a) Regiões críticas para análise de fadiga localizadas a meio navio; (b) vista ampliada do <i>hot spot</i> 1 e (c) vista ampliada do “ <i>hot spot</i> ” 2.....	66
Figura 4.9 – (a): distribuição de pressão no modelo hidrodinâmico (N/m^2); (b): distribuição de tensão no modelo global estrutural (Pa) – ambos para frequência de 0.9rad/s.....	68
Figura 4.10 – (esquerda) Visão ampliada da malha refinada para o “ <i>hot spot</i> ” 1; (direita) Visão ampliada da malha refinada para o “ <i>hot spot</i> ” 2.....	69
Figura 4.11 – Função de transferência de tensão para os “ <i>hot spots</i> ” 1 e 2.....	70
Figura 4.12 – RAO de Força/Momento fletor, em função da posição (longitudinal) e frequência em rad/s.....	71
Figura 4.13 – Espectros de mar para a Bacia de Campos.....	73
Figura 4.14 – Espectros de mar para Baía de Guanabara considerando os períodos (T_z) para cada altura significativa (H_s).....	74
Figura 4.15 – (esquerda) Espectro de tensões referente à Bacia de Campos para o “ <i>hot spot</i> ” 1; (direita) Espectro de tensões referente à Bacia de Campos para o “ <i>hot spot</i> ” 2.....	75
Figura 4.16 – Espectros de tensão para Baía de Guanabara – “ <i>hot spot</i> ” 1.....	75
Figura 4.17 – Espectros de tensão para Baía de Guanabara – “ <i>hot spot</i> ” 2.....	76
Figura 4.18 – Fluxograma contendo as etapas realizadas.....	80
Figura 4.19 – Comparação do dano acumulado para as duas regiões, para os dois hot spots, para as duas situações: com e sem o fator de correção de contagem de ciclos.....	81
Figura A.1 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 1 - $H_s = 0.5m$	90
Figura A.2 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 1 - $H_s = 1m$	90
Figura A.3 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 1 - $H_s = 1.5m$	90
Figura A.4 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 1 - $H_s = 2m$	91
Figura A.5 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 2 - $H_s = 0.5m$	91
Figura A.6 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 2 - $H_s = 1m$	91
Figura A.7 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 2 - $H_s = 1.5m$	92
Figura A.8 – parâmetros espectrais para “ <i>hot spot</i> ” 2 - $H_s = 2m$	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Diagrama de dispersão de ondas (H_s, T_p) (BATALHA, 2009).....	45
Tabela 4.1 – Funções de transferência para os “ <i>hot spots</i> ” 1 e 2.....	70
Tabela 4.2 – Condições de mar para Bacia de Campos.....	72
Tabela 4.3 – Diagrama de dispersão de ondas para Baía de Guanabara.....	73
Tabela 4.4 – Parâmetros espectrais para Bacia de Campos – “ <i>hot spots</i> ” 1 e 2.....	77
Tabela 4.5 – Parâmetros da Curva S-N classe FAT32.....	78
Tabela 4.6 – Comparação do dano acumulado em fadiga e vida em fadiga considerando as duas regiões de operação para os dois “ <i>hot spots</i> ”.....	79

1 INTRODUÇÃO

1.1 Apresentação do Problema

A análise de fadiga se faz necessária sempre que a variação local em longo prazo da tensão é importante. Neste caso, entende-se variação de tensão aquelas que possuem natureza cíclica ou aleatória, podendo apresentar amplitudes constantes ou não.

As tensões de fadiga, geradas por esforços cíclicos, geralmente apresentam magnitudes inferiores ao limite de resistência do material, ou seja, tensões que se fossem aplicadas estaticamente, não gerariam o colapso do material ou da estrutura. No entanto, tais esforços, quando aplicados repetidamente em número suficientemente grande, para uma determinada amplitude, podem levar ao surgimento de trincas por fadiga.

As cargas cíclicas podem surgir a partir de diversas fontes, e muitas vezes, não há muito que se fazer no sentido de reduzi-las ou até mesmo controlá-las. Como exemplo de fontes de cargas cíclicas que não se pode controlar pode-se citar as cargas oriundas do meio ambiente, a que estão submetidas estruturas como os navios. Neste caso, é imprescindível a análise de fadiga, tanto na fase de projeto quanto durante o período de operação do navio.

Durante o ciclo de vida de um navio, sua estrutura é exposta a milhões de ciclos de tensões variáveis induzidas principalmente pelas ondas, que são de natureza aleatória, fazendo com que o navio experimente condições de carregamento diversas, que dependem da direção de encontro navio-onda, velocidade do navio, frequência da onda, amplitude da onda etc., como mostra a Figura 1.1.

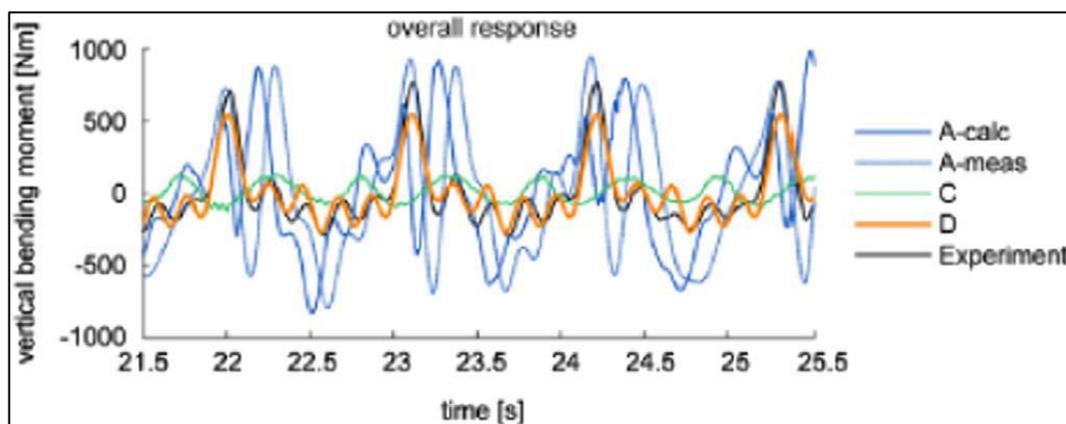


Figura 1.1 - Momento fletor vertical a meio navio, presumido e medido para um ferry RO/RO navegando a 25 nós em ondas regulares com ângulo de encontro de proa (DRUMMEN e HOLTSMANN, 2014).

Com o auxílio da tecnologia e com o avanço no desenvolvimento de novos materiais, os navios estão apresentando estruturas cada vez mais complexas, tornando inevitável o aparecimento de diversos pontos de descontinuidades geométricas, bem como aporte cada vez maior da solda na fabricação de juntas complexas, fazendo com que as tensões se elevem consideravelmente nesses locais. Por conta disso, esses locais, quando submetidos a carregamentos de natureza cíclica, são possíveis candidatos a apresentarem trincas por fadiga.

Devido à natureza cíclica dos carregamentos a que estão submetidos os navios e à sua estrutura complexa, a análise de fadiga é um importante critério de projeto para estruturas navais, bem como no acompanhamento da integridade da estrutura durante o seu ciclo de vida.

Geralmente, a análise de resistência à fadiga em navios é realizada tanto através de análise simplificada quanto pela análise espectral. Ambas se diferenciam pelo método como são obtidas as variações de tensões. A primeira considera que a distribuição de tensão a longo prazo é determinada por uma distribuição de probabilidades de *Weibull*, que é dependente de dois parâmetros, que definem a forma da curva. A determinação de tais parâmetros exige longa experiência por parte do analista, obtida através de análise de navios similares, das condições operacionais a que estará submetido o navio etc., ao passo que a segunda considera que a distribuição a curto prazo (estado de mar) segue uma distribuição de probabilidades de Rayleigh (BAI. e JIN, 2016), cujo parâmetro é obtido diretamente a partir do espectro de tensões gerado a partir das análises de comportamento do navio no mar em conjunto com as informações acerca das condições de mar da região de operação do navio. Em SAHASAKKUL (2016), é realizado estudo onde se compara o método de análise espectral com o método de análise simplificado, na avaliação da vida em fadiga em um elemento estrutural de uma estrutura offshore. Concluiu-se que a análise simplificada tende a superestimar a vida em fadiga, e, portanto, tende a ser menos conservador quando comparado ao método espectral.

Para uma análise de fadiga utilizando o método espectral, os carregamentos hidrodinâmicos e inerciais provenientes das ondas e dos movimentos de corpo rígido respectivamente, são calculados para cada combinação de frequência de onda, velocidade do navio, e ângulos de encontro entre navio e onda, através de análise de comportamento no mar, “*seakeeping*”, utilizando para isso, um software voltado para este fim. Estes carregamentos obtidos são aplicados em um modelo de análise de elementos finitos, e as funções de transferência de tensões são calculadas. As informações acerca dos estados de mar da região de operação do navio são combinadas com as funções de transferência de tensões para obtenção dos espectros de tensões. Com o espectro de tensões, e considerando que as respostas em

tensões são um processo estocástico gaussiano e de banda estreita, assume-se que a distribuição dos valores de pico das tensões segue uma distribuição de probabilidades de Rayleigh. Com isso é possível determinar o dano à fadiga em curto prazo para um determinado estado de mar, conforme será explicado no capítulo 3, referente à metodologia. Por fim, determina-se o dano à fadiga em longo prazo, somando-se a contribuição de cada estado de mar e para cada direção, associados a uma determinada condição de carregamento.

O método de análise espectral na avaliação do dano à fadiga tem sido usado em estruturas marítimas devido à capacidade de se levar em consideração os diferentes estados de mar bem como sua probabilidade de ocorrência, e a capacidade de se desenvolver uma análise individualizada, considerando a peculiaridade de cada navio. Este método de análise é baseado na teoria linear no domínio da frequência para um processo estocástico estacionário e Gaussiano com média zero (GUEDES SOARES *et al.*, 2003), e assume-se que o carregamento dinâmico devido às ondas é a principal fonte de dano por fadiga (NGUYEN *et al.*, 2012).

Diferentemente das abordagens convencionais, que são de aplicação geral, a análise espectral apresenta a vantagem de se considerar a estrutura e as condições operacionais de cada navio individualmente, e espera-se que através desta análise, melhores resultados sejam obtidos. Esta vantagem fica mais evidente quando se trata de novos conceitos de projeto, devido à escassa ou até mesmo inexistência de informações acerca de carregamentos de fadiga e condições de carregamento, por parte das sociedades classificadoras (SHEHZAD *et al.*, 2013).

Em estudo realizado por FRICKE *et al.* (2010) e STORHAUG e MOE (2007) (apud LI, *et al.*, (2014)), navios containers com 10 anos de operação, e outros até mesmo com menos de 8 anos de operação, já apresentavam trinca por fadiga em chapas do costado e convés. Segundo a pesquisa realizada, o projeto estrutural de tais navios foi executado de acordo com regulamentos previstos em normas segundo uma abordagem convencional, e que, boas práticas de soldagem foram constatadas nas regiões onde ocorreram as trincas e, portanto, podendo desconsiderar a falha devido a possíveis defeitos no processo de fabricação. A Figura 2 abaixo apresenta fotos de trincas por fadiga para os dois casos relatados.

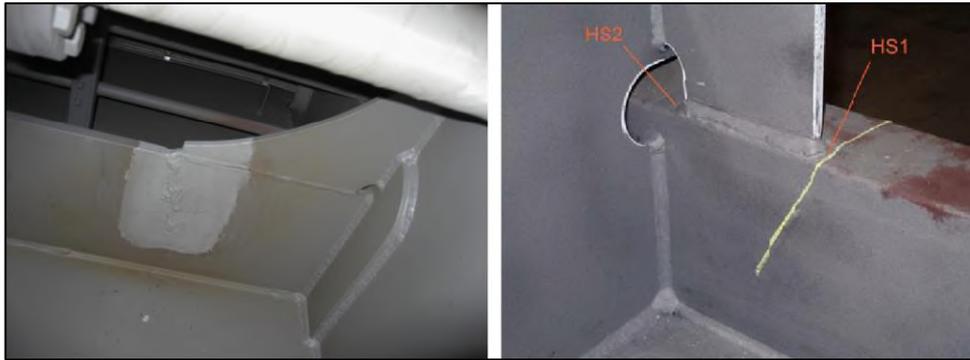


Figura 1.2 - (esq.) Típica trinca reparada no longitudinal, abaixo do convés a meio-navio (de STORHAUG e MOE (2007)); (dir.) Trinca por fadiga no longitudinal lateral de um navio container Panamax (de FRICKE et al. (2010)).

As conclusões das pesquisas mencionadas acima justificam a necessidade de se fazer uma análise de fadiga para navios de forma individual, considerando as condições operacionais de forma direta. Desta forma, a análise espectral se apresenta como sendo capaz de atender a todas essas necessidades, e por isso é considerado o método mais confiável para se estimar a vida em fadiga em estruturas navais (SHEHZAD *et al.*, 2013).

1.2 Motivação, Objetivo e Relevância da Dissertação

Trata-se de um método já consolidado no âmbito da engenharia de projeto de estruturas navais, bem como no âmbito da análise de integridade dessas estruturas.

Atualmente, existem várias referências a respeito do assunto disponíveis na literatura, e apesar da facilidade de encontrá-las, sua implementação não se dá de forma direta. Muitos dos guias disponíveis expõem o assunto de forma bastante breve e resumida, de modo que o surgimento de lacunas na fase de implementação, muitas das vezes é inevitável.

Com o objetivo de preencher essas lacunas, e contribuir para a melhor compreensão do método e possibilitar sua implementação com um nível adequado de confiabilidade, é desenvolvido neste trabalho primeiramente uma revisão de conceitos teóricos abordando de forma breve, porém suficiente, os conceitos fundamentais básicos que são o alicerce da análise de fadiga pelo método de análise espectral. Além disso, de modo a consolidar os conceitos é apresentado na forma de estudo de caso, a implementação deste método de forma detalhada.

Um catamarã projetado e construído para operar em águas abrigadas no transporte de passageiros é analisado no que diz respeito à resistência à fadiga, onde o foco da análise é a região de intersecção entre dois reforços longitudinais e uma caverna localizados a meio navio.

Neste trabalho, uma situação hipotética é considerada, onde se verifica a possibilidade de se deslocar essa embarcação do local atual de operação para outra região, cujas condições de mar são mais severas. As tensões críticas são consideradas aquelas que ocorrem na região do “pé” da solda, onde, devido à variação brusca na geometria do detalhe estrutural somada à presença da solda faz com que se elevem as tensões nessa região, que ao ser submetida a tensões de natureza aleatória, tem grande potencial de apresentarem trincas por fadiga.

Ainda no estudo de caso, é exposto de maneira prática, através da utilização de software de análise de elementos finitos, o passo a passo necessário para a obtenção dos carregamentos de ondas, para a preparação da geometria do modelo da embarcação, transferência do carregamento de ondas para o modelo estrutural, análise de tensões propriamente dita pelo método de elementos finitos e obtenção do espectro de tensões que são o ponto de partida para a análise espectral propriamente dita.

Espera-se que no conjunto, este trabalho sirva como uma referência completa para consulta, combinando tanto o aspecto teórico, quanto o aspecto prático, contribuindo desta forma para o melhor entendimento da metodologia de análise de fadiga pelo método de análise espectral e preenchimento das lacunas relativas à sua implementação, tornando possível a sua execução com um nível adequado de confiabilidade.

1.3 Metodologia de Trabalho

A metodologia implementada na execução deste trabalho para que o objetivo proposto no item 1.2 possa ser cumprido, pode ser dividida em duas partes. Primeiramente, foi realizado estudo do método de análise espectral por meio de pesquisa a normas de sociedades classificadoras, bem como a trabalhos divulgados em artigos relacionados ao assunto, literatura acadêmica, dissertações etc., de modo que a teoria pudesse ser exposta de forma adequada evitando assim possíveis lacunas. Esta parte é cumprida através do conteúdo revisado no capítulo 2, referente aos conceitos teóricos.

A segunda parte, está relacionada à implementação do método propriamente dito, compreendendo a descrição da metodologia, capítulo 3, e sua implementação, através de estudo de caso, capítulo 4. Desta forma, buscou-se explorar o caráter complementar entre exposição descritiva da teoria e implementação prática do método.

1.4 Organização da Dissertação

Este trabalho foi estruturado em quatro capítulos principais e um capítulo final contendo as conclusões.

No capítulo 2, são abordados conceitos teóricos fundamentais para o entendimento do método de análise, foco deste trabalho.

No capítulo 3, é descrita de forma detalhada cada etapa da análise. Já no capítulo 4 é realizado um estudo de caso, onde, por meio de uma situação hipotética, é mostrado de maneira prática a aplicação, bem como eficiência deste método, e discussão dos resultados obtidos.

Por fim, no capítulo 5, é apresentada a conclusão, onde são feitos comentários a respeito da implementação da análise no estudo de caso, bem como considerações finais, e, são sugeridos trabalhos futuros.

2 CONCEITOS TEÓRICOS

2.1 Introdução

Neste capítulo, serão apresentados primeiramente no item 2.2 conceitos básicos de estatística e processos estocásticos, seguido pelo item 2.3, referente à análise espectral. Posteriormente, no item 2.4, são abordados de forma breve os conceitos básicos relacionado ao estudo do fenômeno de fadiga em metais. Todos esses conceitos são fundamentais para a compreensão da análise de fadiga em estruturas navais, onde se considera a ocorrência do fenômeno de fadiga devido ao aspecto aleatório do carregamento imposto na estrutura dos navios. Este tema será apresentado no capítulo 3 desta dissertação.

2.2 Conceitos Básicos Estatísticos e Processos Estocásticos

Na análise de fadiga de uma estrutura naval, os carregamentos dinâmicos são provenientes principalmente da ação de ondas. Tais carregamentos são de natureza aleatória e por esta razão devem ser avaliados através de estudos estatísticos. Nesta seção, serão introduzidos alguns conceitos básicos da estatística, fundamentais para se entender a natureza dos carregamentos de fadiga em estruturas navais. Embora os conceitos apresentados a seguir estejam relacionados a variáveis aleatórias, estes podem ser aplicados em processos estocásticos para o caso em que tais processos sejam independentes do tempo, ou seja, sejam estacionários, como é o caso por exemplo do processo relacionado à elevação da superfície do oceano.

2.2.1 Função Densidade de Probabilidades e Função Cumulativa de Probabilidades

A função densidade de probabilidades de uma variável aleatória X define a probabilidade de ocorrência desta variável, em um determinado intervalo de possibilidades. Um exemplo de uma função densidade de probabilidades é mostrado na Figura 2.1.

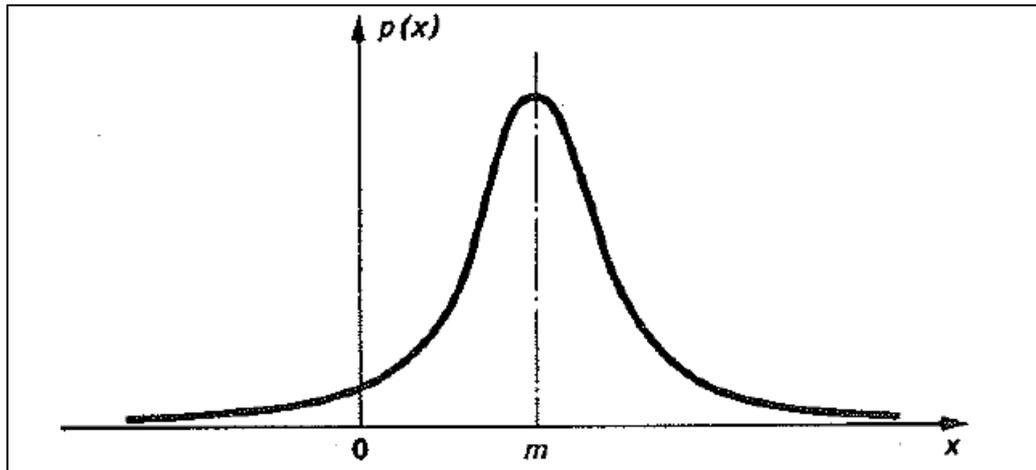


Figura 2.1 - Função densidade de Probabilidade

Matematicamente, a probabilidade de uma variável aleatória X ocorrer dentro de um determinado intervalo é igual à área abaixo da curva $p(x)$ delimitada por esse intervalo, ou seja,

$$Prob[a \leq X \leq b] = \int_a^b p_x(x) dx \quad (2.1)$$

Por vezes é de interesse conhecer a probabilidade da variável X assumir valores inferiores ou iguais a um determinado valor “ a ”, e a formulação matemática para este caso está associada à função que assume a seguinte forma:

$$P_x(a) = \int_{-\infty}^a p_x(x) dx \quad (2.2)$$

A esta função dá-se o nome de Função Cumulativa de Probabilidades, Figura 2.2.

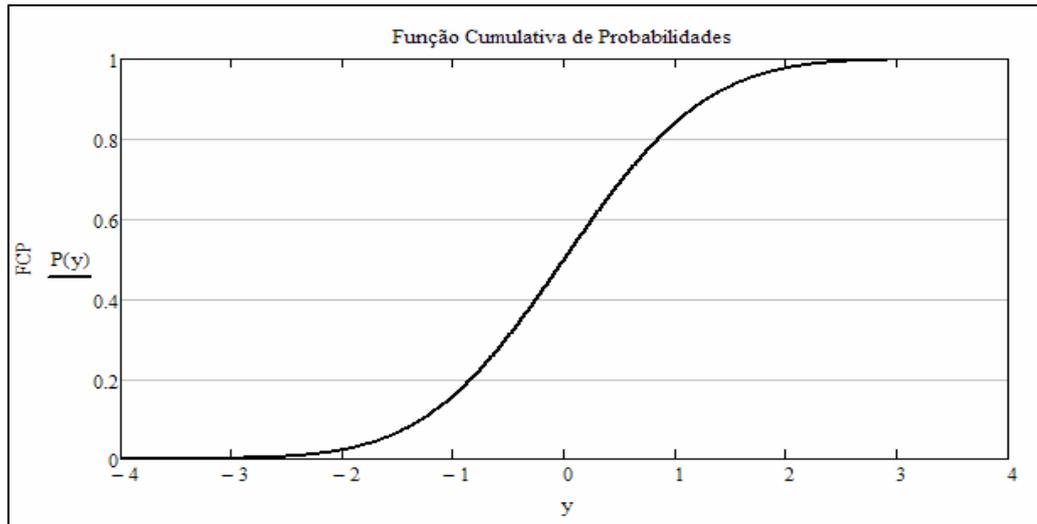


Figura 2.2 - Função Cumulativa de Probabilidades (BATALHA, 2009)

Uma função cumulativa de probabilidades deve satisfazer às seguintes condições:

- 1 $P_x(-\infty) = 0;$
- 2 $0 \leq P_x(x) \leq 1; e$
- 3 $P_x(\infty) = 1.$

2.2.2 Média

Antes de expor efetivamente a formulação matemática para a média, faz-se necessário a introdução do conceito de momento. Define-se o enésimo momento de uma variável aleatória, ou função desta, o seu valor esperado $E[X^n]$, que é dado por:

$$E[X^n] = \int_{-\infty}^{\infty} x^n p_x(x) dx \quad (2.3)$$

onde $p_x(x)$ é a função densidade de probabilidades definida anteriormente. Um dos mais importantes momentos é o primeiro momento, que se refere à média. Portanto, a média, ou valor esperado de X é definido como:

$$E[X] = \mu = \int_{-\infty}^{\infty} xp_x(x)dx \quad (2.4)$$

Usando a analogia de massa para uma distribuição de probabilidades, o primeiro momento, ou média, pode ser comparado ao centro de massa dessa distribuição.

2.2.3 Valor Médio Quadrático

O valor médio quadrático é o valor esperado de X^2 e mede a dispersão em torno do eixo $x = 0$ da variável aleatória X . É conhecido também como o segundo momento de uma distribuição de probabilidades,

$$E[X^2] = \int_{-\infty}^{\infty} x^2 p_x(x)dx \quad (2.5)$$

2.2.4 Variância e Desvio Padrão

Similarmente ao valor médio quadrático, pode-se definir os momentos em torno da média:

$$E[(X - \mu)^n] = \int_{-\infty}^{\infty} (x - \mu)^n p_x(x)dx \quad (2.6)$$

A variância é o segundo momento em torno da média e é definida como:

$$E[(X - \mu)^2] = \int_{-\infty}^{\infty} (x - \mu)^2 p_x(x)dx = \sigma^2 \quad (2.7)$$

A variância é a medida mais comum de dispersão em torno da média. Por meio de uma simples manipulação matemática, pode-se estabelecer a relação abaixo:

$$\sigma^2 = E[x^2] - \mu^2 \quad (2.8)$$

O desvio padrão é definido como a raiz quadrada positiva da variância,

$$\sigma = \{E[(X - \mu)^2]\}^{1/2} \quad (2.9)$$

A seguir, são apresentadas duas funções densidade de probabilidades que são de suma importância e bastante úteis para a engenharia.

2.2.5 Distribuição Normal de Probabilidades

A distribuição de probabilidades mais importante tanto na teoria quanto na aplicabilidade é a distribuição Gaussiana ou distribuição normal. Muitos dos processos estocásticos exibem comportamento que pode ser descrito por tal distribuição. A elevação da superfície do oceano é um exemplo de processo estocástico que exhibe comportamento que pode ser descrito pela distribuição gaussiana de probabilidades.

Uma variável aleatória X apresenta distribuição Gaussiana se sua Função Densidade de Probabilidades pode ser representada da seguinte forma:

$$p_x(x) = \frac{1}{(2\pi)^{1/2}\sigma} \exp\left[-\frac{(x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right], \quad -\infty < x < \infty \quad (2.10)$$

Sendo os parâmetros μ e σ a média e o desvio padrão, respectivamente. Sua correspondente Função Cumulativa de Probabilidades apresenta a seguinte forma:

$$P_x(x) = \frac{1}{(2\pi)^{1/2}\sigma} \int_{-\infty}^x \exp\left[-\frac{(u - \mu)^2}{2\sigma^2}\right] du, \quad -\infty < x < \infty \quad (2.11)$$

que não pode ser expressa de forma fechada analiticamente, mas pode ser avaliada numericamente para qualquer x .

2.2.6 Distribuição de Probabilidades de Rayleigh

Em um processo aleatório cuja representação se dá por uma distribuição gaussiana de banda estreita, como acontece, por exemplo, no caso da aproximação para o processo de elevação da superfície do oceano, a distribuição dos valores de pico pode ser aproximada por uma distribuição de Rayleigh, que possui a seguinte forma:

$$p_x(x) = \frac{x}{\sigma_x^2} e^{-x^2/2\sigma_x^2}, \quad (x > 0) \quad (2.12)$$

e a correspondente Função Cumulativa de Probabilidades possui a seguinte forma:

$$P_x(x) = 1 - \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x}{\sigma_x}\right)^2\right], \quad (x > 0) \quad (2.13)$$

2.2.8 Processos Estocásticos

De acordo com PAPOULIS e PILLAI (2002) um processo estocástico $X(t)$ é uma lei que atribui para todo parâmetro $x^{(i)}$, uma função $X(t, x^{(i)})$, ou seja, é uma família de funções no tempo, dependentes de um parâmetro $x^{(i)}$, ou equivalentemente, uma função dependente de t e $x^{(i)}$, como mostra a Figura 2.3.

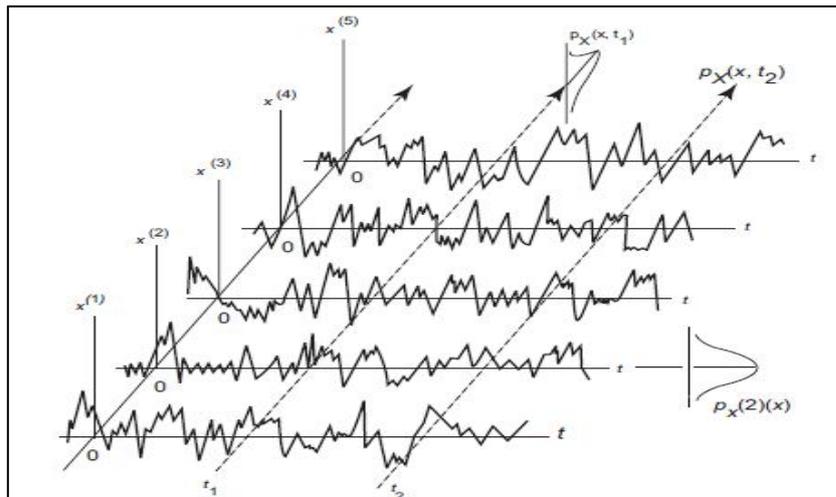


Figura 2.3 - Representação esquemática de um processo estocástico $X(t)$ (cada $X^{(i)}$ é uma realização da família de possibilidades) (HUGHES *et al.*, 2010)

Cada função $X^{(i)}(t)$ representa apenas uma amostra ou observação de uma infinidade de

observações possíveis. Como foi mencionado anteriormente, o conjunto de funções que são representações das observações possíveis, compõe e define o processo estocástico. Exemplo de um processo estocástico é a elevação da superfície do oceano. Segundo OCHI (1998), o perfil de ondas geradas pela incidência de ventos e observadas no oceano muda aleatoriamente com o tempo e espaço. Neste caso, a variável aleatória “elevação do oceano” poderia ser medida por meio de instalação de diversas boias abrangendo uma determinada região, onde as elevações registradas por cada boia seriam as realizações representadas por uma função “ F ” de $x^{(i)}$ (posicionamento) e t (tempo), da família de funções componentes do processo.

Se as características estatísticas de um processo aleatório não variam com o tempo t , diz-se que o processo é estacionário (HUGHES *et al.*, 2010). Para um estado de mar, o processo elevação da superfície do oceano é considerado um processo estocástico estacionário.

O processo estocástico é dependente do tempo e por isso existem duas maneiras de calcular seus parâmetros. Tais parâmetros podem ser obtidos a partir do conjunto das famílias de funções em um determinado instante de tempo t_i , ou podem ser obtidos a partir de uma função componente da família de funções, ao longo de todo o tempo. Alguns processos, como por exemplo, o processo “elevação da superfície do oceano” (OCHI, 1998), são tais que os parâmetros estatísticos de uma componente tomados ao longo do tempo, são iguais aos tomados a partir do conjunto de funções componentes do processo. Tais processos são chamados de processos ergódicos. Deste modo, um processo ergódico é o processo em que uma única componente da família de funções componentes do processo é suficiente, ou melhor, contém toda a “informação estatística” do processo e, portanto, pode representar todo o processo.

2.3 Análise Espectral

A representação espectral de um processo estocástico estacionário é obtida através da função de auto correlação que atende a todos os requisitos necessários para se definir uma transformada de Fourier. Através do conceito de transformada de Fourier, uma relação direta entre a função de auto correlação de um processo estocástico e a função densidade espectral é obtida, onde a representação em termos da frequência (função densidade espectral) é a transformada de Fourier da função de auto correlação do processo no domínio do tempo.

A seguir, serão definidos os conceitos relacionados à função de auto correlação, análise de Fourier e função densidade espectral, de modo que se possa mostrar de maneira gradual e progressiva, a base teórica para a análise espectral de um processo estocástico estacionário.

2.3.1 Função de Auto Correlação

Segundo HUGHES *et al.* (2010), as médias e momentos superiores utilizadas para análise de sistemas lineares por métodos estatísticos são aquelas que representam o grau de associação entre valores de uma variável aleatória $X(t)$ em tempos que se diferem por um intervalo específico τ . Essas médias são chamadas de funções de correlação sendo a mais básica, a função de auto correlação.

A função de auto correlação é definida como o valor esperado do produto de quaisquer dois valores de X : $X_1 = X(t_1)$ e $X_2 = X(t_2) = X(t_1 + \tau)$:

$$\begin{aligned} R(\tau) &= E[X(t)X(t + \tau)] = E[X_1X_2] \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} x_1x_2p_{xx}(x_1, x_2)dx_1dx_2 \end{aligned} \quad (2.14)$$

Para um processo estocástico estacionário, o valor da equação (2.14) será independente do tempo absoluto t , sendo função apenas do intervalo de tempo τ . Uma propriedade da função de auto correlação pode ser constatada fazendo $\tau = 0$, obtendo-se,

$$R(\tau = 0) = E[X(t)X(t)] = E[X^2], \quad (2.15)$$

que é a média quadrática do processo.

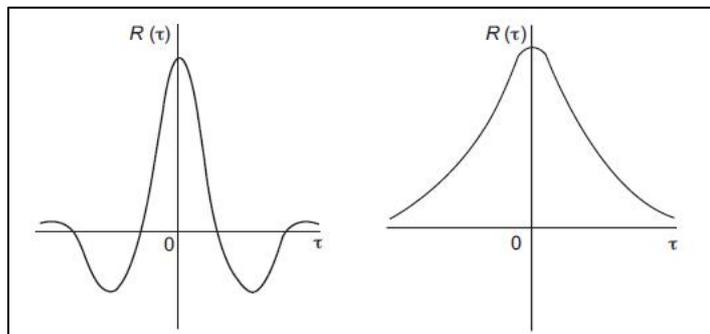


Figura 2.4 – Possíveis formas para função de auto correlação (HUGHES *et al* 2010)

De acordo com a literatura o coeficiente de correlação pode ser definido como:

$$\rho = \frac{R(\tau) - m^2}{\sigma^2} \quad (2.16)$$

De acordo com a definição de coeficiente de correlação dada pela equação (2.16), para processos estacionários, as variáveis X_1 e X_2 não serão correlacionadas visto que para este caso $\tau \rightarrow \infty$, e $\rho = 0$, e desta forma, a função de auto correlação tenderá a um valor característico que é o quadrado da média do processo.

2.3.2 Análise de Fourier

A representação de uma função periódica por meio de uma série de Fourier se dá da forma a seguir:

$$x(t) = a_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \left(a_k \cos \frac{2\pi kt}{T} + b_k \sin \frac{2\pi kt}{T} \right) \quad (2.17)$$

onde a_0 , a_k e b_k são coeficientes de Fourier dados por

$$a_0 = \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) dt \quad (2.18)$$

$$a_k = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \cos \frac{2\pi kt}{T} dt \quad (2.19)$$

$$b_k = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \sin \frac{2\pi kt}{T} dt \quad (2.20)$$

Os coeficientes da série de Fourier podem ser apresentados graficamente, de modo que suas posições podem ser definidas para cada $\omega_k = \frac{2\pi k}{T}$, onde ω_k é a frequência do k -ésimo harmônico. O espaçamento entre dois harmônicos é definido como $\Delta\omega = \frac{2\pi}{T}$.

Quando o período $T \rightarrow \infty$, $\Delta\omega \rightarrow d\omega$, e os coeficientes tornam-se funções contínuas e $x(t)$ uma função não periódica, e o somatório torna-se uma integral tendo como limites $\omega = 0$

a $\omega = \infty$. Neste caso, fazendo $a_0 = 0$, obtém-se:

$$x(t) = \int_0^{\infty} \left\{ \frac{d\omega}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \cos \omega t dt \right\} \cos \omega t + \int_0^{\infty} \left\{ \frac{d\omega}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \sin \omega t dt \right\} \sin \omega t \quad (2.21)$$

Chamando o primeiro e segundo termos dentro dos colchetes de $A(\omega)$ e $B(\omega)$ respectivamente, e realizando simples manipulação matemática, a função $x(t)$ fica da seguinte forma

$$x(t) = 2 \int_0^{\infty} A(\omega) \cos \omega t d\omega + 2 \int_0^{\infty} B(\omega) \sin \omega t d\omega \quad (2.22)$$

onde,

$$A(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \cos \omega t dt \quad (2.23)$$

$$B(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \sin \omega t dt \quad (2.24)$$

Os termos $A(\omega)$ e $B(\omega)$ são as componentes da transformada de Fourier de $x(t)$ e a equação (2.22) é a representação de $x(t)$ por uma integral de Fourier ou transformada inversa de Fourier.

Pode-se utilizar também a forma complexa, fazendo uso da seguinte relação

$$e^{i\theta} = \cos \theta + i \sin \theta \quad (2.25)$$

e combinando as equações (2.23) e (2.24), pode-se definir a seguinte grandeza complexa

$$X(\omega) = A(\omega) - iB(\omega) \quad (2.26)$$

e realizando as devidas substituições,

$$X(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) (\cos \omega t - i \sin \omega t) dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) e^{-i\omega t} dt \quad (2.27)$$

A equação (2.27) é a definição formal de transformada de Fourier de $x(t)$. A equação (2.22) também pode ser reescrita na forma complexa. Utilizando as propriedades das funções $A(\omega)$ e $B(\omega)$, a função $x(t)$ pode ser reescrita da seguinte forma:

$$x(t) = \int_{-\infty}^{\infty} A(\omega) \cos \omega t d\omega + \int_{-\infty}^{\infty} B(\omega) \sin \omega t d\omega + \\ + i \int_{-\infty}^{\infty} A(\omega) \sin \omega t d\omega - i \int_{-\infty}^{\infty} B(\omega) \cos \omega t d\omega \quad (2.28)$$

Os dois últimos termos adicionais na equação (2.28) não alteram a equação visto que as funções $A(\omega) \sin \omega t$ e $B(\omega) \cos \omega t$ são ímpares, fazendo com que as respectivas integrais sejam nulas. Rearranjando os termos da equação (2.28), obtém-se:

$$x(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \{A(\omega) - iB(\omega)\} \{\cos \omega t + i \sin \omega t\} d\omega = \int_{-\infty}^{\infty} X(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (2.29)$$

A equação acima é chamada de transformada inversa de Fourier. As equações (2.27) e (2.29) são chamadas de par de Transformada de Fourier.

2.3.3 Função Densidade Espectral

Segundo NEWLAND, 1993, a teoria clássica de Análise de Fourier considera que para que as equações (2.22), (2.23) e (2.24) sejam verdadeiras, $x(t)$ deve atender a seguinte condição

$$\int_{-\infty}^{\infty} |x(t)| dt < \infty \quad (2.30)$$

ou seja, a teoria clássica se aplica apenas para funções que tendem a zero à medida que t tende a ∞ (NEWLAND, 1993). Sabe-se que o registro histórico de uma função componente da família de funções que compõem um processo estocástico tem caráter não periódico e, portanto, segundo a teoria clássica, não pode ser representada por séries discretas de Fourier e ainda, em

se tratando de um processo estacionário, tal função continuará indefinidamente no tempo, não atendendo a condição descrita acima.

Para que um processo estocástico estacionário possa ser analisado no domínio da frequência, o processo deve ser analisado através da função de auto correlação. Para um processo estocástico, estacionário e com média zero, pode-se afirmar que $R_x(\tau \rightarrow \infty) = 0$ e a condição

$$\int_{-\infty}^{\infty} |R_x(\tau)| d\tau < \infty \quad (2.31)$$

é satisfeita. Das equações (2.27) e (2.29), pode-se obter a transformada de Fourier e sua inversa para a função de auto correlação, conforme a seguir:

$$S_x(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_x(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (2.32)$$

e

$$R_x(\tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_x(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \quad (2.33)$$

sendo $S_x(\omega)$ a densidade espectral do processo.

Uma importante propriedade da função densidade espectral $S_x(\omega)$ é verificada fazendo $\tau = 0$ na equação (2.33), e neste caso,

$$R_x(\tau = 0) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_x(\omega) d\omega \quad (2.34)$$

que da definição de $R_x(\tau)$, equação (2.15), conclui-se que,

$$R_x(\tau = 0) = E[x^2] = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_x(\omega) d\omega \quad (2.35)$$

ou seja, a média quadrática do processo estocástico estacionário é dada pela área abaixo do gráfico da função densidade espectral $S_x(\omega)$. Para o caso em que a média do processo é zero, como para o caso da elevação da superfície do oceano, a média quadrática se igualará à variância

do processo em questão.

Da definição de função de auto correlação, conclui-se que esta é uma função par, e em virtude disso, a função densidade espectral apresenta apenas a parcela real e a relação entre as duas funções se torna:

$$S_x(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_x(\tau) \cos \omega \tau d\tau \quad (2.36)$$

e

$$R_x(\tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_x(\omega) \cos \omega \tau d\omega \quad (2.37)$$

A função densidade espectral definida acima apresenta simetria em relação ao eixo das ordenadas, apresentando tanto frequências positivas quanto negativas. Porém, na prática, o objetivo é representar fenômenos físicos e, para isso, é realizada uma modificação no espectro de modo que se possa utilizá-lo apenas no domínio em que $\omega > 0$, Figura 2.5. Desta forma, define-se o espectro de um lado apenas, da seguinte forma:

Para $\omega \geq 0 \rightarrow S^+(\omega) = 2S(\omega)$; e

Para $\omega < 0 \rightarrow S^+ = 0$.

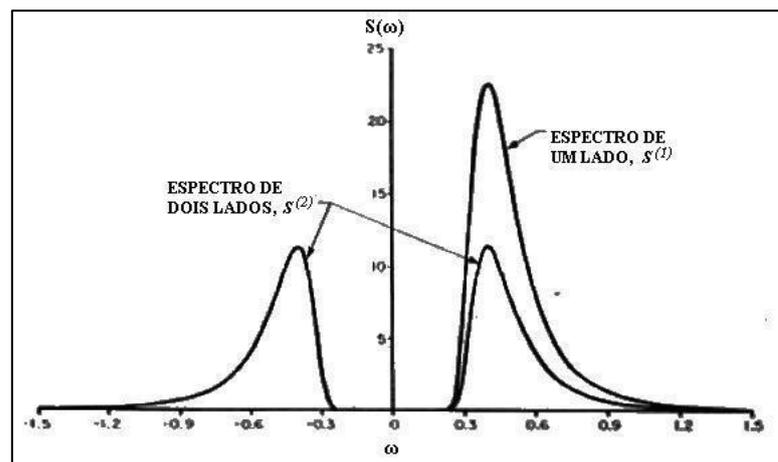


Figura 2.5 – Espectro de um lado e espectro simétrico (CHAKRABARTI, 1987)

2.3.4 Momentos Espectrais

Na análise espectral, um dos passos mais importantes é a determinação dos momentos

espectrais referentes a um processo estocástico representado no domínio da frequência pela função densidade espectral. Os parâmetros estatísticos desse processo são obtidos a partir da determinação de seus momentos espectrais. A variância, por exemplo, de um processo estacionário cuja média é zero está relacionada ao momento de ordem 0, m_0 . Os momentos espectrais são calculados conforme a seguir

$$m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega \quad (2.38)$$

onde m_n representa o n-ésimo momento. Como pode ser verificado, $m_0 = \int_0^{\infty} S(\omega) d\omega$, que representa a área abaixo da curva da função $S(\omega)$, e é equivalente à média quadrática de um processo estocástico, e que, quando este é um processo com média zero, será também equivalente à variância do processo.

Como foi dito no início deste tópico, um dos passos mais importantes da análise espectral é a determinação dos momentos espectrais, pois a partir deles, obtém-se todas as outras informações necessárias para a determinação do dano à fadiga, tais como a função densidade de probabilidades de Rayleigh para a distribuição dos picos de tensão, período de cruzamento em zero, e parâmetro de largura de banda, necessário para o cálculo do fator de correção de contagem de ciclo. Estas informações serão abordadas mais adiante.

2.3.5 Largura de Banda de um Processo Estocástico

Um processo estocástico pode apresentar largura de banda estreita ou larga. Um processo de banda estreita é caracterizado por apresentar apenas um pico entre um cruzamento pelo valor médio na subida e um cruzamento pelo valor médio na descida (CHAKRABARTI, 2005). Neste caso, o espectro é completamente definido para uma pequena faixa de frequências. Um processo de banda larga pode apresentar vários picos entre dois cruzamentos sucessivos de seu valor médio. Neste caso, para a definição de seu espectro, uma faixa de frequências maior é necessária. Os dados de ondas mostram que para ondas completamente desenvolvidas, um estado de mar é essencialmente de banda estreita (BAI e JIN, 2016).

A largura de banda de um processo pode ser verificada através do parâmetro de largura de banda, sendo o mais utilizado, o definido conforme se segue:

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{m_2^2}{m_0 m_4}}, 0 \leq \varepsilon \leq 1 \quad (2.39)$$

onde, os termos m_0 , m_2 e m_4 são os momentos espectrais de ordem 0, 2 e 4 respectivamente. Na equação (2.39), à medida que ε se aproxima de 0, o processo tende a apresentar banda estreita.

No caso do processo de elevação da superfície do oceano, já foi dito que se trata de um processo estocástico de banda estreita. Porém, a resposta em tensão da estrutura de um navio, por exemplo, não apresenta necessariamente largura de banda estreita. No entanto, a formulação da análise espectral é baseada na hipótese de que o processo apresenta banda estreita. Para contornar esse “problema”, será visto no capítulo 3 que, para a análise de fadiga, é utilizada a formulação para processo de banda estreita, porém, com a aplicação de um fator de correção de contagem de ciclo (MRSNIK *et al.*, 2012).

2.3.6 Frequência de Cruzamento a um Valor Médio - Processo Gaussiano

Segundo VANMARCKE (1972), a frequência média ϑ_a de cruzamento a certo valor médio a , na subida, de um processo estacionário Gaussiano $X(t)$, pode ser obtida a partir do resultado atribuído a Rice, conforme a seguir

$$\vartheta_a = f_x(a) \int_0^{\infty} \dot{x} f_{\dot{x}}(\dot{x}) d\dot{x} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{m_2}{m_0} \right)^{\frac{1}{2}} \exp \left\{ -\frac{a^2}{2m_0} \right\} \quad (2.40)$$

onde $f_x(a)$ e $f_{\dot{x}}(\dot{x})$ denotam as funções densidade de probabilidades Gaussiana para X e \dot{X} respectivamente (X e \dot{X} tem médias 0 e são independentes devido à estacionariedade), e m_0 e m_2 são os momentos espectrais de ordem 0 e 2 respectivamente. Então, a frequência de cruzamento para o processo a um valor médio $a = 0$, passa a ser

$$\vartheta_0 = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{m_2}{m_0} \right)^{1/2} \quad (2.41)$$

A equação (2.41) se aplica ao processo de elevação da superfície do oceano, bem como para a resposta do navio em termos de tensão, visto que ambos são considerados processos Gaussianos, estacionários e cuja média é zero. Este parâmetro será utilizado na equação da determinação do dano em à fadiga, tema que será abordado no capítulo 3.

2.3.7 Função Resposta em Frequência

Nos tópicos anteriores foram abordados conceitos relacionados à natureza dos processos estocásticos que podem ser aplicados tanto aos processos relacionados à excitação do sistema quanto à sua resposta. Para este trabalho, entende-se como sistema a estrutura do navio como um todo, que para análise de fadiga, é suficiente considerá-lo como um sistema linear (DNV, 2014). De acordo com NEWLAND (1993), a relação entre a excitação (“*input*”) e a resposta do sistema (“*output*”) se dá através da função resposta em frequência ou função de transferência $H(\omega)$. Trata-se de uma grandeza complexa e seu módulo representa a relação entre a amplitude da resposta e a amplitude do sinal de excitação. Portanto, se

$$H(\omega) = A(\omega) + iB(\omega) \quad (2.42)$$

então,

$$|H(\omega)| = \sqrt{A^2 + B^2} = \frac{Y}{X} \quad (2.43)$$

onde Y é a amplitude da resposta do sistema à uma onda harmônica de frequência ω e X é a amplitude da onda de excitação do sistema cuja frequência também é ω . O ângulo de fase entre a resposta e o sinal de excitação é obtido a partir da relação entre a parcela imaginária e a parcela real, B/A .

Pode-se provar que o espectro ou função densidade espectral de resposta pode ser obtida a partir da função densidade espectral de excitação do sistema através da relação

$$S_r(\omega) = |H(\omega)|^2 S_i(\omega) \quad (2.44)$$

onde $S_r(\omega)$ é o espectro de resposta e $S_i(\omega)$ é o espectro de excitação no sistema.

O desenvolvimento matemático para a obtenção da equação (2.44) é extenso e não será demonstrado aqui. Para efeito de consulta, sugere-se a referência (NEWLAND, 1993) capítulos 6 e 7. Esta relação será utilizada para a obtenção do espectro de tensões a partir do espectro de ondas incidentes no navio e das funções de transferência de tensões obtidas através da análise estrutural.

2.4 Fadiga

2.4.1 Conceitos Básicos

Pode-se descrever o fenômeno de fadiga como um processo de acumulação de dano em um determinado material ou estrutura, quando são submetidos a um número suficientemente grande de carregamentos cíclicos de amplitude constante ou não, cuja magnitude da tensão máxima deste carregamento geralmente é inferior ao limite de resistência do material.

O processo de acúmulo de dano torna-se visível após o surgimento de microfissuras que ao longo do tempo, caso as condições permaneçam inalteradas, evoluirão para trincas de comprimentos cada vez maiores, ocasionando o comprometimento gradativo da integridade da estrutura, podendo levar ao colapso repentino. O colapso então é caracterizado pela ruptura repentina devido à incapacidade de a seção resistente remanescente suportar o carregamento atual.

Dependendo da ordem de grandeza do carregamento cíclico atuante, o fenômeno de fadiga pode ser classificado em dois tipos: fadiga de alto ciclo e fadiga de baixo ciclo.

Fadiga de alto ciclo é caracterizada por levar à falha o material após a ocorrência de um número mínimo de ciclos de carregamento cuja ordem é igual ou superior a 10^5 . Além disso, a magnitude das tensões é geralmente bem inferior à tensão de escoamento do material, e é caracterizado por apresentar comportamento elástico do ponto de vista macroestrutural, apresentando micro plasticidades na ponta da trinca. A fadiga de baixo ciclo é caracterizada pela ocorrência de deformação plástica do ponto de vista macroestrutural, apresentando tensões bem superiores às aquelas apresentadas para fadiga de alto ciclo. A falha do material ocorre para um número menor de ciclos, podendo ser da ordem de 10^4 .

Neste trabalho, o fenômeno de fadiga considerado é o de alto ciclo, visto que as tensões produzidas pelos carregamentos cíclicos induzidos pelas ondas em navios são de magnitudes geralmente bem inferiores à tensão de escoamento do material.

O mecanismo de acúmulo de dano por fadiga pode ser subdividido em três etapas, sendo a primeira em escala microscópica, caracterizada pela nucleação e crescimento de micro trincas, propagação de macro trincas e a falha do material, Figura 2.6.

Na Figura 2.6, são ilustrados juntamente com as fases relacionadas ao dano por fadiga, os respectivos fatores relevantes, ou seja, os fatores que “governam” o fenômeno de fadiga em cada fase. Na fase microestrutural, correspondente à nucleação e crescimento de micro trincas o fator mais relevante está relacionado à concentração de tensão. Nesta fase, a condição da superfície do material é preponderante. Na segunda fase, relacionada à propagação de macro trincas, o fator preponderante será principalmente a magnitude das tensões na extremidade da trinca, caracterizada pelo fator de intensidade de tensões K_I . A tenacidade à fratura, que pode ser descrita como a resistência do material ao crescimento de trinca será o fator governante para a falha do material ou estrutura.

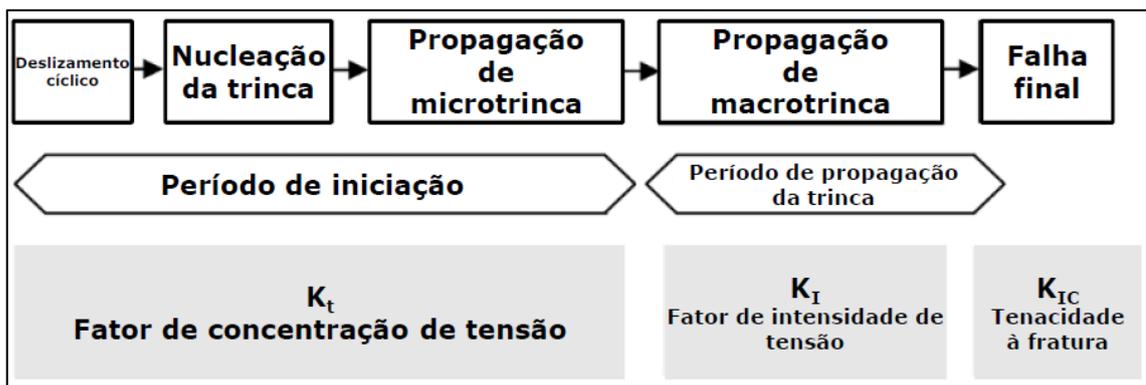


Figura 2.6 – Diferentes fases da vida em fadiga e seus fatores relevantes (adaptado de (SCHIJVE, 2009))

Geralmente, o dano acumulado é imperceptível no estágio inicial, e por vezes não é possível ser detectado por meio de equipamentos de inspeção. Por isso, o dano em fadiga é considerado um processo silencioso, e que se não receber a devida atenção, pode levar a estrutura a falhas catastróficas.

Por isso é imprescindível que se tenha uma compreensão adequada de todo o mecanismo de dano tanto em nível microscópico quanto em nível macroscópico.

2.4.2 Processo de Nucleação de Trincas

O surgimento de trincas, bem como seu crescimento ocorre como consequência de deslizamentos cíclicos. Isto implica deformação plástica, ou em outras palavras, atividades de

deslocamentos (SCHIJVE, 2009).

Em materiais cristalinos, a deformação plástica é caracterizada pelo deslocamento de defeitos cristalinos (discordâncias) cuja ocorrência se dá em resposta à ação de tensões de cisalhamento. Os planos onde ocorrem tais deslizamentos são chamados planos de deslizamento, Figura 2.7.

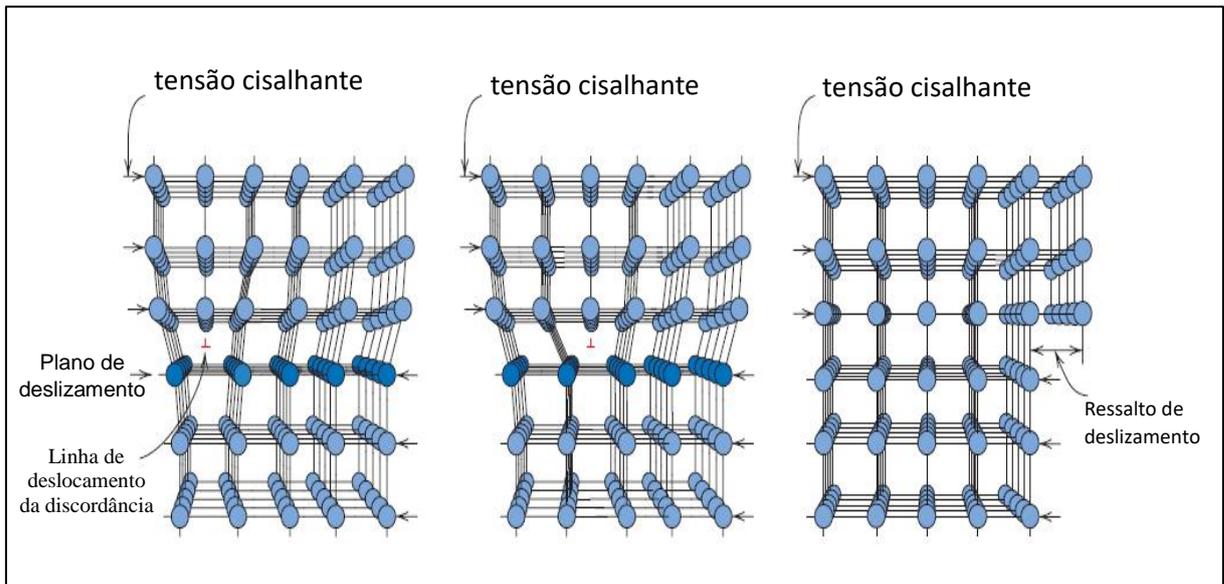


Figura 2.7 – Movimento de uma discordância em um arranjo cristalino em resposta à tensão cisalhante aplicada (adaptado de (CALLISTER, 2006))

É importante salientar que a magnitude das tensões de fadiga é bem baixa se comparada ao limite de escoamento do material e, portanto, as deformações plásticas ocorrem em escala microscópica, da ordem de grandeza dos grãos do material, e se restringirão a apenas alguns deles. A ocorrência de tais deformações plásticas se dá preferencialmente em grãos localizados na superfície do material, onde pouca restrição haverá para os movimentos das discordâncias. No entanto, nem todos os grãos da superfície propiciam condições favoráveis a estes movimentos. Em termos micro estruturais, as tensões cíclicas de cisalhamento não são distribuídas da mesma maneira no material. Desta forma, as tensões cisalhantes podem ser diferentes de grão para grão, sendo tal diferença função do tamanho, forma e orientação desses grãos. Desta forma, a deformação plástica será observada em grãos orientados favoravelmente ao deslizamento por cisalhamento, ou seja, paralelamente à tensão máxima de cisalhamento, e em grãos menos restringidos (grãos localizados na superfície).

Com a continuidade das tensões cíclicas, as discordâncias tendem a se acumular em bandas com elevadas deformações plásticas localizadas, chamadas de bandas de deslizamento

persistentes (BDPs) em grãos orientados favoravelmente ao deslizamento por cisalhamento. O movimento contínuo das discordâncias devido aos deslizamentos cíclicos produzirá na superfície do material reentrâncias na forma de pequenas fendas denominadas intrusões e saliências denominadas extrusões, Figura 2.8.

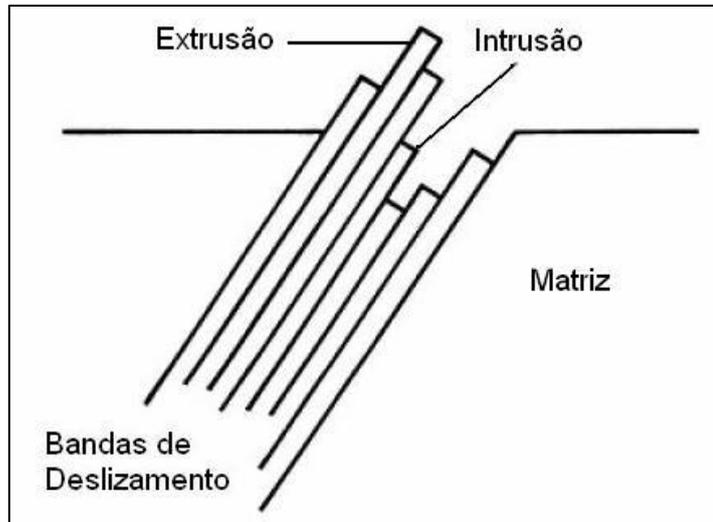


Figura 2.8 – Formação de Intrusões e Extrusões em bandas de deslizamento (FERNANDES, 2009)

O mecanismo de formação de intrusões e extrusões está relacionado ao movimento alternativo induzido pelas tensões cisalhantes cíclicas associadas ao endurecimento por deformação plástica localizada. Durante o início de um ciclo, Figura 2.9, quando a tensão se encontra na fase crescente, a deformação plástica localizada produzirá o endurecimento da banda de deslizamento. Como consequência, uma tensão cisalhante maior estará presente quando o ciclo estiver no sentido contrário, e devido à irreversibilidade associada à deformação plástica, ao invés do retorno ocorrer no mesmo plano de deslizamento, este ocorrerá em um plano adjacente. Esta dinâmica está ilustrada na Figura 2.9.

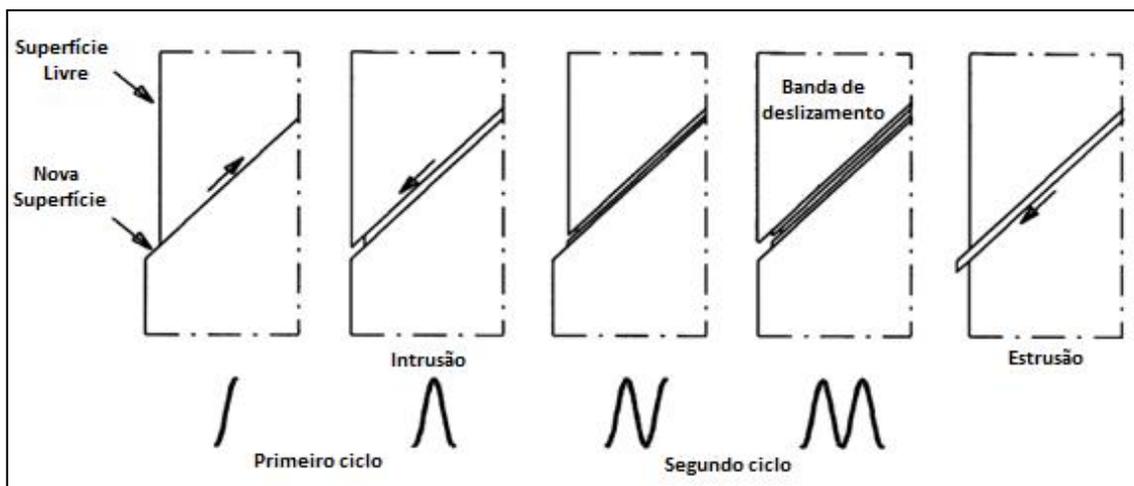


Figura 2.9 – Deslizamento cíclico acarretando na nucleação de trinca (adaptado de (SCHIJVE, 2009))

À medida em que ocorrem os deslizamentos cíclicos, mais e mais camadas de intrusões/extrusões se formam. Tais reentrâncias produzirão concentração de tensão localizada que poderá levar à nucleação de micro trinca. A Figura 2.10 mostra um exemplo de micro trinca que surgiu a partir da banda de deslizamento.

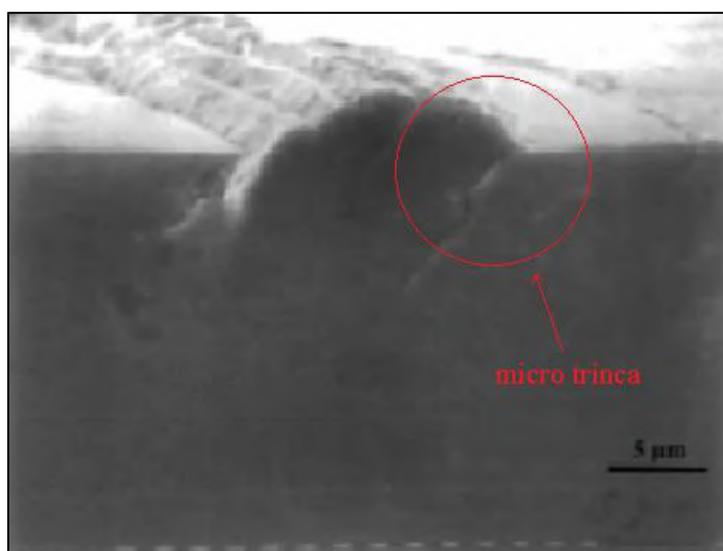


Figura 2.10 – Iniciação de trinca em uma banda de deslizamento persistente em corpo de prova de cobre (adaptado de (MA e LAIRD, 1988))

Durante a fase inicial de nucleação de micro trincas, a fadiga é um fenômeno essencialmente superficial (SCHIJVE, 2009).

A propagação de micro trincas nesta fase corresponde ao modo microscópico de propagação tendo a trinca um comprimento da ordem do tamanho de grão, sendo muito sensível

a diferenças locais de microestrutura, presença de partículas de segunda fase, mudanças de direção de planos cristalográficos e, principalmente, contornos de grãos. Já a propagação da trinca referente à segunda fase corresponde ao modo macroscópico de propagação em que o material pode ser considerado homogêneo, sendo dependente da propriedade do material relativa à resistência ao crescimento de trinca.

2.4.3 Propagação de Trincas e Falha

Como o desenvolvimento da trinca ocorre em direção ao interior do material, esta etapa não mais será influenciada pelas condições superficiais. De forma geral, as trincas atingirão estágio de crescimento estável, e passarão a se desenvolver perpendicularmente à direção das tensões principais de maior magnitude. Isso quer dizer que para uma condição de carregamento uniaxial, a trinca se desenvolverá perpendicularmente à direção do carregamento. A Figura 2.11 mostra de forma simplificada, a fase inicial do crescimento da trinca, crescimento irregular sofrendo influência da microestrutura do material e a fase de desenvolvimento estável da macro trinca, normal à carga aplicada, dependente apenas da resistência do material ao crescimento de trinca.

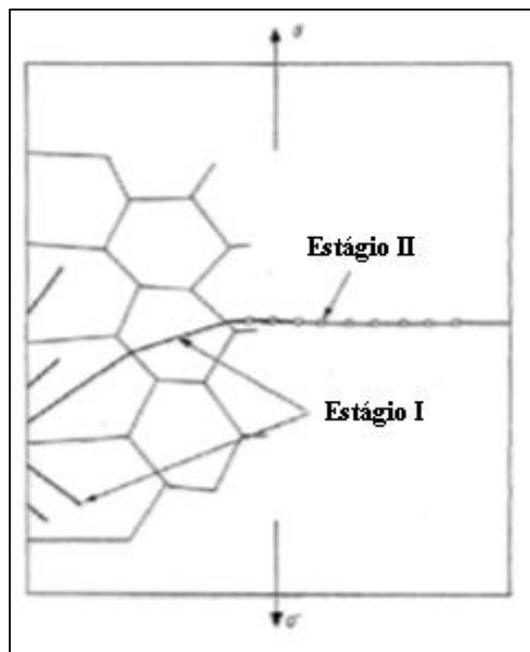


Figura 2.11 – Estágios I e II referentes ao estágio de crescimento inicial de micro trinca e crescimento de macro trinca (PINHEIRO, 2017)

Após determinado número de ciclos de carregamento, a trinca poderá atingir

comprimento tal que a seção remanescente do material não será capaz de suportar a carga aplicada, acarretando desta forma a falha do material ou estrutura.

Devido à natureza cíclica deste fenômeno, a falha por fadiga pode ser facilmente identificada na superfície de falha do material. A cada ciclo de carregamento, segue-se o avanço progressivo da trinca, o que faz com que a superfície fraturada seja marcada de forma peculiar.

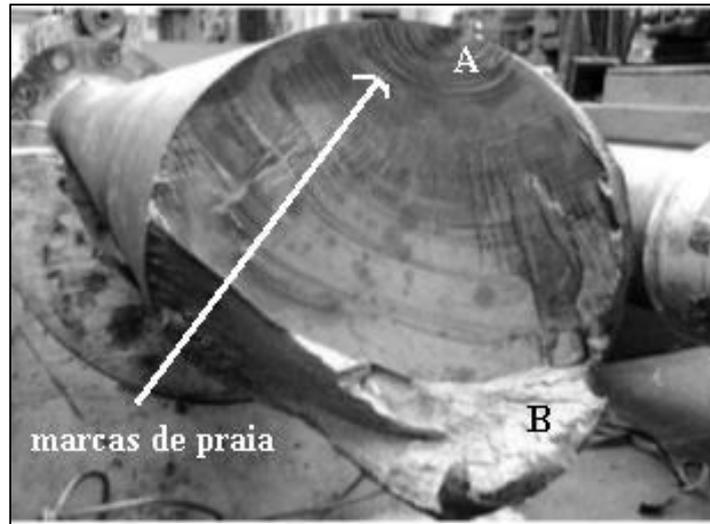


Figura 2.12 – Falha por fadiga de um eixo propulsor de um navio tanque (adaptado de (LASSEN e SPAGNOLI, 2006))

A Figura 2.12 mostra um exemplo de um eixo propulsor que sofreu acúmulo de dano por fadiga e eventualmente se rompeu, e o aspecto da superfície mostra claramente as características típicas do fenômeno. Essas características são marcas ou superfícies de fratura paralelas na forma de patamares separados por sulcos. Os patamares são geralmente suaves e normais à direção da tensão máxima de tração. Essas superfícies são comumente referidas como “marcas de praia”. A aparência das “marcas de praia” depende da amplitude e frequência do carregamento e da natureza do meio (corrosivo por exemplo).

Outra característica evidente é o “registro” da região onde ocorreu a nucleação da trinca, como pode ser visto na Figura 2.12, região correspondente à letra A. A região de ruptura, correspondente à seção remanescente do material, pode apresentar característica de fratura frágil, dúctil ou uma combinação de ambas. Esta região está identificada na Figura 2.12 com a letra B.

2.4.4 Métodos de Abordagem

A análise de estruturas, sob o ponto de vista da fadiga, pode ser realizada segundo dois enfoques: abordagem através da Curva S-N ou segundo a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), ambas apropriadas para fadiga de alto ciclo, onde a deformação plástica da ponta da trinca ocorre em pequena escala. O tratamento segundo a curva S-N é baseado em medições experimentais da vida em fadiga em corpos de prova submetidos a diferentes níveis de carregamentos cíclicos até a falha. Neste caso, assume-se que o dano segue a teoria linear de acúmulo de dano de Miner. A abordagem segundo MFLE é baseada na existência de uma trinca de comprimento inicial, onde a vida em fadiga é traduzida no número de ciclos necessários para que a trinca inicial atinja um comprimento final predeterminado. Pode ser utilizado também para análise da vida remanescente de uma estrutura onde a presença de uma trinca de fadiga tenha sido constatada. O projeto de detalhes estruturais de navios geralmente é realizado segundo a abordagem através da curva S-N (SOUZA e AYYUB, 2000).

2.4.5 Curva S-N

A curva S-N, também conhecida como curva de Wohler é baseada em medições experimentais da vida em fadiga em termos de ciclos até a ocorrência da falha para diferentes níveis de carregamento e geometria de corpos de prova. As curvas S-N incorporam o estágio do acúmulo de dano inicial, o estágio de nucleação da trinca e sua propagação em uma única formulação que pode ser experimentalmente caracterizada.

As curvas S-N representam a relação entre a tensão S e o número de ciclos N até a falha, e é representada pela seguinte equação, conhecida como equação de Basquin:

$$S^m N = K \quad (2.45)$$

Aplicando logaritmo nos dois lados da equação acima, as curvas S-N podem então ser representadas por uma reta, como é mostrado a seguir:

$$m \log S + \log N = \log K \quad (2.46)$$

Na equação acima, N é a vida em fadiga em número de ciclos do elemento sob tensão cíclica

de magnitude S , K é uma constante e m é a constante do material e que é representado graficamente pela inclinação da reta.

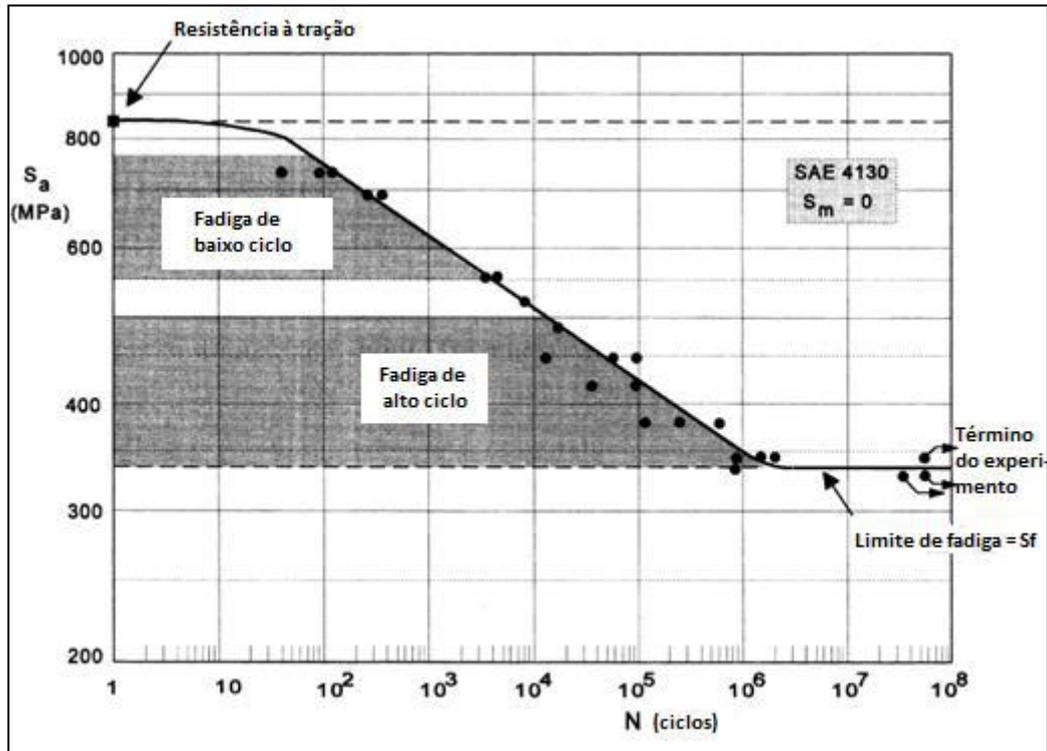


Figura 2.13 – Resultado de teste de fadiga em um corpo de prova sem entalhe de aço de baixa liga (adaptado de (SCHIJVE, 2009)).

Além de expressar a relação entre as tensões aplicadas e os respectivos números de ciclos até a falha, é possível também se determinar, como mostra a Figura 2.13, o limite de resistência à fadiga para aquele corpo de prova em questão, ou seja, a magnitude de tensão, abaixo da qual, qualquer valor não produzirá falha por fadiga. Alguns materiais, porém, não apresentam esta característica.

2.4.6 Regra de Palmgren- Miner

A regra de Palmgren-Miner (P-M) estabelece que o dano por fadiga se acumula de forma linear, ou seja, o dano acumulado por ciclo é somado de forma que se obtenha o dano total, considerando que para uma determinada magnitude de tensão, os ciclos contribuem com a mesma magnitude de dano. O dano a fadiga pode então ser estimado da forma:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (2.47)$$

onde, n_i e N_i são, respectivamente, o número de ciclos ocorridos sob uma determinada dupla amplitude de tensão $\Delta\sigma_i$ e o número de ciclos necessários para a falha sob a referida dupla amplitude de tensão de mesma magnitude $\Delta\sigma_i$. A falha por fadiga ocorre então quando $D = 1$. Pode-se concluir que quando as tensões cíclicas aplicadas possuem magnitude inferior ao limite de fadiga, as tensões não ocasionarão dano, o que pode não ser verdade para o caso em que o carregamento cíclico apresenta amplitude variável.

A regra de Miner desconsidera a contribuição das tensões abaixo do limite de fadiga, para o dano como um todo. Porém, para o caso em que tenha ocorrido alguma sobrecarga, por exemplo, acima do limite de resistência à fadiga, tensões cíclicas aplicadas posteriormente, mesmo que baixas, podem contribuir para o acúmulo de dano. As tensões cíclicas podem ser tanto de amplitude constante quanto de amplitude variável, podendo ser de natureza periódica ou aleatória. Em navios, por exemplo, o histórico de tensões geradas pelos carregamentos produzidos pelas ondas, além de apresentarem amplitudes variáveis, são de natureza aleatória. Deste modo, a magnitude das tensões pode se apresentar tanto abaixo quanto acima do limite de fadiga do material. Na prática, utiliza-se uma curva S-N modificada, em que o trecho correspondente ao limite de fadiga é substituído por um seguimento de reta, cuja inclinação k é determinada segundo a relação $k = 2m - 1$. Esta alternativa foi proposta por Haibach (HAIBACH, 1970) que possibilita a contabilização da contribuição para o dano, das tensões de amplitude abaixo do limite de fadiga, apresentando resultados mais conservadores para acúmulo de dano por fadiga.

2.4.7 Definição das Tensões de Fadiga

Existem basicamente três definições de tensões utilizadas numa análise da vida em fadiga. A escolha da tensão dependerá do método a ser utilizado na análise. Os três tipos de tensões utilizadas são a “*nominal stress*” ou tensões nominais, “*structural hot spot stress*” ou tensões de “*hot spot*” e “*notch stress*” ou tensões de “*entalhe*” (LEE *et al.*, 2010).

Tensões Nominais

As tensões nominais são as tensões calculadas na área da seção transversal sob análise, desconsiderando o efeito de elevação local das tensões devido à presença da solda, mas inclui o efeito de elevação da tensão devido à forma macro geométrica de componentes na vizinhança da junta (HOBBACHER, 2014). As tensões podem ser calculadas a partir da teoria de vigas ou por método de elementos finitos e são obtidas a uma certa distância do ponto onde está localizada a solda.

A vida em fadiga então é obtida através de utilização da Curva S-N associada à categoria de detalhe estrutural à qual o detalhe em análise pertence considerando sua geometria e carregamento aplicado, de acordo com as figuras 2.14 e 2.15.

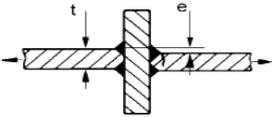
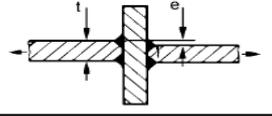
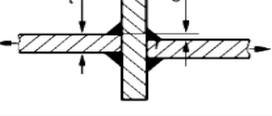
No.	Structural Detail	Description (St.= steel; Al.= aluminium)	FAT St.	FAT Al.
400	Cruciform joints and/or T-joints			
411		Cruciform joint or T-joint, K-butt welds, full penetration, weld toes ground, potential failure from weld toe. Single sided T-joints and cruciform joints without misalignment	80 90	28 32
412		Cruciform joint or T-joint, K-butt welds, full penetration, potential failure from weld toe. Single sided T-joints and cruciform joints without misalignment	71 80	25 28
413		Cruciform joint or T-joint, fillet welds or partial penetration K-butt welds, potential failure from weld toe. Single sided T-joints and cruciform joints without misalignment	63 71	22 25
414		Cruciform joint or T-joint, fillet welds or partial penetration K-butt welds including toe ground joints, weld root crack. For $a/t \leq 1/3$	36 40	12 14

Figura 2.14 - Exemplo de detalhes soldados e respectivas classes (FAT) (adaptado de (HOBBACHER, 2008))

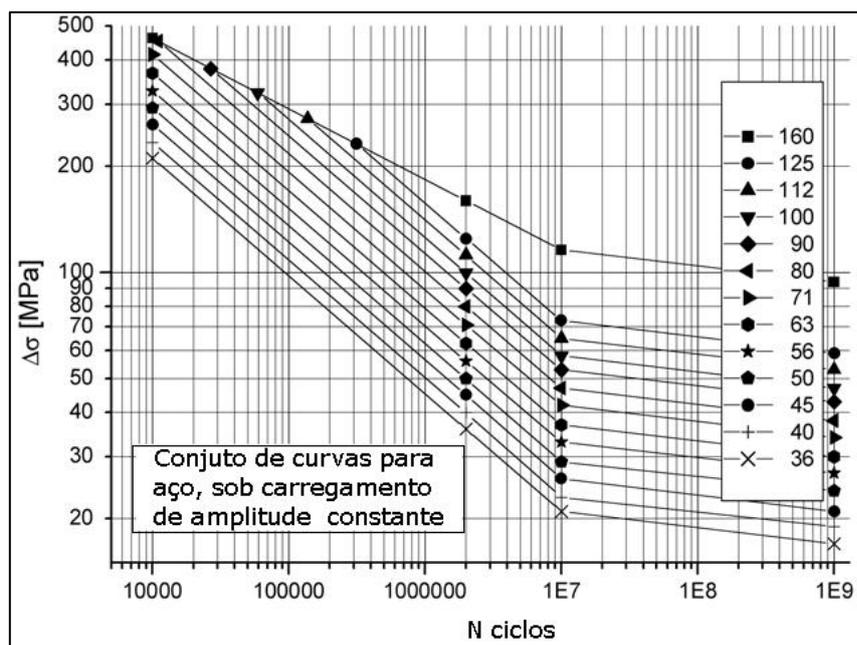


Figura 2.15 – Curvas S-N para várias classes de detalhes soldados (adaptado de (HOBBACHER, 2008))

Uma desvantagem deste método é que o número de classes de detalhes estruturais disponíveis é limitado e isso exige experiência suficiente para adaptar o detalhe em análise à uma classe pré-definida.

Tensões de “hot spot”

As tensões de “hot spot” incluem as concentrações de tensão devido ao detalhe estrutural propriamente dito com exceção da elevação não linear da tensão devido à geometria da solda (NIEMI *et al.*, 2006). Neste método, as tensões são registradas em certas distâncias do ponto de interesse (“hot spot”) e então procede-se com a extrapolação para obtenção de uma tensão linearizada no ponto conforme mostra a figura 2.16. O efeito de pico não linear da tensão na região da solda está “embutido” na própria curva S-N utilizada e que foi obtida experimentalmente.

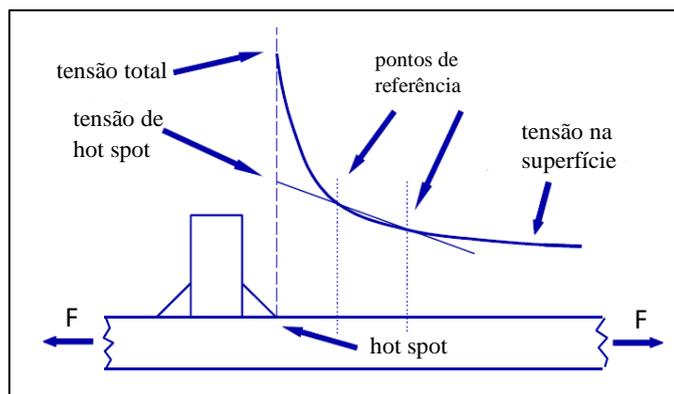


Figura 2.16 – Definição da tensão de “hot spot” (“*structural hot spot stress*”) (adaptado de (HOBACHER, 2014))

É utilizada geralmente onde não existe tensões nominais bem definidas devido à complexidade da geometria ou onde a descontinuidade geométrica não é comparável com categorias de detalhes predeterminadas. Uma única curva S-N pode ser suficiente para a maioria das formas de descontinuidade estrutural, pelo fato de a geometria da solda ser quase sempre a mesma (NIEMI *et al.*, 2006). Geralmente, esse método está associado à utilização de “*softwares*” de análise baseados em método de elementos finitos (MEF), devido à facilidade de se modelar o detalhe/estrutura em questão, para obtenção das tensões nos pontos pré-determinados. Este foi o método utilizado para obtenção das tensões para o cálculo da vida em fadiga nesta dissertação.

Tensões de “entalhe”

A tensão de “entalhe” é a tensão total no “pé” da solda, obtida assumindo comportamento linear-elástico para o material. Para se levar em consideração a variação da forma da solda, bem como o comportamento não-linear do material na região do entalhe, a solda real é substituída por um modelo efetivo (HOBACHER, 2014), conforme figura 2.17.

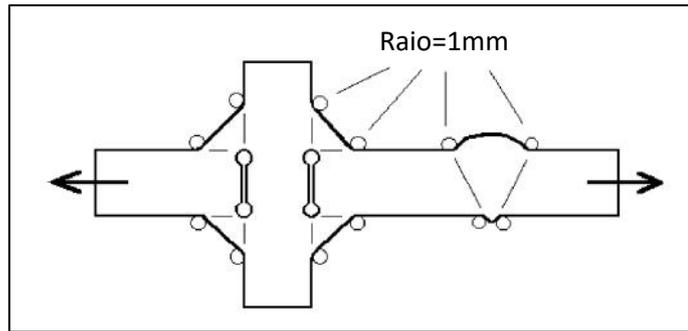


Figura 2.17 – Curvatura fictícia para pé e raiz da solda (adaptado de (HOBBACHER, 2014))

Para estruturas de aço e ligas de alumínio, um raio efetivo de 1mm para os entalhes tem demonstrado resultados consistentes com a realidade (HOBBACHER, 2014). Para este método, são utilizados softwares de análise em elementos finitos, e a partir da obtenção da tensão na região de interesse, realiza-se leitura em uma curva S-N única.

A figura 2.18 mostra uma comparação entre as três definições de tensões que como já foi dito, a utilização de uma ou outra dependerá da metodologia utilizada na análise.

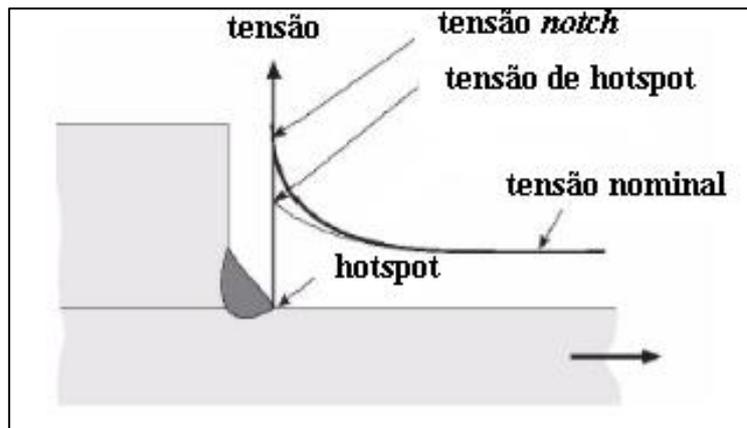


Figura 2.18 – Comparação entre as três definições de tensão de fadiga (adaptado de (DNV, 2014))

3. METODOLOGIA DE ANÁLISE DE FADIGA EM ESTRUTURAS NAVAIS

De modo geral, os métodos para a análise de fadiga podem ser classificados em dois grupos: o primeiro relacionado à determinação do acúmulo de dano utilizando as curvas S-N e o segundo, através da Mecânica da Fratura Linear Elástica. Em termos de projeto, a abordagem segundo as Curvas S-N é mais amplamente utilizada (BAI e JIN, 2016).

Com base nas curvas S-N, existem basicamente dois métodos que são os mais utilizados na prática e estão presentes nos guias de grande parte das Sociedades Classificadoras, e a escolha vai depender da forma como a distribuição da variação de tensões será obtida (BAI e JIN, 2016):

1. **Método de Análise Simplificado** – Considera a distribuição da variação de tensões em longo prazo e que esta pode ser descrita como uma distribuição de Weibull de dois parâmetros;
2. **Método de Análise Espectral** – Considera a distribuição da variação de tensões em curto prazo (para um estado de mar) e que esta pode ser descrita como uma distribuição de probabilidades de Rayleigh.

Neste capítulo, será abordado o método de análise espectral na avaliação do dano à fadiga, que é o foco deste trabalho. Para informações acerca do método simplificado, sugere-se a leitura das referências (HUGHES *et al.*, 2010), (BAI e JIN, 2016), (DNV, 2014) dentre outras.

A análise de fadiga pelo método espectral pode ser subdividida em 6 etapas, conforme relacionado a seguir:

1. Obtenção dos carregamentos induzidos por ondas;
2. Análise estrutural;
3. Determinação das condições ambientais;
4. Definição do modelo de espectro de mar;
5. Análise espectral;
6. Definição da curva S-N; e
7. Avaliação do Dano à fadiga.

Para uma análise de fadiga utilizando o método espectral, os carregamentos provenientes da incidência de ondas, são calculados para cada combinação de frequência de onda, velocidade do navio, e ângulos de encontro entre navio e onda, através de análise de comportamento no mar, “*seakeeping*”, utilizando para isso, um software voltado para este fim. Estes carregamentos obtidos são aplicados em um modelo de análise estrutural de elementos finitos, e as funções de transferência de tensões são calculadas. As informações acerca dos estados de mar da região de operação do navio são combinadas com as funções de transferência de tensões para obtenção dos espectros de tensões. Com o espectro de tensões, e considerando que as respostas em tensões são um processo estocástico gaussiano e de banda estreita, assume-se que a distribuição dos valores de pico das tensões segue uma distribuição de probabilidades de Rayleigh. Com isso é possível determinar o dano à fadiga em curto prazo, para um determinado estado de mar. Por fim, determina-se o dano à fadiga em longo prazo, somando-se a contribuição de cada estado de mar, para cada condição de carregamento. A Figura 3.1 mostra um fluxograma referente ao processo de análise de fadiga pelo método espectral.

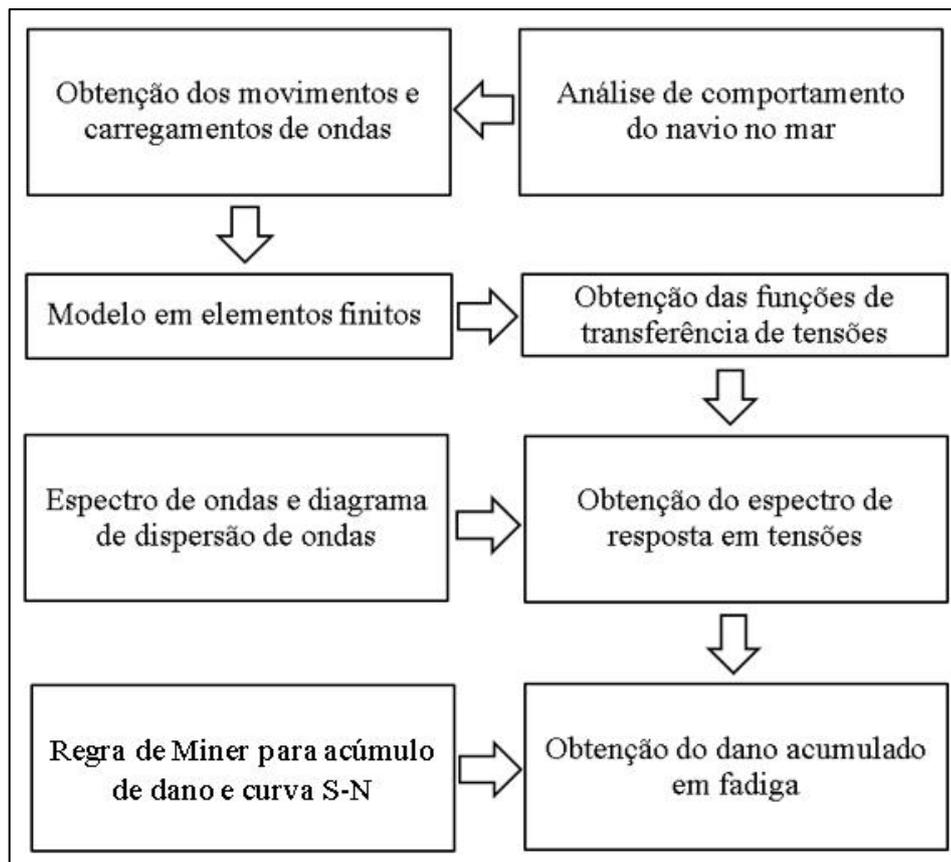


Figura 3.1 – Fluxograma do processo de análise de fadiga pelo método espectral

Em uma análise de fadiga em estruturas navais, considera-se a região de solda em descontinuidade geométrica como sendo a região de maior probabilidade de surgimento de trinca por fadiga. Portanto, a metodologia aqui descrita está relacionada à análise de detalhes estruturais soldados.

3.1 Obtenção dos Carregamentos Induzidos por Ondas

Engenheiros e projetistas normalmente se preocupam com três categorias de carregamento hidrodinâmico em estruturas marítimas: carregamento devido ao arrasto, carregamento induzido pela incidência de ondas e carregamentos inerciais, sendo estes últimos devido aos movimentos de corpo rígido do navio (BARLTROP, 1998). As forças devido à incidência de ondas são conhecidas por forças de Froud-Krilov e forças de difração, essas últimas induzidas pela formação de ondas devido ao distúrbio produzido na superfície pela presença do corpo (FALTINSEN, 1990). Dos carregamentos mencionados, o carregamento induzido pela incidência de ondas e os carregamentos inerciais são considerados as principais fontes de fadiga em estruturas navais (NGUYEN *et al.*, 2012) e, portanto, somente estes são considerados na análise.

3.1.1 Análise de Comportamento no Mar (“seakeeping”)

O carregamento de ondas atua na estrutura de forma direta como pressão externa atuante na superfície molhada do casco do navio, e, indiretamente, na forma de forças inerciais resultantes dos movimentos (acelerações) de corpo rígido.

A obtenção desses carregamentos se dá a partir de uma análise de comportamento do navio no mar (“seakeeping”), por meio da qual são obtidos os operadores de resposta em amplitude (“RAO’s” – *Response Amplitude Operators*) das pressões e os movimentos (acelerações) do navio. RAO’s são representações matemáticas das respostas e efeitos de carregamento do navio a ondas senoidais de amplitude unitária. São também conhecidas como funções de transferência, cuja definição foi dada no item 2.3.7 deste trabalho.

Para que as pressões e movimentos sejam obtidas o mais próximo possível das condições reais que o navio experimenta ao longo de toda a vida operativa, recomenda-se que a análise de “seakeeping” seja realizada para uma velocidade de 75% da velocidade de projeto, para cada frequência, direção e condição de carregamento. O objetivo desta análise é que seja possível se

obter por meio da análise estrutural, as funções de transferência de tensões que por sua vez possibilitarão a obtenção dos espectros de tensões. As funções de transferência de tensões são obtidas para uma faixa de frequências relevantes de ondas. Recomenda-se que esta análise (“*seakeeping*”) seja realizada para uma faixa de frequência variando de 0,1rad/s a 1,8 rad/s em incrementos de não mais que 0,1rad/s (ABS, 2016), para cada direção de encontro considerada. Para as direções de encontro onda-navio, recomenda-se que seja utilizado o intervalo de 0° a 360° com incrementos não superiores a 30° (ABS GUIDE, 2016). Apesar dessas recomendações, alguns autores utilizam esses parâmetros em proporções diferentes como por exemplo em (SHEHZAD *et al.*, 2013), (GUEDES SOARES *et al.*, 2003), dentre outros. Considerando a definição de “*RAO*” dada acima, utiliza-se para a simulação, ondas de amplitude unitária, de modo que os “*RAO*’s” de pressão sejam obtidos de forma direta.

Os carregamentos hidrodinâmicos podem ser obtidos tanto pela teoria das faixas (“*strip theory*”) quanto pelo método dos painéis. Pela teoria das faixas, o casco do navio é subdividido em “fatias” transversais que representam as seções transversais na direção longitudinal, para as quais as propriedades hidrodinâmicas serão calculadas. Os valores hidrodinâmicos globais, são então calculados a partir da integração dos valores bidimensionais das “fatias” ao longo do navio. Alguns autores têm reportado que os resultados obtidos por esse método correspondem com os obtidos experimentalmente no plano vertical, mas diferem para o plano lateral (LI *et al.*, 2014). No método dos painéis, a forma do casco é modelada como uma composição de diversos painéis. Os carregamentos de ondas são representados por carregamento de pressão distribuída nesses painéis ao longo de todo o casco do navio. A quantidade de painéis deve ser em número suficiente para a resolução das ondas de radiação/difração com razoável acurácia. Como regra geral, é necessário que haja pelo menos 4 painéis no menor comprimento de onda considerado na simulação (ABS, 2016). Diferentemente da teoria das faixas, o método dos painéis considera os efeitos tridimensionais. Desta forma, é esperado que este último produza resultados superiores com respeito ao plano lateral ((LI *et al.*, 2014). Recomenda-se, portanto, a utilização de software cujos códigos numéricos se baseiam no método tridimensional dos painéis.

Para a análise de fadiga, somente os carregamentos gerados pelas ondas são considerados, e, portanto, os carregamentos gerados em condição de repouso são desconsiderados (GUEDES SOARES *et al.*, 2003). Uma forma de se fazer essa separação é calcular a resposta total considerando ambos, tanto o carregamento estático quanto o dinâmico, e, posteriormente, procedendo-se com a dedução da parcela estática do total calculado. Outros métodos alternativos e formulações que produzem diretamente a parcela da resposta dinâmica

de tensões também pode ser utilizada.

3.1.2 Condições de Carregamento

Ao longo de todo o ciclo de vida operativo, o navio pode experimentar diversas condições de carregamento, e que influenciam diretamente na vida em fadiga da estrutura. No mínimo, duas condições de carregamentos, as mais prováveis, devem ser consideradas, sendo geralmente consideradas a condição de totalmente carregado e a condição leve mais provável (ABS, 2016).

3.1.3 Modelo Hidrodinâmico

Os “*RAO's*” das pressões e movimentos obtidos a partir da análise de “*seakeeping*” devem ser transferidos para o modelo global na análise estrutural com vistas à obtenção das respostas da estrutura em termos de tensão. Durante a análise de “*seakeeping*” o modelo deve ser configurado de tal forma que represente com a maior fidelidade possível o modelo estrutural. Portanto, a distribuição de peso, localização do centro de gravidade e configuração do calado do navio para a condição de carregamento considerada devem ser coerentes com a condição de carregamento considerada no modelo estrutural. Além disso, a forma do casco do modelo hidrodinâmico deve ser idêntica à do modelo estrutural para que o mapeamento das pressões obtidas na análise de “*seakeeping*” possa ser realizado de forma adequada. As densidades de malha do modelo hidrodinâmico de painéis e do modelo estrutural são diferentes, conseqüentemente, torna-se necessária a interpolação da pressão dos painéis para os nós da malha da estrutura. Alguns softwares de análise são capazes de transferir automaticamente (ou seja, realizam a interpolação automaticamente) os carregamentos de pressão do modelo hidrodinâmico para o modelo estrutural. Esta etapa é fundamental, visto que possibilitará a extração das funções de transferência de tensões corretamente.

3.2 Análise Estrutural

O objetivo da análise estrutural é a obtenção das funções de transferência de tensões ou “*RAO's*” de tensões, necessárias para a análise de fadiga pelo método espectral. Para isso, os “*RAO's*” das pressões bem como os movimentos (acelerações) obtidos na análise de “*seakeeping*” são aplicados no modelo estrutural em elementos finitos, de modo que se possa

obter a resposta da estrutura em termos de tensão.

3.2.1 Obtenção das Funções de Transferência de Tensões

Visto que as tensões da estrutura são a resposta aos movimentos e carregamentos impostos devido à ação de ondas de amplitudes unitárias, as funções de transferência então serão as próprias tensões obtidas na análise estrutural. A prática mais comum é a utilização das tensões principais máximas como tensões a serem extraídas da análise estrutural. Este critério também foi considerado neste trabalho.

Na análise espectral, trabalha-se com as amplitudes tanto das excitações quanto das respostas, ou seja, com os valores máximos compreendidos em um comprimento de onda. Neste caso, para a análise estrutural, dois casos deverão ser considerados para cada frequência, com o fim de se obter a amplitude de tensão. O primeiro é relacionado à parcela real da tensão e o segundo relacionado à parcela imaginária. A amplitude de tensão então é obtida procedendo o seguinte cálculo:

$$\sigma_a = \sqrt{\sigma_{real}^2 + \sigma_{imag}^2} \quad (3.1)$$

onde σ_a é amplitude de tensão, σ_{real} a parcela real da tensão e σ_{imag} a parcela imaginária.

Para que o cálculo das duas parcelas seja possível de ser realizado separadamente, dois casos devem ser considerados para cada frequência na análise de “*seakeeping*”. No primeiro caso, deve ser considerado um sistema de ondas com ângulo de fase 0° , ou seja, considerando a crista da onda passando pelo centro de gravidade do navio e o segundo caso com ângulo de fase 90° , defasado em relação ao primeiro em $\frac{1}{4}$ de comprimento de onda.

As funções de transferência devem ser obtidas para todas as frequências consideradas, para cada direção e condição de carregamento.

A Figura 3.3 mostra as funções de transferência de tensões obtidas para um Trimaran, Figura 3.2 (à esquerda), para um detalhe estrutural localizado na região de transição entre o casco lateral e deck, indicado na Figura 3.2 (à direita) com o número 4. A análise foi realizada considerando uma faixa de frequência de 0,2 rad/s a 2 rad/s, direções de encontro entre onda e navio variando de 0° a 360° com intervalo de 30° , para a condição de carregamento “totalmente carregado”.

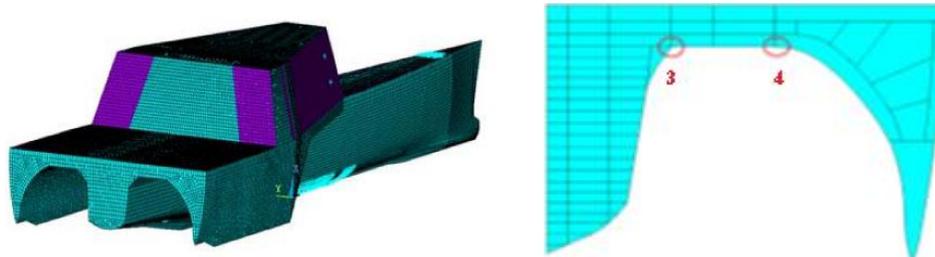


Figura 3.2 – à esquerda: modelo global em elementos finitos de um trimaran; à direita: localização de dois pontos de análise (“hot spots”) indicados na figura com os números 3 e 4 (SHEHZAD *et al.*, 2013)

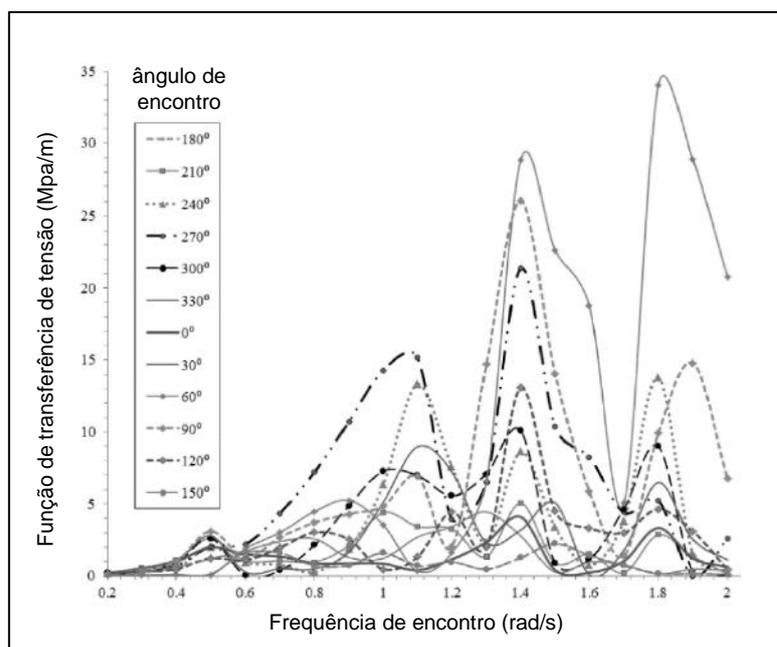


Figura 3.3 – Funções de transferência para “hot spot” 4 (adaptado de (SHEHZAD *et al.*, 2013))

Considerando que para cada condição de carregamento (duas no mínimo) são consideradas no mínimo 12 direções e para cada direção 18 frequências de onda, e considerando que as parcelas reais e imaginárias devem ser calculadas separadamente, são necessárias para esta análise no mínimo 864 simulações.

3.2.2 Configuração do Modelo em Elementos Finitos

Para obtenção das funções de transferência de tensões, geralmente se recomenda a utilização de um modelo global em elementos finitos para obtenção dos carregamentos globais da estrutura. Para o modelo global não há a necessidade de refino da malha, podendo-se utilizar uma malha relativamente grosseira. No entanto, a obtenção das tensões deve ser feita a partir

de um modelo refinado, de modo a garantir a acurácia dos resultados. Existem duas maneiras de se obter o refinamento local da região a ser analisada. A primeira, é a elaboração de submodelo, contemplando a região (detalhe estrutural) a ser analisada, onde a malha deverá apresentar grau de refinamento maior. Desta forma, consegue-se evitar que o modelo global fique sobrecarregado demandando tempo excessivo de processamento computacional. Neste caso, os deslocamentos nodais obtidos no modelo global são utilizados como condições de contorno para o submodelo. O submodelo não só possui malha mais refinada como também deve ser mais detalhado, considerando detalhes estruturais que não foram considerados no modelo global (detalhes que não exercem influência no carregamento global, e com isso, tornando o modelo global mais simples e menos sobrecarregado em termos de quantidade de elementos). A técnica de sub modelamento se baseia no princípio de Saint Venan't o qual estabelece que se a atual distribuição de forças é substituída por um sistema estaticamente equivalente, a distribuição de tensão e deformação é alterada somente na região próxima à aplicação da carga. Portanto, baseado neste princípio, as fronteiras do submodelo devem ser suficientemente afastadas da região a ser analisada. A segunda alternativa para se obter acurácia suficiente na análise das tensões é implementar o refino tanto da malha quanto do detalhamento estrutural da região de interesse no próprio modelo global da estrutura (ABS, 2016). Esta prática pode ser encontrada em alguns trabalhos como por exemplo em (SHEHZAD *et al.*, 2013).

Alternativamente ao modelo global da estrutura como ponto de partida na obtenção do carregamento global, um modelo parcial pode ser desenvolvido, e neste caso, os carregamentos das seções extremas obtidos na análise de "*seakeeping*" devem ser transferidos apropriadamente para as extremidades do modelo parcial da estrutura. No entanto, para navios com arranjo de superestrutura complexa como navios de transporte de passageiros e navios com seção transversal complexa como os catamarãs, recomenda-se a utilização de modelos globais (DNV, 2014).

3.3 Determinação das Condições Ambientais

A análise de fadiga é realizada levando-se em consideração as condições de mar a serem experimentadas pelo navio ao longo de todo o seu ciclo operativo. Essas condições de mar variam de acordo com a região de operação. Portanto, é necessário que se tenha uma descrição de longo prazo da variação dos estados de mar da região onde a embarcação irá operar. Essa descrição pode ser obtida através dos diagramas de dispersão de ondas ("*wave scatter*

diagrama”). Os diagramas de dispersão de ondas são tabelas que fornecem a probabilidade conjunta de ocorrência de alturas significativas (H_s) e períodos característicos (geralmente T_z ou T_p). Tanto (H_s) quanto (T_z/T_p) são parâmetros estatísticos que definem as condições de mar, as quais são representadas pelos espectros de energia. A Tabela 3.1 mostra um exemplo de um diagrama de dispersão de ondas.

Tabela 3.1 – Diagrama de dispersão de ondas (H_s, T_p) (BATALHA, 2009)

T_p (seg)		Número de Ocorrências por Período de Pico Espectral																	TOTAL
		3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	
H_s (m)		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	
	0,0	0,5	0	0	1	0	0	1	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0
0,5	1,0	0	20	25	59	87	41	18	13	14	7	3	5	1	0	0	0	0	293
1,0	1,5	1	157	431	541	725	469	247	224	197	83	18	13	12	3	4	0	0	3125
1,5	2,0	0	62	681	964	811	678	460	377	317	189	83	36	16	8	14	0	0	4696
2,0	2,5	0	1	169	565	565	431	343	282	300	209	89	33	16	13	6	1	0	3023
2,5	3,0	0	0	12	167	293	201	165	180	186	148	73	32	14	6	8	0	0	1485
3,0	3,5	0	0	1	28	88	87	71	73	102	73	35	22	15	3	5	1	0	604
3,5	4,0	0	0	0	0	14	22	26	32	41	44	20	12	9	2	2	0	0	224
4,0	4,5	0	0	0	0	0	4	12	17	13	22	14	10	5	1	1	0	0	99
4,5	5,0	0	0	0	0	0	0	2	7	4	9	8	4	5	0	0	0	0	39
5,0	5,5	0	0	0	0	0	0	1	1	3	1	4	2	1	0	0	0	0	13
5,5	6,0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	0	0	0	0	0	0	2
6,0	6,5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	2
TOTAL		1	240	1320	2324	2583	1934	1345	1206	1178	786	350	169	94	36	40	2	0	13608

Cada célula do diagrama representa o número de ocorrências de um estado de mar (H_s, T_p). Com o número total de ocorrências, pode-se determinar a probabilidade de ocorrência do estado de mar em questão, informação a ser utilizada por ocasião do cálculo do dano à fadiga.

De posse do modelo de espectro de energia de mar, o cálculo do espectro de tensões pode então ser obtido a partir da equação (2.43). Este cálculo deve ser realizado para cada célula do diagrama de dispersão de ondas.

3.4 Definição do Modelo de Espectro de Mar

Assumindo estacionariedade ao longo de um curto período de tempo (uma a três horas, representando um estado de mar), a elevação da superfície do oceano pode ser descrita como um processo estocástico Gaussiano, de banda estreita onde a distribuição da energia de onda para diferentes frequências, ω , é expressada por um espectro de energia de onda (GUEDES

SOARES *et al.*, 2003). Existem diversas formulações de espectro que são utilizadas em projeto de estruturas marítimas. Estes modelos são derivados de observações das propriedades das ondas do oceano e são desta forma de natureza empírica (CHAKRABARTI, 2005). Os modelos mais comumente utilizados são o modelo de Pierson-Moskowitz, modelo de Bretschneider, ISSC (*“International Ship and Offshore Structures Congress”*), modelo de JONSWAP e o menos utilizado, o modelo de Ochi-Hubble. As formulações para cada modelo de espectro citado podem ser encontradas em diversas literaturas como por exemplo em CHAKRABARTI (2005). Diferentes modelos de espectro para um mesmo conteúdo de energia irão distribuir esta energia em termos de banda de frequência de maneira diferente. Desta forma, para uma mesma energia relacionada a um estado de mar, a magnitude da resposta da estrutura será diferente para diferentes modelos de espectro de mar. Para ilustrar essa diferença, a Figura 3.4 mostra uma comparação entre vários modelos utilizados para representar o mesmo conteúdo de energia.

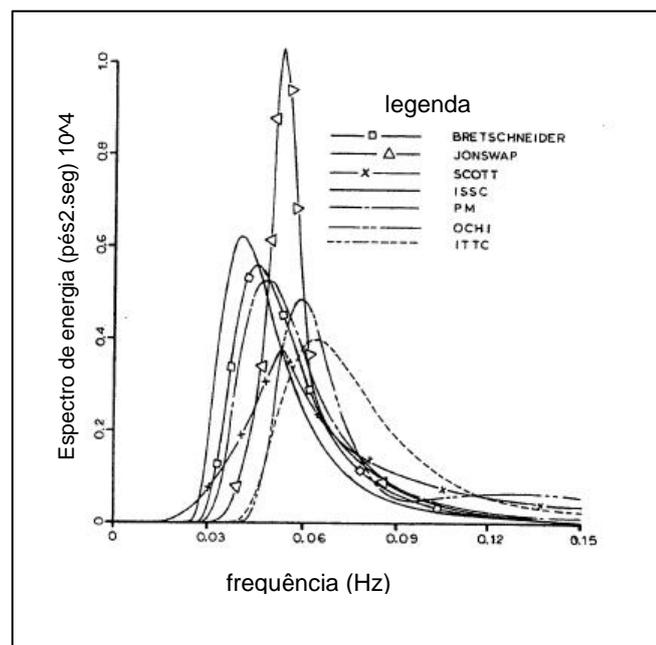


Figura 3.4 – Exemplo de variação de distribuição de energia para diferentes modelos de espectro (adaptado de (CHAKRABARTI, 1987))

Devido a essa diferença na distribuição de energia, a escolha do modelo de espectro para representar a distribuição de energia de mar da região de operação do navio é de suma importância visto que influenciará diretamente no resultado do cálculo do dano à fadiga. Esta influência pode ser verificada por exemplo no trabalho de NGUYEN *et al.* (2012), onde se verificou que a utilização do espectro de mar de JONSWAP resultou em dano à fadiga superior quando comparado ao modelo de Pierson-Moskowitz.

Foi mencionado que a análise de “*seakeeping*” deve ser realizada levando-se em consideração a velocidade do navio. Devido à velocidade adiante, o espectro de mar “experimental” pelo navio será diferente do espectro de mar especificado para os respectivos estados de mar. Na verdade, o espectro de mar deverá ser corrigido para as frequências de encontro entre navio e onda, ω_e (XIANG-CHUN *et al.*, 2006). Sabe-se que a superfície do oceano apresenta aspecto bastante irregular e aleatório. Na prática, assume-se que essa irregularidade pode ser representada pela superposição de várias ondas regulares, de diferentes amplitudes, comprimentos e ângulos de fase. A teoria regular de ondas é a definição mais simples de onda e assume que as amplitudes são pequenas quando comparadas aos comprimentos de onda e profundidade. De acordo com essa teoria, para ondas unidirecionais (“*long crested waves*”), a elevação da superfície do oceano em uma determinada posição, pode ser expressada da seguinte forma:

$$\zeta = A \sin(\omega t - kx + \varepsilon) \quad (3.2)$$

onde A é a amplitude da onda, ω a frequência circular, k o número de onda, x direção de propagação da onda e ε o ângulo de fase. A representação da superfície irregular do oceano seria então o somatório dessas ondas de diferentes amplitudes, comprimentos de onda (representado pelo k definido como $2\pi/\lambda$, onde λ é o comprimento de onda), e ângulos de fase. Dessa forma, a representação ficaria conforme a seguir:

$$\zeta = \sum_{j=1}^N A_j \sin(\omega_j t - k_j + \varepsilon_j) \quad (3.3)$$

onde o índice j indica as componentes de ondas. Segundo FALTINSEN (1990), a relação entre as amplitudes de ondas e os espectros de mar se dá de acordo com a equação (3.4) a seguir:

$$\frac{1}{2} A_j^2 = S(\omega_j) \Delta\omega \quad (3.4)$$

onde $\Delta\omega$ é uma diferença constante entre sucessivas frequências. A relação do lado direito da equação (3.4), se mantém constante tanto para o espectro de mar absoluto quanto para o espectro de mar corrigido para as frequências de encontro. Isso se dá pelo fato de que a energia contida

no estado de mar, se mantém inalterada. Considerando um intervalo infinitesimal para a frequência, tem-se que:

$$S_e(\omega_e)d\omega_e = S(\omega)d\omega \quad (3.5)$$

onde $S_e(\omega_e)$ é o espectro de mar experimentado pelo navio, corrigido para as frequências de encontro ω_e . De FALTINSEN (1990), sabe-se que a frequência de encontro pode ser obtida a partir da seguinte equação:

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2 U}{g} \cos\beta \quad (3.6)$$

onde U é a velocidade do navio, g a aceleração da gravidade e β o ângulo de encontro navio e onda. Efetuando-se a primeira derivada da equação (3.6) em relação à ω , obtém-se a seguinte expressão

$$\frac{d\omega_e}{d\omega} = 1 - 2 \frac{\omega U}{g} \cos\beta. \quad (3.7)$$

Isolando-se $S_e(\omega_e)$ na equação (3.5), e substituindo a relação $d\omega_e/d\omega$ da equação (3.7) na equação (3.5), obtém-se a equação para o espectro de mar corrigido para as frequências de encontro, apresentada a seguir:

$$S_e(\omega_e) = S(\omega) \left[\frac{d\omega}{(1 - 2\omega \frac{U}{g} \cos\beta)} \right]. \quad (3.8)$$

Portanto, a partir dos valores obtidos para o espectro de mar absoluto, pode-se obter facilmente o espectro corrigido para as frequências de encontro.

3.5 Análise Espectral

3.5.1 Obtenção dos Espectros de Tensões

De posse das funções de transferência de tensões, dos espectros de mar corrigidos para as frequências de encontro entre navio e onda, e definidas as condições de mar (espectro de mar associado ao diagrama de dispersão de ondas) a serem consideradas na análise, é possível então se obter os espectros de tensões utilizando-se a equação abaixo:

$$S_{\sigma}(\omega_e|H_s, T_z, \theta) = |H_{\sigma}(\omega_e|\theta)|^2 S_m(\omega_e|H_s, T_z) \quad (3.9)$$

que é uma adaptação para análise de fadiga, da equação (2.44). Vale lembrar que serão obtidos tantos espectros de tensões quantos forem os estados de mar considerados na análise, para cada direção e condição de carregamento.

3.5.2 Obtenção dos Momentos Espectrais

A obtenção dos momentos espectrais se dá a partir da aplicação da equação (2.38), $m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega$, onde m são os momentos espectrais de ordem n , ω as frequências de onda, e $S(\omega)$ os espectros de mar representando cada estado de mar. É importante salientar que as frequências utilizadas no cálculo dos momentos espectrais devem ser as frequências de encontro entre navio e onda, e, portanto, a equação (2.38) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$m_n = \int_0^{\infty} \omega_e^n S_{\sigma}(\omega_e|H_s, T_z, \theta) d\omega_e. \quad (3.10)$$

Esta formulação é baseada no modelo de ondas longas unidimensionais (“*long crested waves*”), ou seja, ondas que se propagam em uma única direção. No entanto, a maior parte do dano à fadiga está associada a ondas pequenas ou moderadas, e, portanto, a condição de mar confuso, constituído de ondas curtas (“*short crested waves*”) deve ser considerada (ABS, 2016). Esta condição resulta em um espalhamento da energia cinética, o qual pode ser modelado adicionando-se a função cosseno-quadrado $f_s(\theta')$. De acordo com NGUYEN *et al.* (2012), essa função é definida da seguinte forma:

$$f_s(\theta') = \begin{cases} \frac{2}{\pi} \cos^2(\theta'), & \theta - \frac{\pi}{2} \leq \theta' \leq \theta + \frac{\pi}{2} \\ 0, & \text{para valores fora do intervalo} \end{cases} \quad (3.11)$$

onde θ é o intervalo abrangendo as direções de ondas curtas em torno da direção principal de encontro onda-navio, como mostra a Figura 3.5. Incluindo a função $f_s(\theta')$ na equação (3.10), obtém-se:

$$m_n = \int_{\theta-90}^{\theta+90} \left(\frac{2}{\pi}\right) \cos^2(\alpha - \theta) \left[\int_0^{\infty} \omega_e^n S_{\sigma}(\omega_e | H_s, T_z, \alpha) d\omega_e \right] d\alpha \quad (3.12)$$

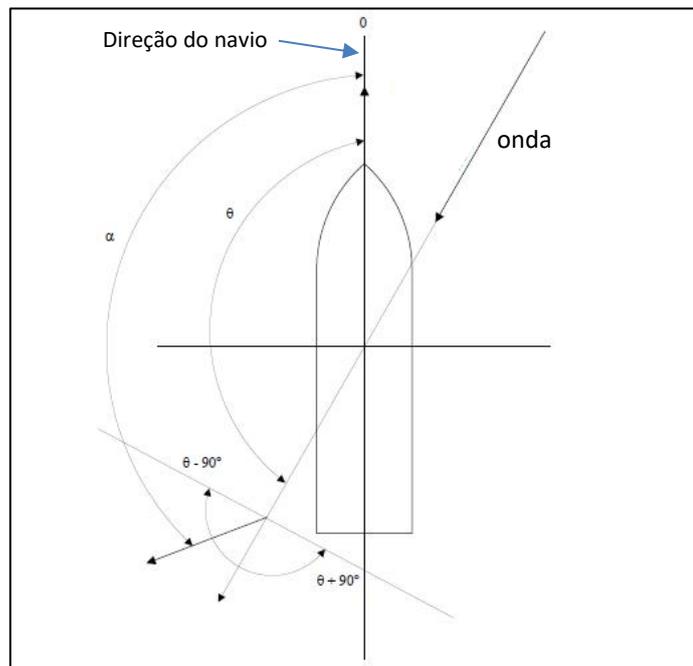


Figura 3.5 – Relação entre direção onda-navio e função $f_s(\theta')$ (adaptado de (ABS, 2016))

Uma característica da função de “espalhamento” $f_s(\theta')$ é que sua integral é igual a 1, ou seja, sua inclusão no cálculo dos momentos espectrais não altera o conteúdo de energia do fenômeno físico.

3.5.3 Obtenção da Distribuição Probabilística das Amplitudes dos Picos de Tensão

Ao assumir que o processo de resposta em tensão apresenta distribuição Gaussiana e banda estreita, pode-se afirmar que a distribuição das amplitudes dos picos de tensão e, portanto, das variações de tensões, sendo essas o dobro das amplitudes) pode ser representada pela distribuição de probabilidades de Rayleigh, definida conforme a seguir:

$$p(s) = \frac{s}{4\sigma^2} \exp \left[- \left(\frac{s}{2\sqrt{2}\sigma} \right)^2 \right] \quad (3.13)$$

onde σ é a variância do processo e é definido como $\sqrt{m_0}$, onde m_0 é o momento espectral de ordem 0, e s é a variação de tensões, a qual é o dobro da amplitude de tensões.

3.6 Definição da curva S-N

A definição da curva S-N a ser utilizada dependerá da metodologia aplicada para a definição das tensões de fadiga e da categoria de detalhe estrutural a ser analisado. Conforme foi descrito no item 2.4.7, existem três metodologias de definição das tensões de fadiga, que são: o método das tensões nominais, das tensões de “*hotspot*” e o método de tensões de “*entalhe*”.

3.6.1 Método das Tensões Nominais

Para o caso em que as tensões nominais são utilizadas, o tipo construtivo do detalhe estrutural, bem como a configuração da carga aplicada deverão ser levados em consideração. Para isso, algumas referências como por exemplo o Instituto Internacional de Solda (IIW) em HOBACHER (2014) fornecem tabelas com categorias de detalhes estruturais e juntas soldadas. A essas categorias estão associadas as classes de curvas S-N. Nas recomendações em HOBACHER (2014), podem ser encontradas classes de curvas S-N tanto para materiais em aço quanto para alumínio.

Neste método, as curvas a serem utilizadas já possuem “embutidos” os fatores de concentração de tensão referentes ao aspecto construtivo do detalhe/junta soldada, bem como à presença da solda. Portanto, a escolha correta da curva dependerá da correta correspondência entre a categoria do detalhe e o detalhe que está sendo analisado.

3.6.2 Método das Tensões de “*hot spot*”

Método baseado em análise de elementos finitos, onde as tensões de “*hot spot*” são obtidas por extrapolação, a partir da qual uma tensão linearizada no ponto de máxima tensão é

obtida. Neste caso, a análise de elementos finitos permite que os efeitos de concentração de tensão presentes devido à própria geometria do detalhe/junta solda sejam captados. No entanto, como já foi mencionado anteriormente, os efeitos de concentração de tensão devido à presença da solda não são considerados na análise. Neste método, as curvas S-N não contêm os efeitos de concentração de tensão devido à geometria do detalhe/junta soldada, exceto o efeito devido à presença da própria solda. Neste caso, este efeito estará embutido na própria curva S-N obtida experimentalmente. Em HOBACHER (2014) por exemplo, podem ser encontradas sugestões de curvas S-N a serem utilizadas pelo método das tensões de “hot spot”.

3.6.3 Método das Tensões de “entalhe”

Como mencionado anteriormente, tensão de “entalhe” é a tensão total no pé da solda, já considerando sua geometria. Para este método, as curvas S-N não possuem fator de concentração de tensão embutido, visto que este método já os fornece diretamente pela tensão obtida, através de análise de elementos finitos. Em HOBACHER (2014), também é possível encontrar tanto os procedimentos de análise quanto sugestões de curvas S-N compatíveis com este método, tanto para materiais em aço quanto em alumínio.

3.7 Avaliação do Dano à Fadiga

A avaliação do dano acumulado em fadiga é baseada na regra de Palmgren-Miner, a qual foi definido no item 2.4.6. O dano a fadiga pode ser estimado conforme a equação (2.58) a seguir:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i}$$

onde, n_i e N_i são, respectivamente, o número de ciclos ocorridos sob uma tensão σ_i e o número de ciclos necessários para a falha sob amplitude de tensão constante de mesma magnitude de σ_i . A falha ocorre quando o dano acumulado (D) é superior a um valor crítico igual a 1.

Segundo BAI e JIN (2016), assumindo a resposta em tensões como sendo um processo Gaussiano de banda estreita, o dano acumulado para um estado de mar pode ser expressado na forma contínua conforme a seguir:

$$D = \int_0^{\infty} \frac{n(S)}{N(S)} dS \quad (3.14)$$

onde, $n(S)dS$ representa o número de variação de tensões compreendido entre S e $S + dS$. Se o processo de resposta é considerado estacionário, então o número de ciclos de tensão será:

$$n(S)d(S) = \vartheta_{0i}T p(S)dS \quad (3.15)$$

onde ϑ_{0i} é a frequência de cruzamento em zero, definido no item 2.3.6 deste trabalho como sendo $\vartheta_{0i} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{m_2}{m_0} \right)^{1/2}$, onde o índice i indica um determinado estado de mar. O termo T é a vida em fadiga de projeto (em segundos) e $p(S)$ é a distribuição de probabilidade de Rayleigh definida no item anterior pela equação (3.13). Substituindo o lado direito da equação (3.15) na equação (3.14), e introduzindo a distribuição de Rayleigh na equação (3.14), obtém-se:

$$D = \int_0^{\infty} \frac{\vartheta_{0i}TS}{N(S)4\sigma_i^2} \exp\left(-\frac{S^2}{8\sigma_i^2}\right) dS. \quad (3.16)$$

Considerando a relação de Basquin para a curva S-N, $N = KS^{-m}$, e substituindo N na equação (3.16), obtém-se a equação abaixo para o dano acumulado para um estado de mar:

$$D = \frac{\vartheta_{0i}T}{K} \int_0^{\infty} \frac{S^{m+1}}{4\sigma_i^2} \exp\left(-\frac{S^2}{8\sigma_i^2}\right) dS. \quad (3.17)$$

Introduzindo a função gamma

$$\Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) = \int_0^{\infty} e^{-x} x^{\frac{m}{2}} dx \quad (3.18)$$

onde,

$$x = \frac{S^2}{8\sigma_i^2}. \quad (3.19)$$

e, substituindo a função gamma definida acima na equação (3.17), obtém-se:

$$D = \frac{\vartheta_{0i}T}{K} (8m_{0i})^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right). \quad (3.20)$$

A partir da equação para acúmulo de dano referente a um estado de mar, pode-se obter a equação considerando todos os estados de mar, conforme a seguir:

$$D = \frac{T}{K} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \sum_i^n \vartheta_{0i} p_i (8m_{0i})^{\frac{m}{2}} \quad (3.21)$$

onde p_i é a probabilidade de ocorrência de um estado de mar i . Considerando agora as direções, a equação (3.21) passa a ficar da seguinte forma:

$$D = \frac{T}{K} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \sum_j^l \sum_i^n \vartheta_{0ij} p_i p_j (8m_{0ij})^{\frac{m}{2}} \quad (3.22)$$

onde, p_j é a probabilidade de ocorrência da direção j , ϑ_{0ij} a frequência de cruzamento em zero referente ao estado de mar i e direção j e m_{0ij} o momento espectral de ordem zero associado à direção j e estado de mar i .

A equação (3.22) foi obtida para curvas S-N de apenas um segmento. Seguido o recomendado em (ABS, 2016), para curvas S-N bi lineares, a equação (3.22) fica da seguinte forma:

$$D = \frac{T}{K} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \sum_j^l \sum_i^n \vartheta_{0ij} p_i p_j \mu_{ij} (8m_{0ij})^{\frac{m}{2}} \quad (3.23)$$

onde μ_{ij} é o fator de mensuração da contribuição do trecho linear inferior da curva S-N bi linear, considerando um estado de mar i e direção j , apresentando valores entre 0 e 1, e definido por:

$$\mu_{ij} = 1 - \frac{\Gamma_0(m/2 + 1, v_i) - (1/v_i)^{\Delta m/2} \Gamma_0(r/2 + 1, v_i)}{\Gamma(m/2 + 1)} \quad (3.24)$$

onde $v_i = \left(\frac{S_Q}{2\sqrt{2}\sigma_i}\right)^2$ e S_Q é o valor da variação de tensão no ponto de transição entre o primeiro e segundo trechos da curva S-N bi linear, para $N = 10^7$ ciclos. Ainda na equação (3.24), m é a inclinação do primeiro trecho e r é a inclinação do segundo trecho da curva S-N, Δm a diferença entre a inclinação do primeiro e segundo trechos e Γ_0 é a função gamma incompleta e é definida como $\Gamma_0(a, x) = \int_0^x u^{a-1} \exp(-u) du$.

Como foi mencionado no início deste tópico, a formulação para acúmulo de dano que resultou na equação (3.23) é baseada na hipótese de que a resposta da estrutura em termos de tensão apresenta banda estreita. Porém, nem sempre isso é verdade. Geralmente a resposta se apresenta como sendo um processo de banda larga e por isso, é necessário incluir um fator de correção, para evitar o conservadorismo inerente à hipótese de banda estreita. Existem na literatura diversos métodos de aplicação de fatores de correção sugeridos pelos autores em seus trabalhos, dentre eles, pode-se citar o método de Wirsching-Light, o método $\alpha_{0.75}$ atribuído a Benasciutti e Tovo, Método de Gao-Moan, método de Dirlik, método de Zhao-Baker, método de Tovo-Benasciutti, e método de Pretrucci-Zuccarello. Esses métodos estão descritos no trabalho de MRSNIK *et al.* (2012). O método de Wirsching-Light é o mais simples de ser implementado e é o recomendado em (ABS, 2016). Este método é definido da seguinte forma:

$$\overline{D}^{BL} = \rho_{BL} \overline{D}^{BE} \quad (3.25)$$

onde \overline{D}^{BL} é o dano corrigido para processo de banda larga, \overline{D}^{BE} o dano obtido a partir da aproximação para banda estreita e ρ_{BL} fator empírico de correção, definido como:

$$\rho_{BL} = \alpha(m) + [1 - \alpha(k)](1 - \varepsilon)^{b(m)} \quad (3.26)$$

onde ε é o parâmetro de largura de banda definido no item 2.3.5 pela equação (2.39). Os parâmetros $\alpha(m)$ e $b(m)$ são parâmetros dependentes da inclinação m da curva S-N, e são definidos conforme a seguir:

$$\alpha(m) = 0,926 - 0,33m$$

e

(3.27)

$$b(m) = 1,587m - 2,323.$$

É comum incluir na equação (3.24) fatores de correção referentes aos efeitos de espessura, k_t , e de tensão média, k_m . No guia do ABS (ABS, 2016), são definidos os seguintes critérios para os fatores de correção para materiais em aço:

Efeito de espessura:

$$k_t = \left(\frac{t}{22}\right)^n, \text{ para } t \geq 22\text{mm e } k_t = 1 \text{ para } t \leq 22\text{mm}.$$

onde t é a espessura do material. Para a determinação de t_{ef} , estabelece os seguintes critérios:
 n (expoente de correção de espessura) =

- 0.25 para juntas cruciformes, transversais em T e chapas com anexos transversais;
- 0.2 para soldas de topo transversais; e
- 0.1 para soldas de topo niveladas, material de base, soldas longitudinais ou anexos.

Este fator de correção não se aplica para reforçadores longitudinais que são barras finas ou bulbosas.

Efeito de tensão média (σ_m):

$k_m =$

- 1 para $\sigma_m > s_4/2$; onde s_4 é a variação de tensão de longo prazo correspondente a um nível de probabilidade de 10^{-4} .
- $0,85 + 0,3 \sigma_m/s_4$ para $-s_4/2 \leq \sigma_m \leq s_4/2$; e
- 0,7 para $\sigma_m < -s_4/2$.

Embora neste guia não estejam especificados critérios para materiais em alumínio, o Instituto Internacional de Solda (IIW) em HOBACHER (2014) estabelece os mesmos requisitos tanto para material de aço quanto de alumínio no que diz respeito aos fatores de correção para efeitos de espessura e tensão média. Neste caso, as recomendações referentes a efeito de espessura são similares às encontradas naquele guia, porém diferem de metodologia com relação aos efeitos de tensão média.

Considerando os fatores de correção relacionados à hipótese de processo de banda estreita bem como os fatores relativos aos efeitos de espessura e tensão média, estes podem ser incluídos na equação (3.23) e os dois últimos na equação (3.24), e implementando simples manipulação matemática, ficarão da seguinte forma:

$$D = \frac{T}{K} (2\sqrt{2})^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \sum_j^l \sum_i^n \rho_{BL} \vartheta_{0ij} p_i p_j \mu_{ij} (k_t k_m \sigma_{ij})^m \quad (3.28)$$

e

$$\mu_{ij} = 1 - \frac{\Gamma_0(m/2 + 1, v_i) - (1/v_i)^{\Delta m/2} [(k_t k_m)^{\Delta m}] \Gamma_0(r/2 + 1, v_i)}{\Gamma(m/2 + 1)} \quad (3.29)$$

Se a vida (V) em fadiga de projeto corresponde a um período mínimo de (T) anos, então a vida em fadiga calculada pode ser avaliada como:

$$V = \frac{T}{D} \quad (3.30)$$

4. ESTUDO DE CASO

4.1 Introdução

Como estudo de caso, é apresentada uma aplicação da metodologia de análise espectral na avaliação do dano acumulado em fadiga, em uma embarcação de transporte de passageiros, onde uma situação hipotética foi criada com o fim de se avaliar o comportamento dessa embarcação em termos de fadiga, em duas regiões de operação distintas.

Primeiramente, no item 4.2, é apresentada a embarcação com suas características principais, sua finalidade e regiões de operação, de acordo com a situação hipotética proposta.

Em seguida, no item 4.3 é descrito o modo como foram obtidos os carregamentos de ondas, a serem impostos na estrutura na etapa de análise estrutural. Para isso, um modelo hidrodinâmico é elaborado para a realização da análise de “*seakeeping*”, onde suas características e as condições consideradas na simulação são descritas.

Na análise estrutural, item 4.4, primeiramente é apresentado o modelo global da embarcação, considerando os aspectos de construção do modelo. Ainda neste tópico, são identificadas as duas regiões de análise consideradas com seus respectivos “*hot spots*” e com as respectivas justificativas. São descritos também os procedimentos para obtenção das tensões que serão as funções de transferência de tensões, as quais são mostradas em uma tabela e esboçadas em um gráfico.

No item 4.5, as condições ambientais consideradas neste trabalho são descritas em termos de diagrama de dispersão de ondas e modelo de espectros de mar, as quais foram definidas de acordo com as regiões de operação para as quais a embarcação foi analisada.

Na análise espectral, item 4.6, são mostrados os espectros de tensões e respectivos parâmetros espectrais, obtidos a partir das funções de transferência de tensões juntamente com os diagramas de dispersões de ondas associados aos modelos de espectros de mar. Em seguida, introduz-se a curva S-N definida para esta análise, item 4.7.

No item 4.8, são mostrados os resultados da análise do dano acumulado em fadiga para os dois “*hot spots*”, para as duas regiões de operação. Os resultados são mostrados em uma tabela para as duas regiões, para efeitos de comparação. Por fim, no item 4.9 é realizada a discussão dos resultados.

4.2 Características da Embarcação e Região de Operação

A embarcação utilizada como estudo de caso neste trabalho para demonstrar a aplicação da análise espectral na avaliação do dano à fadiga foi um catamarã, construído no Brasil, na década passada, com a finalidade de transportar passageiros em águas abrigadas. A Figura 4.1 mostra a embarcação em três vistas, lateral, de ré e de proa.

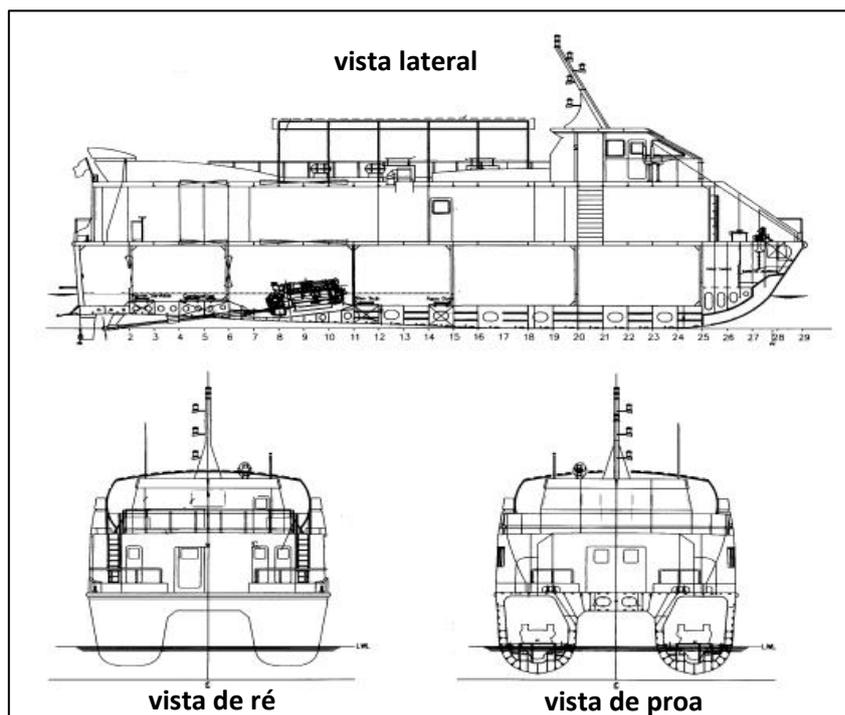


Figura 4.1 – superior: Vista lateral da embarcação; inferior esquerda: vista de ré e inferior direita: vista de proa (Retirado do desenho “Arranjo Geral”)

As principais características dimensionais da embarcação são as seguintes:

- Comprimento total: 29m
- Comprimento entre perpendiculares: 27,8m
- Boca moldada: 9,6m
- Pontal moldado: 3,8m
- Calado moldado de projeto: 1,44m
- Deslocamento leve: 94 t
- Descolamento carregado: 119 t

A embarcação é toda construída em liga de alumínio e está subdividida conforme a seguir:

- Localização da superestrutura (quantidade): meio navio (uma)
- Localização da praça de máquinas (quantidade): 3/4 a ré (uma)
- Número de anteparas transversais estanques: 5
- Número de anteparas longitudinais estanques: 0
- Número de conveses abaixo do convés principal: 1
- Número de casarias: 1

As características de cubagem são as seguintes:

- Capacidade de óleo diesel: 2 x 2,44t
- Capacidade de resíduos de oleosos: 2 x 0,72t
- Capacidade de água doce: 2 x 1,34t

Tripulação e capacidade para transporte de passageiros:

- Tripulação: 5
- Passageiros: 238 no convés principal e passadiço

A embarcação possui velocidade de projeto de 25 nós, e as seguintes características de propulsão:

- Motor Diesel: 2
- Caixa redutora: 2
- Hélices: 2

A embarcação conta ainda com dois geradores de energia, ambos acionados por motores a diesel. Com relação ao sistema de governo, possui duas máquinas do leme e dois lemes.

A embarcação opera na região da baía de Guanabara, realizando transporte de passageiros, Figura 4.2.

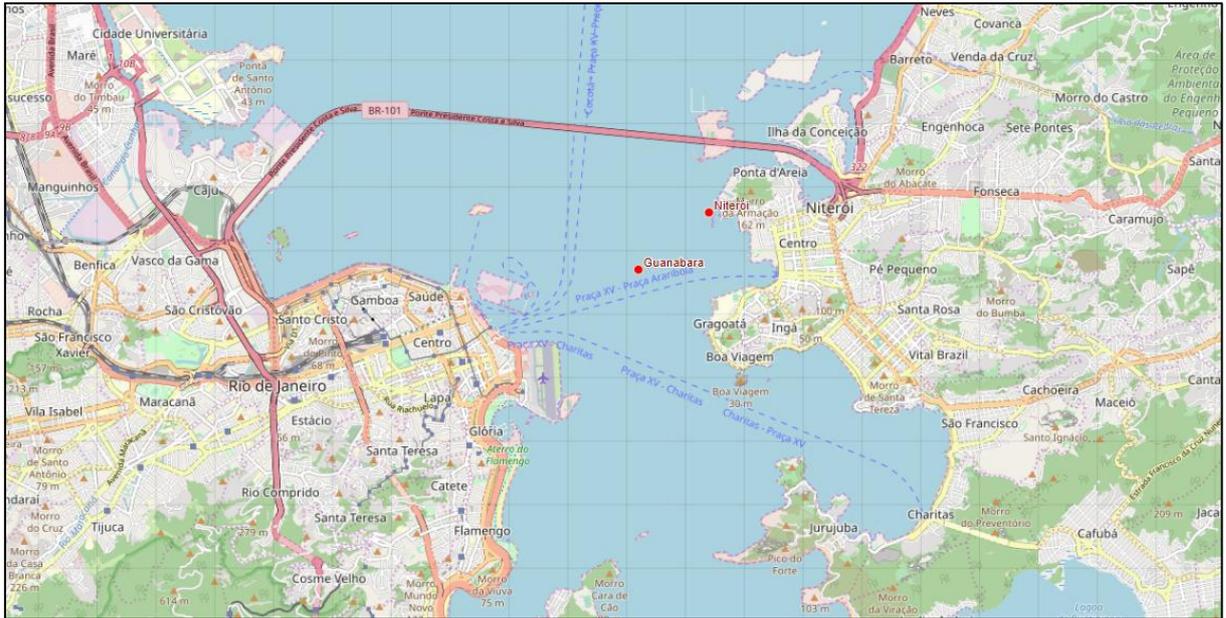


Figura 4.2 – Baía de Guanabara (Disponível em: <http://www.goosbrasil.org/pnboia/dados/>, Acesso em: 06/12/2018)

Para a execução deste trabalho, foi considerada uma situação hipotética, onde se verifica a possibilidade de se utilizar a embarcação em questão para a realização de transporte de passageiros entre o continente e as plataformas de petróleo localizadas na região da bacia de Campos. Trata-se de região em mar aberto, e, portanto, as condições de mar são mais agressivas. Neste caso, a proposta é que antes de se implementar uma mudança como essa, seja realizada uma análise prévia para se identificar as condições de operação que a embarcação irá experimentar na nova região. Este trabalho se limitou a analisar apenas a questão do ponto de vista da fadiga, e em apenas dois “hot spots” predeterminados. Desta forma, espera-se que através deste estudo de caso, fique evidenciada a aplicabilidade da análise espectral na avaliação do dano a fadiga.

A bacia de campos compreende os litorais do Espírito Santo e Rio de Janeiro. Na Figura 4.3, pode ser observada a indicação da cidade de Macaé, onde fica localizado o porto de operação e a região aproximada dos campos de exploração de petróleo. No tópico 4.5, serão abordadas as condições de mar e modelos de espectros de mar utilizados para representar os estados de mar das regiões de operação descritas neste tópico.

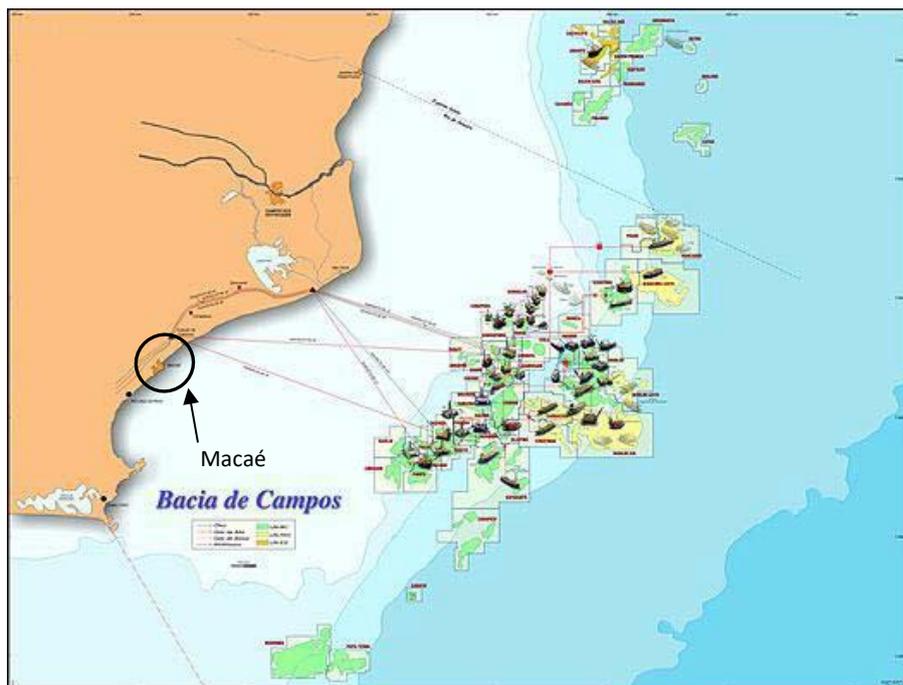


Figura 4.3 – Mapa da bacia de campos (FERNANDES, 2009)

4.3 Obtenção dos Carregamentos de Ondas

Para a obtenção dos carregamentos de pressão e movimentos (acelerações) da embarcação induzidos pelas ondas, foi utilizado um software de análise de comportamento no mar, que utiliza o método tridimensional dos painéis de radiação-difração, baseado na teoria do fluxo potencial.

Para esta análise, foi desenvolvido o modelo hidrodinâmico do catamarã, onde apenas a geometria do casco é necessária, Figura 4.4.

Neste caso, os parâmetros de entrada na configuração do modelo são os momentos de inércia de massa em relação às três direções (I_{xx} , I_{yy} e I_{zz}) em torno do centro de gravidade, e as coordenadas do centro de gravidade onde será inserida o peso total da estrutura. Esses parâmetros foram obtidos diretamente do modelo global da estrutura, garantindo desta forma a adequada equivalência entre os dois modelos e que os parâmetros calculados estejam de acordo com a condição de carregamento considerada no modelo global. Para se configurar o calado da embarcação, a geometria do casco deve estar “cortada” na região da linha d’água, para que o software posicione o modelo na posição correta em relação à superfície do fluido.

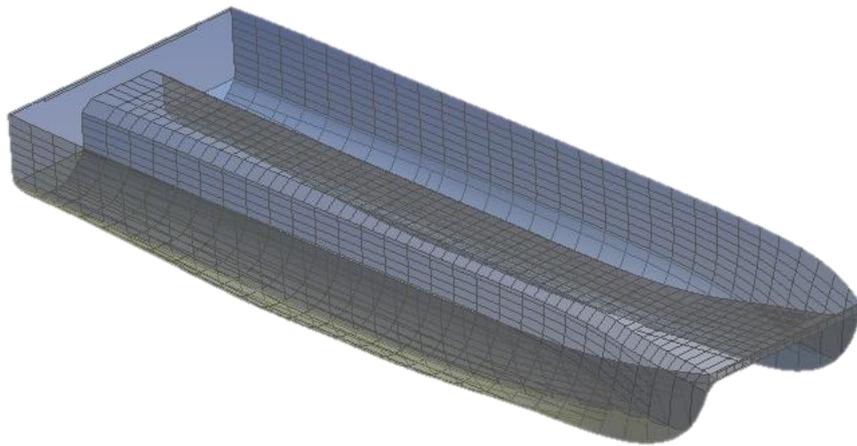


Figura 4.4 – Modelo hidrodinâmico do catamarã

Foi mencionado no capítulo 3 que para esta análise são necessárias no mínimo duas condições de carregamento e 12 direções de encontro entre navio e onda. No entanto, para este trabalho, que tem por objetivo demonstrar a aplicação do método em questão, foi considerada para efeito de simplificação, apenas uma condição de carregamento, que foi a de totalmente carregado e apenas uma direção de encontro entre navio e onda, a direção de proa (180°). Para esta condição de carregamento, considera-se que todos os tanques estejam cheios e que a embarcação esteja em sua capacidade máxima de transporte de passageiros (238 pessoas). Nesta condição, o deslocamento da embarcação é de 119t e o calado correspondente de acordo com as curvas hidrostáticas, de 1,45m. A velocidade considerada foi de 10,3m/s correspondendo a 80% da velocidade de projeto. A faixa de frequência considerada foi de 0,1rad/s a 1,8 rad/s com incremento de 0,1, conforme sugere o ABS em (ABS, 2016). Após terem sido inseridas todas essas informações, a análise então foi realizada. A Figuras 4.5a e 4.5b mostram a título de exemplo, a distribuição de pressão obtida para as frequências de 0,9rad/s e 1,8rad/s, respectivamente. Foram consideradas ondas de amplitude unitária, para obtenção direta dos “*RAO*” das pressões.

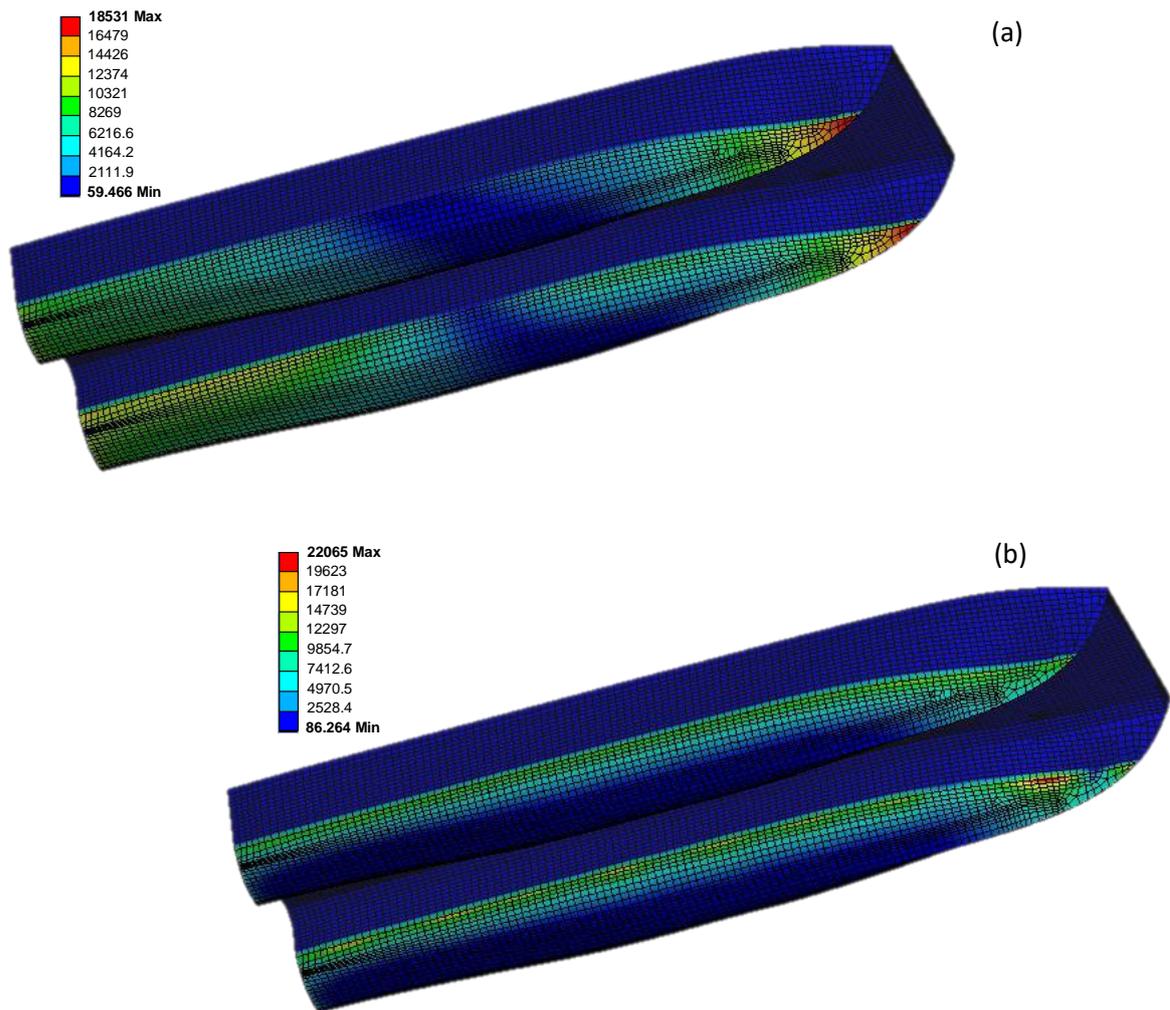


Figura 4.5 – (a): distribuição de pressão (N/m^2) para freq. de 0,9 rad/s para direção de encontro de proa (180°);
 (b): distribuição de pressão (N/m^2) para freq. de 1,8 rad/s e direção de encontro de proa (180°)

No total foram obtidas as distribuições de pressão para 18 frequências, associadas à direção de encontro onda-navio, de proa (180°) para a condição de totalmente carregado. O software armazena nos arquivos de saída, os valores das pressões nos nós dos painéis gerados na superfície do casco com as respectivas coordenadas, para cada frequência, bem como as acelerações (em relação ao centro de gravidade da embarcação) devido aos movimentos inerciais da embarcação.

4.4 Análise Estrutural para Obtenção das Funções de Transferência de Tensões

Para análise estrutural, foi desenvolvido o modelo global estrutural do catamarã, considerando os principais elementos estruturais, cuja importância é relevante para o

comportamento global da estrutura, Figura 4.6.

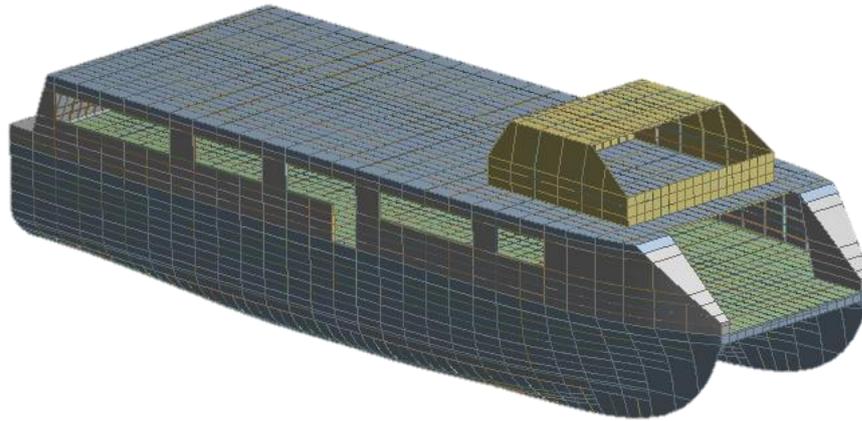


Figura 4.6 – Modelo global do catamarã

Desta forma, foram consideradas na modelagem, as cavernas principais, cavernas intermediárias, reforços longitudinais do casco, convés principal, reforços longitudinais do convés principal, superestrutura, reforços longitudinais e transversais da superestrutura, convés superior, reforços longitudinais e transversais do convés superior e a casaria com seus respectivos reforços, conforme pode ser visto na Figura 4.7.

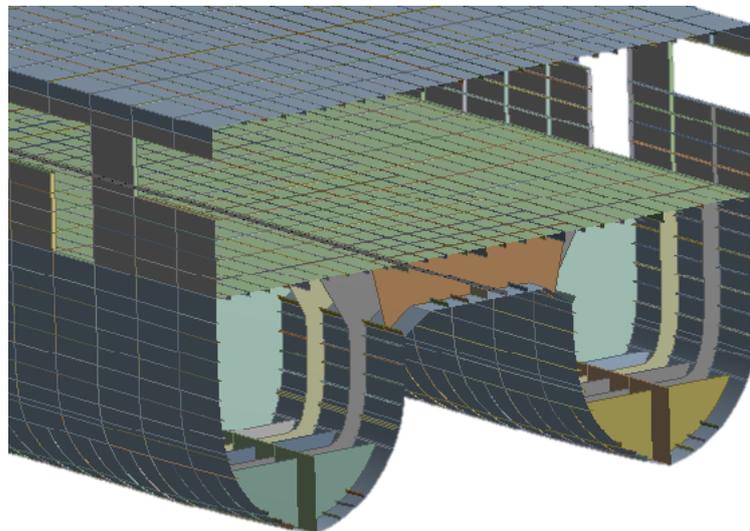


Figura 4.7 – Seção transversal do catamarã com elementos estruturais internos visíveis

A distribuição dos pesos como tanques, passageiros, motores principais e auxiliares, eixos etc., foi realizada conforme previsto no arranjo geral e plano de capacidade do navio. O restante do peso como *Outfitting*, eletrônicos e elétricos etc., não constante na documentação

foi distribuído ao longo de toda a estrutura, seguindo proporções aproximadas baseadas em outros trabalhos, elaborados para embarcações similares, como por exemplo em LATORRE e HERRINGTON (2000).

As regiões (“*hot spots*”) alvo da análise para o presente trabalho são dois pontos considerados críticos para o tipo de embarcação considerada. De acordo com o “*Ship Structure Committee*” (SSC-410, 2000) e YANG *et al.* (2014), uma região crítica para análise de fadiga para este tipo de embarcação é a região de transição de um dos cascos para a região central. Outra região crítica pode ser considerada a região localizada na chapa lateral do costado conforme sugere também (SSC-410, 2000). Portanto, para este trabalho foram consideradas como regiões críticas a serem analisadas, a região de cruzamento de um reforço longitudinal do casco de Boreste (direita) com a caverna à meio navio (“*hot spot 1*”), e a região de cruzamento de um reforço localizado na transição entre o casco de Boreste e a região central (“*hot spot 2*”), Figura 4.8a.

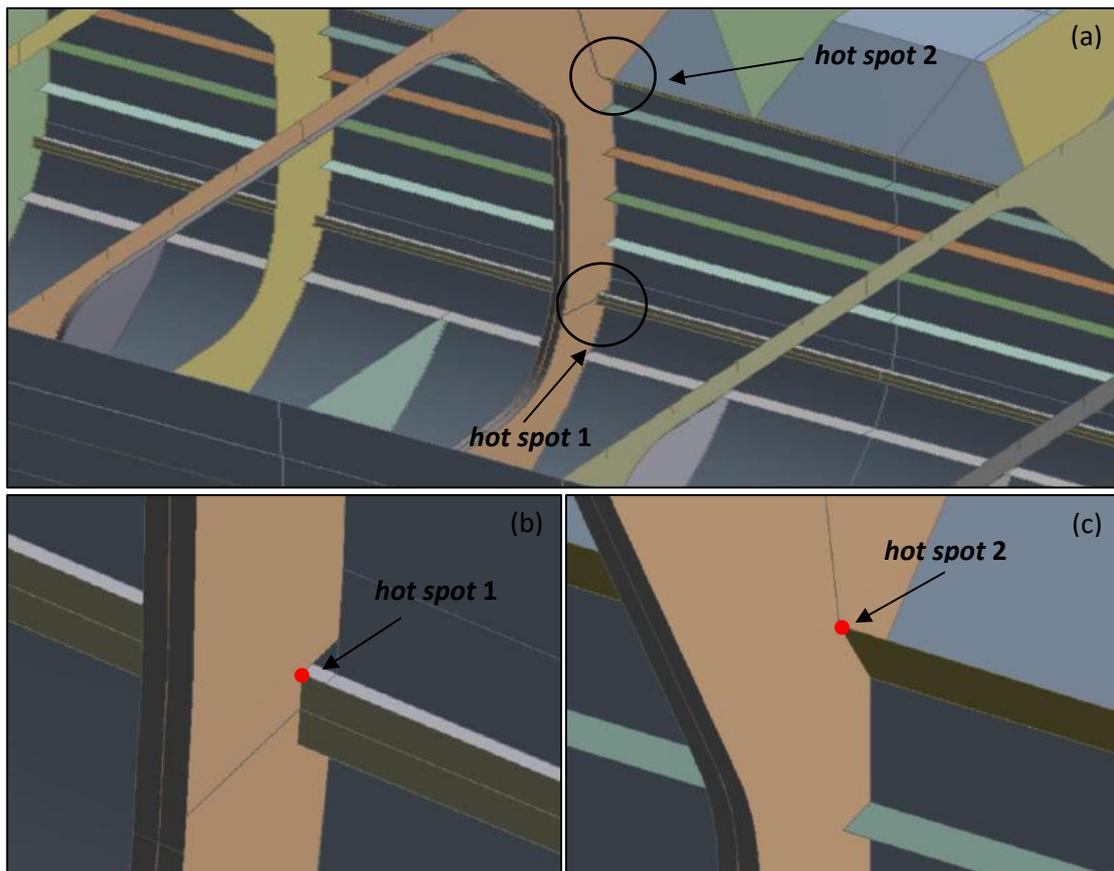


Figura 4.8 – (a) Regiões críticas para análise de fadiga localizadas a meio navio; (b) vista ampliada do *hot spot 1* e (c) vista ampliada do *hot spot 2*

Em ambos os casos, se assumiu que a região de descontinuidade localizada no pé da

solda é o ponto mais provável de ocorrência de trinca por fadiga. No caso do “*hot spot*” 1, Figura 4.8b, a região crítica é na solda entre o flange do reforço do costado e a caverna. Já no “*hot spot*” 2, a região crítica é na solda entre o reforço do costado e a caverna, Figura 4.8c.

A geometria da embarcação foi toda modelada em superfícies. Desta forma, a malha de elementos finitos foi elaborada com elementos de casca apenas. Todos os elementos da estrutura foram representados por elementos de casca, os quais são adequados para análises de estruturas modeladas como cascas finas para moderadas. Tais elementos possuem 4 nós e 6 graus de liberdade por nó, sendo translação nas direções x, y e z e rotação nas direções x, y, z.

A análise estrutural foi efetuada utilizando software de análise em elementos finitos. Para que o carregamento de pressão seja aplicado nos nós corretos, é necessário que a área da superfície molhada, e conseqüentemente os nós, sejam identificados. Esta identificação é feita através da aplicação de carregamentos de pressão de magnitude irrelevante, exatamente na área correspondente à superfície molhada. Através de processo interno, o software gera o carregamento de pressão, conciliando os dados de saída da análise de comportamento no mar, com a área identificada no modelo estrutural como sendo a superfície molhada.

O carregamento de pressão foi transferido dos nós dos painéis para os nós do modelo. A transferência se dá através de interpolação da pressão dos nós dos painéis do modelo hidrodinâmico para os nós do modelo estrutural.

Para obtenção das parcelas reais e imaginárias das pressões, com o fim de se obter as amplitudes de tensões na análise estrutural, conforme equação 3.1, foram gerados dois carregamentos para cada frequência de ondas, um para ondas com fase 0° e outro para ondas com fase 90°. Neste caso, foram gerados ao todo 36 carregamentos, dois para cada frequência.

Após a obtenção dos resultados referentes aos 36 carregamentos, procedeu-se com a imposição dos carregamentos na estrutura. A Figura 4.9 mostra como exemplo, o campo de pressão no modelo hidrodinâmico, Figura 4.9a, e o resultado em tensão principal máxima no modelo global da estrutura, Figura 4.9b, para a mesma frequência de onda e ângulo de fase.

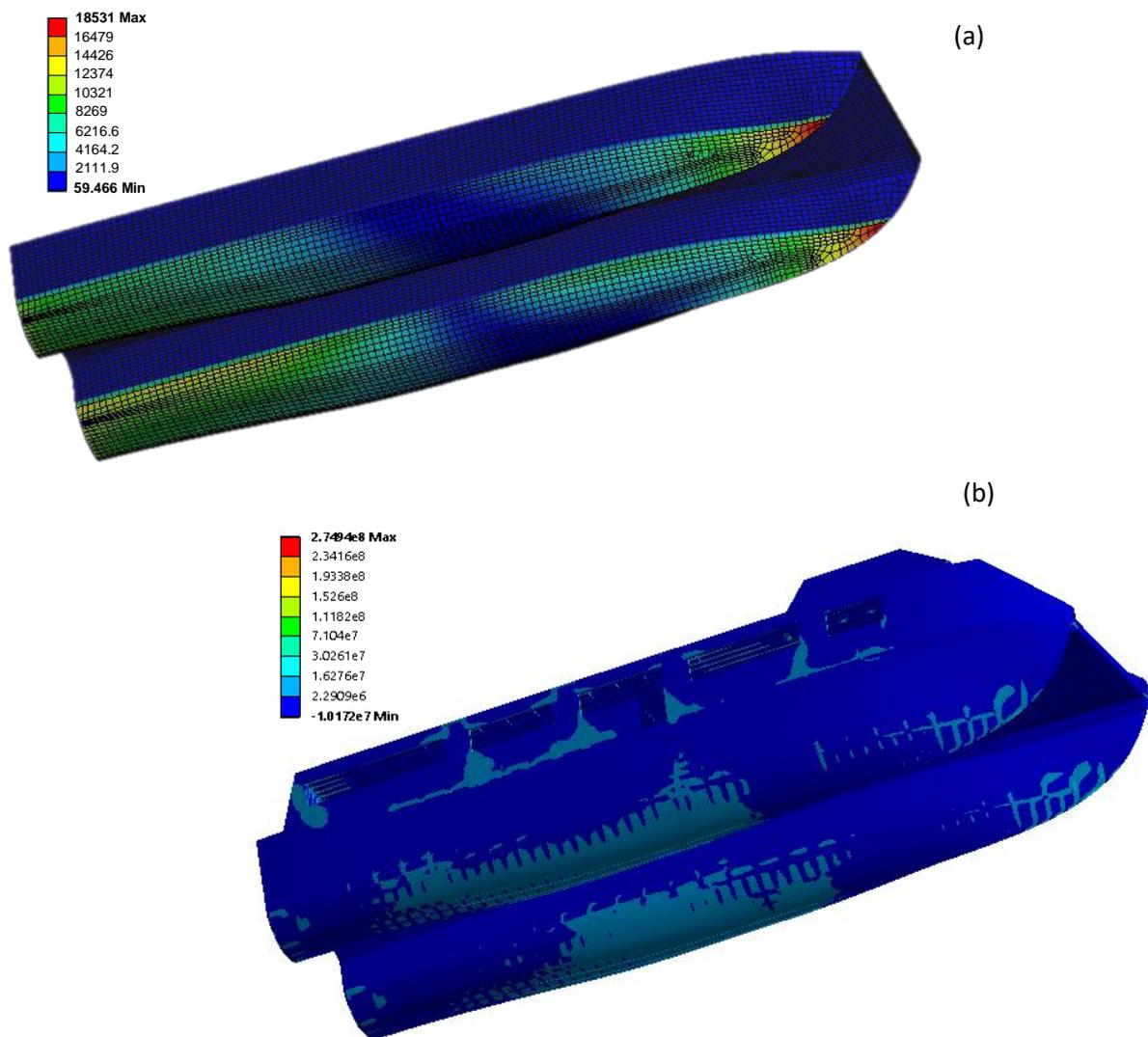


Figura 4.9 – (a): distribuição de pressão no modelo hidrodinâmico (N/m^2); (b): distribuição de tensão no modelo global estrutural (Pa) – ambos para frequência de 0.9rad/s

Para avaliação das tensões, foi utilizado o modelo global da estrutura com refinamento de malha local, nas regiões de interesse. Desta forma, buscou-se reduzir o número de simulações necessárias para a obtenção das tensões quando comparado à utilização da técnica de sub modelagem.

As funções de transferência de tensões foram avaliadas segundo o método das tensões de “hot spot”. Seguindo a recomendação prevista em HOBACHER (2014) e DNV (2014), foram consideradas as tensões principais máximas de “hot spot” como sendo as funções de transferência de tensões. De acordo com a primeira referência, para um estado plano de tensões, é recomendado que a tensão principal que age na direção perpendicular ao cordão de solda, ou seja, dentro de um intervalo de $\pm 60^\circ$, seja utilizada. Este intervalo é de $\pm 45^\circ$ para a segunda

referência. De acordo com NIEMI *et al.* (2006), os “*hot spots*” podem ser classificados em dois tipos:

- Tipo “a”: A solda está localizada na superfície da chapa; e
- Tipo “b”: A solda está localizada na aresta da chapa.

Para este trabalho, como a extrapolação das tensões principais de “*hot spot*” é realizada ao longo das arestas do flange (“*hot spot*” 1) e ao longo da aresta do perfil do reforço (“*hot spot*” 2), foi considerada a formulação para o tipo “b”. De acordo com NIEMI *et al.* (2006), esta formulação tem a seguinte forma:

$$\sigma_{hs} = 3\sigma_{4mm} - 3\sigma_{8mm} + \sigma_{12mm} \quad (4.1)$$

onde, σ_{hs} é a tensão principal de “*hot spot*”, σ_{4mm} é a tensão principal extraída a 4mm do “*hot spot*”, σ_{8mm} tensão principal extraída a 8mm do “*hot spot*” e σ_{12mm} tensão principal extraída a 12mm do “*hot spot*”. Para que fosse possível extrair as tensões principais nessas distâncias predeterminadas, foi efetuada refino da malha nas regiões de interesse, impondo que, num raio de 30mm, os elementos da malha tivessem tamanho de 1mm. Com isso foi possível extrair as tensões exatamente nos pontos determinados. Esse grau de refino de malha está coerente com a recomendação para este tipo de “*hot spot*” em NIEMI, *et al.* (2006). A malha com refino local para os dois casos está mostrada na Figura 4.10.

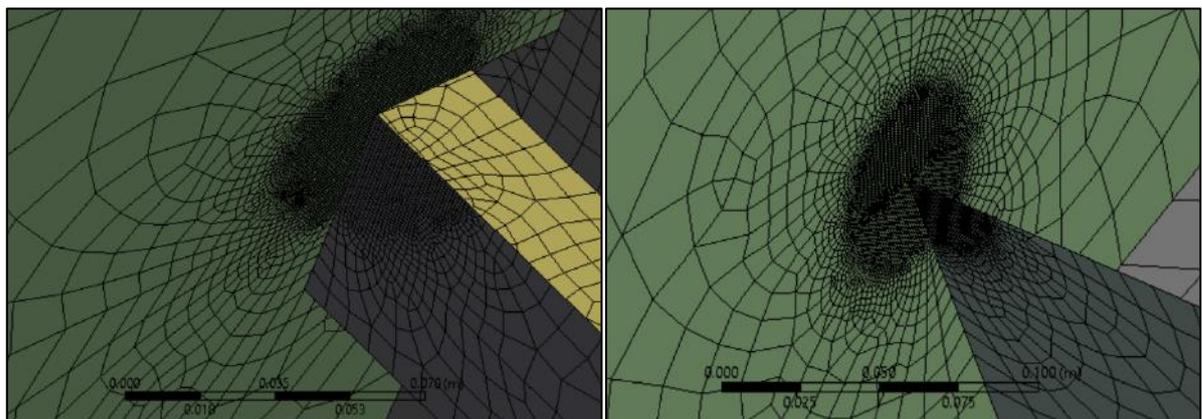


Figura 4.10 – (esquerda) Visão ampliada da malha refinada para o “*hot spot*” 1; (direita) Visão ampliada da malha refinada para o “*hot spot*” 2

Após serem obtidas as amplitudes das tensões principais de “*hot spot*” de acordo com a

equação (3.1), foi possível esboçar a curva referente às funções de transferência de tensões para os dois “hot spots”, Figura 4.11. A Tabela 4.1 mostra os valores encontrados das funções de transferência de tensões para as frequências de encontro entre navio e onda.

Tabela 4.1 – Funções de transferência para os “hot spots” 1 e 2

Frequências de encontro (ω_e) [rad/s]	Funções de transferência de tensão [MPa/m]	
	“hot spot” 1	“hot spot” 2
0	0	0
0,11	0	1
0,24	2	6
0,39	2	5
0,57	2	4
0,76	3	5
0,98	4	6
1,21	6	8
1,47	11	13
1,75	27	25
2,05	26	18
2,37	44	28
2,71	52	41
3,08	42	47
3,46	19	17
3,86	12	9
4,29	13	16
4,74	24	18
5,2	17	7

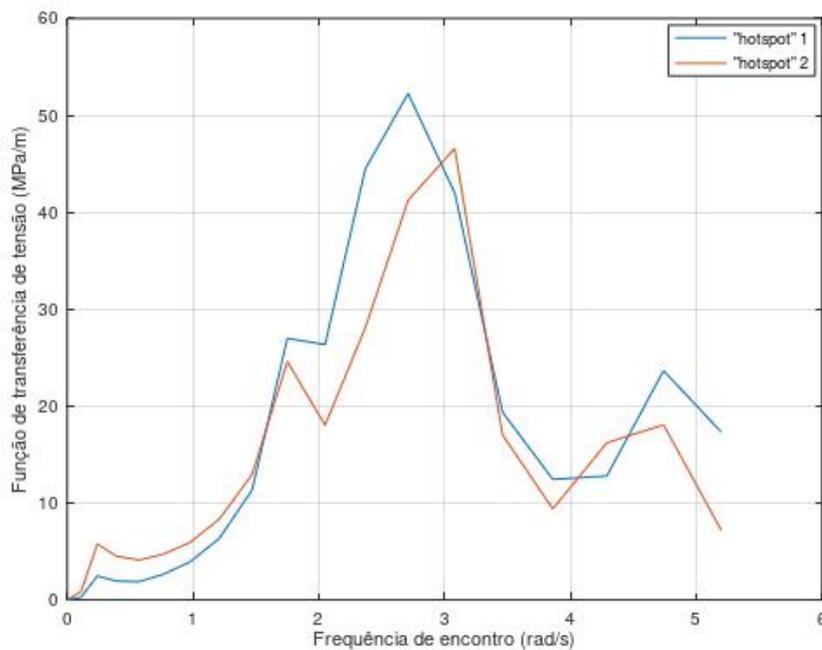


Figura 4.11 – Funções de transferência de tensões obtidas para os “hot spots” 1 e 2

Os valores de pico das duas curvas da Figura 4.11 podem ser explicados através da análise da Figura 4.12. De acordo com a Figura 4.12, observa-se que a frequência (absoluta) referente ao máximo valor do momento fletor ao longo do comprimento do navio é de 1,3 rad/s. Em termos de frequência de encontro, este valor equivale a 3,075 rad/s que equivale exatamente à frequência de pico para a curva referente ao “hot spot” 2. Isso pode indicar que a região referente ao “hot spot” 2 sofre influência majoritariamente do momento fletor global longitudinal. Com relação ao hot spot 1, as frequências não coincidem, e isso, pode ser o reflexo da influência não só do momento fletor nesta região, mas também, da pressão local exercida pelo fluido no casco do navio.

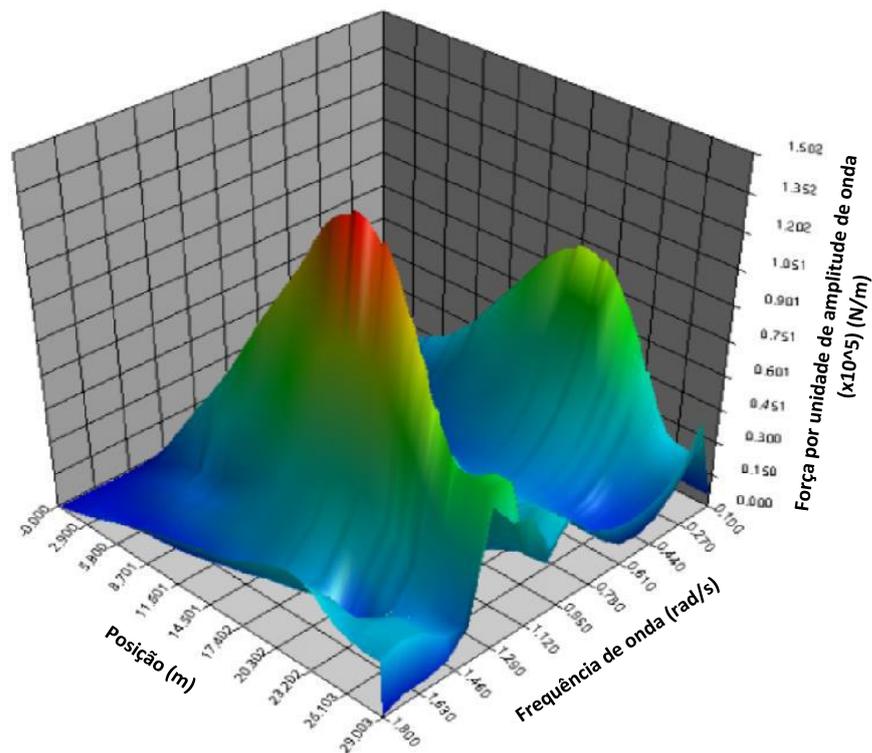


Figura 4.12 – RAO de Força/Momento fletor, em função da posição (longitudinal) e frequência em rad/s

4.5 Determinação das Condições Ambientais

De acordo com PINHO (2001), o modelo de espectro de mar mais utilizado para

representar os estados de mar da costa brasileira é o ISSC (“*International Ship and Offshore Structures Congress*”) e desta forma, para este trabalho, esse modelo de espectro foi utilizado para representar os estados de mar da região da bacia de campos. Em CHAKRABARTI (1987), o espectro ISSC é definido como uma derivação do espectro de Bretschneider, e é dado por:

$$S(\omega) = 0.1107H_s^2 \frac{\bar{\omega}^4}{\omega^5} e^{-0.4427(\bar{\omega}/\omega)^4} \quad (4.2)$$

onde, $\bar{\omega}$ é a frequência média definida como $\bar{\omega} = 1,296\omega_0$, ω_0 é a frequência de pico e ω a faixa de frequência de ondas representativas da energia relativa ao estado de mar. Ainda em CHAKRABARTI, (1987), pode-se encontrar as seguintes relações para o espectro ISSC:

$$\bar{\omega} = \tilde{\omega} \quad (4.3)$$

e

$$\frac{\tilde{\omega}}{\omega_z} = 0,921 \quad (4.4)$$

onde, $\tilde{\omega}$ é a frequência característica e ω_z a frequência de cruzamento em zero. De acordo com a relação (4.4), as frequências de cruzamento em zero podem ser usadas em substituição às frequências médias.

Os dados de ondas, representativos das condições de mar para análise de fadiga foram coletados na Bacia de Campos dos Goytacazes, no litoral norte do estado do Rio de Janeiro, no período de junho 1985 a junho de 1986 (PINHO, 2001), Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Condições de mar para Bacia de Campos

Condição de Mar	Altura Significativa H_s (m)	Período de cruzamento em zero T_z (s)	Número de registros no período de 3 horas	Ocorrência em um ano medida em segundos	% de ocorrência em um ano
1	0,75	5,24	66	712.800	2,26%
2	1,25	5,27	747	8.067.600	25,58%
3	1,75	5,77	1137	12.279.600	38,94%
4	2,25	6,26	572	6.177.600	19,59%
5	2,75	6,89	256	2.764.800	8,77%
6	3,25	7,72	95	1.026.000	3,25%
7	3,75	7,89	23	248.400	0,79%
8	4,25	8,20	19	205.200	0,65%
9	4,75	9,00	5	54.000	0,17%
Total			2.920	31.536.000	100%

Com o espectro de mar definido e de posse das condições de mar referentes à Baía de Campos, foi possível obter as curvas referentes às nove condições de mar definidas na Tabela 4.2. A Figura 4.13 mostra esses espectros de mar já na forma corrigida para a frequência de encontro, ou seja, espectros que serão experienciados pelo navio.

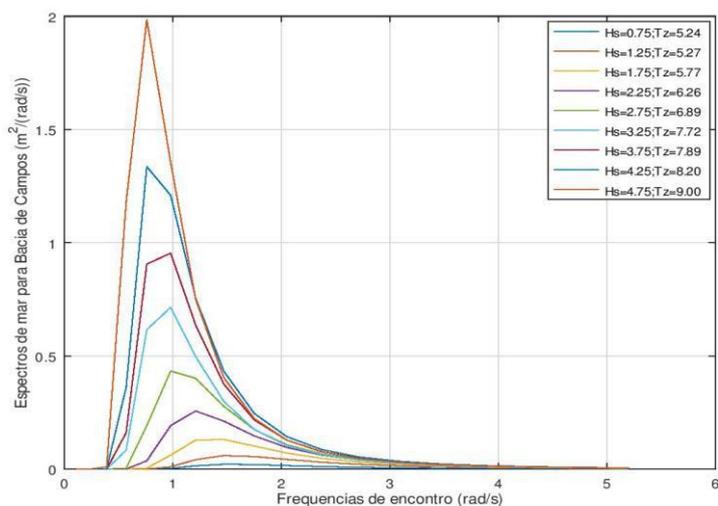


Figura 4.13 – Espectros de mar obtidos para a Baía de Campos

A informação com relação ao espectro de mar a ser adotado para representar os estados de mar da Baía de Guanabara não foi encontrada durante a pesquisa. Por isso, para possibilitar a execução deste trabalho e efetuar a comparação entre as duas regiões de operação, foi utilizado o mesmo modelo de espectro utilizado para a Baía de Campos, o ISSC.

Os dados de ondas de longo prazo, da região da Baía de Guanabara foram obtidos a partir dos dados registrados pela boia “RJ-2”, administrada pelo SIMCosta (Sistema de Monitoramento da Costa Brasileira), localizada próximo ao trajeto realizado rotineiramente pela embarcação. Os dados (H_s, T_p) , foram registrados a cada intervalo de tempo de três horas, durante o período de julho de 2015 a dezembro de 2016. A partir dos dados da boia, foi elaborado o diagrama de dispersão de ondas, Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Diagrama de dispersão de ondas obtido para Baía de Guanabara

H_s/T_p	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	Total
0.5	110	319	742	1280	1195	2102	3563	3377	2386	2077	1788	929	253	80	20201
1	0	1	29	155	146	226	406	274	326	300	301	287	92	27	2570
1.5	0	0	0	1	6	5	13	16	44	49	32	35	25	6	232
2	0	0	0	0	0	0	1	4	1	5	2	0	0	0	13
Total	110	320	771	1436	1347	2333	3983	3671	2757	2431	2123	1251	371	113	23016

Com o modelo de espectro de mar definido e de posse das condições de mar referentes à Baía de Guanabara, foi possível obter as curvas referentes às diversas condições de mar definidas na Tabela 4.3. A Figura 4.14 mostra os espectros de mar para cada altura significativa.

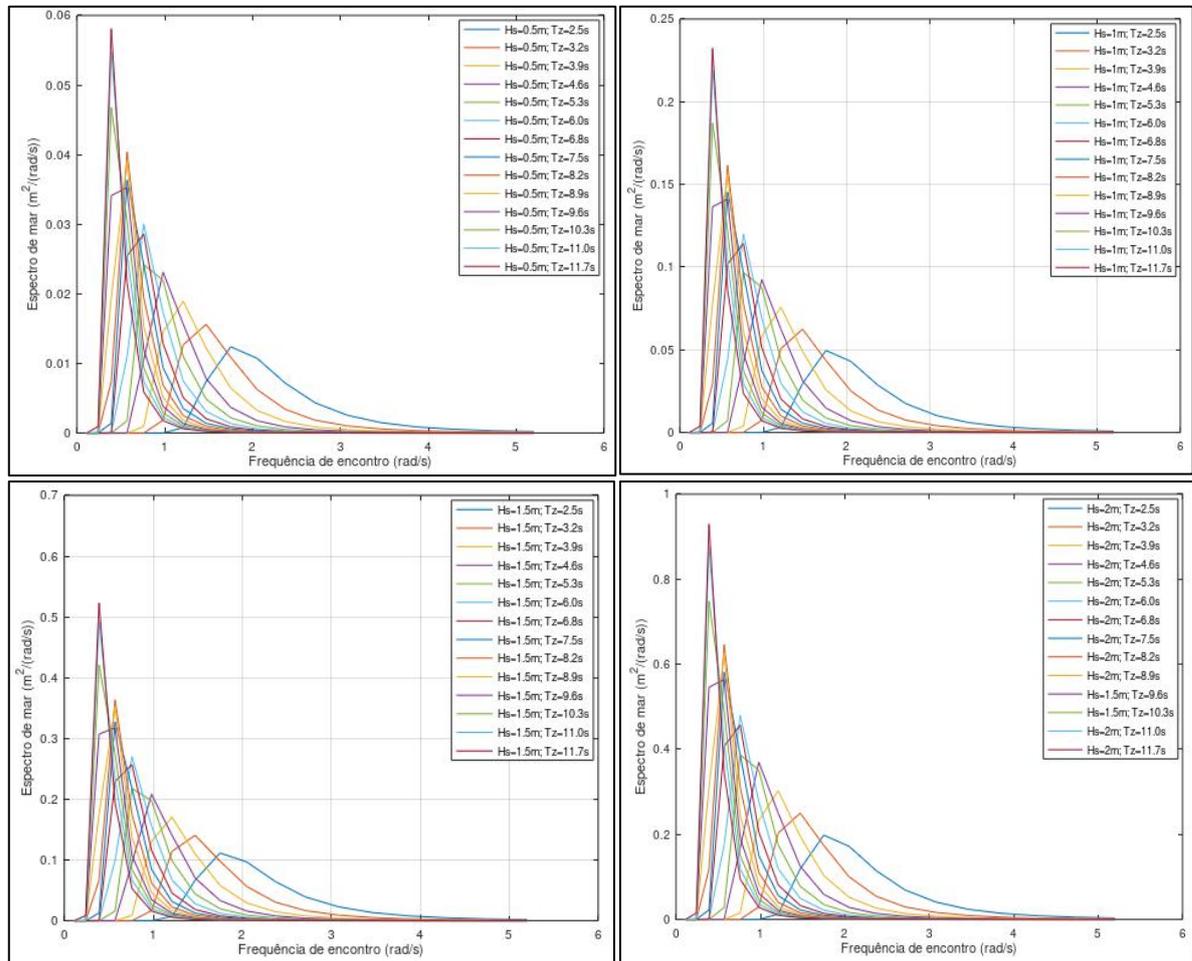


Figura 4.14 – Espectros de mar obtidos para Baía de Guanabara considerando os períodos (T_p) para cada altura significativa (H_s)

4.6 Análise Espectral

A análise espectral consiste na obtenção dos espectros de tensões para as duas regiões de operação e os respectivos parâmetros espectrais.

4.6.1 Obtenção dos Espectros de Tensões

Obtidas as funções de transferência de tensões e de posse das curvas referentes aos estados de mar tanto para Bacia de Campos quanto para Baía de Guanabara, procedeu-se com

o cálculo dos espectros de tensões referentes a cada estado de mar para as duas regiões de operação. Os espectros de tensões foram obtidos aplicando-se a equação (3.9). A Figura 4.15 mostra os espectros de tensões para a Baía de Campos para os “hot spots” 1 e 2.

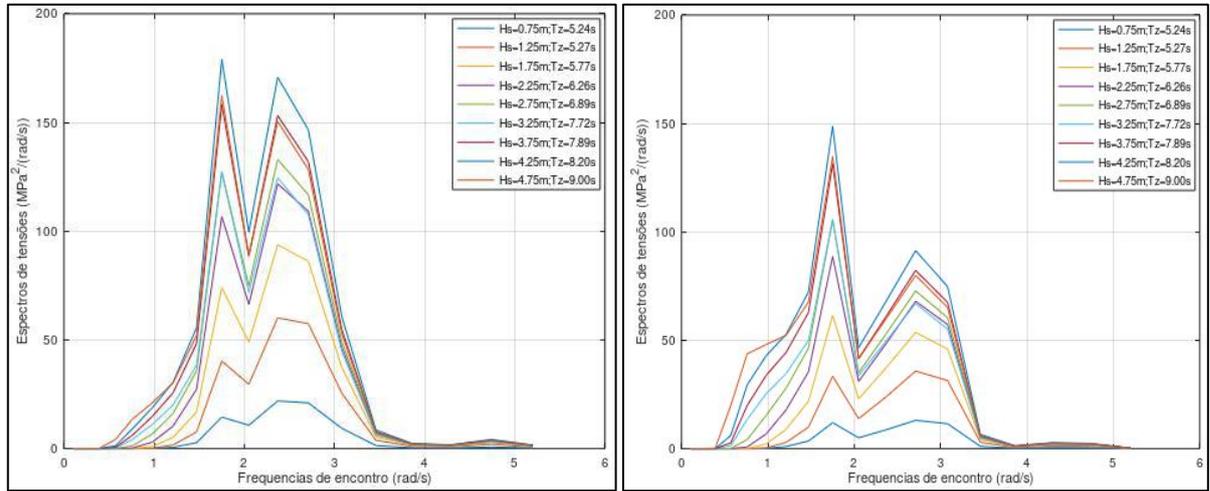
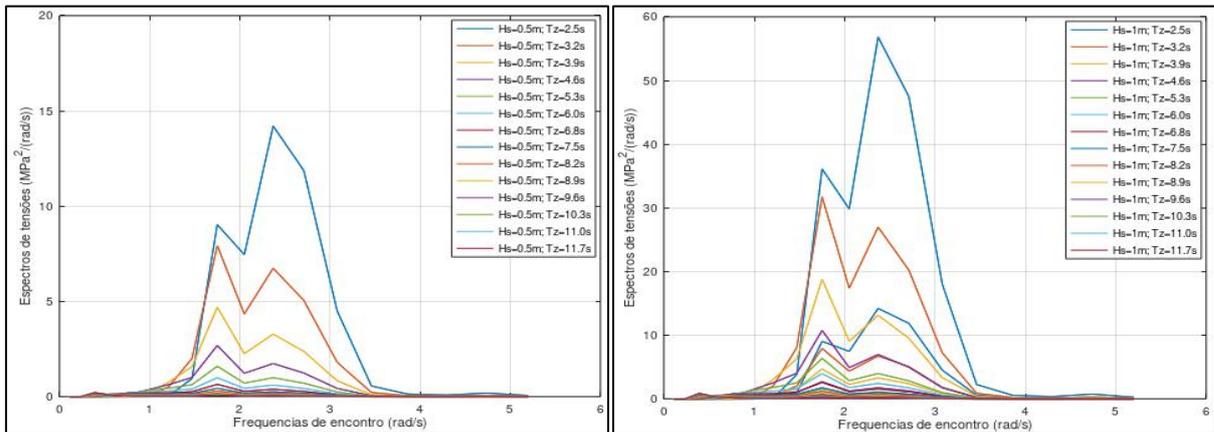


Figura 4.15 – (esquerda) Espectros de tensões obtidos referente à Baía de Campos para o “hot spot” 1; (direita) Espectros de tensões obtidos referente à Baía de Campos para o “hot spot” 2

As Figuras 4.16 e 4.17 mostram os espectros de tensão para a baía de Guanabara para os “hot spots” 1 e 2, respectivamente.



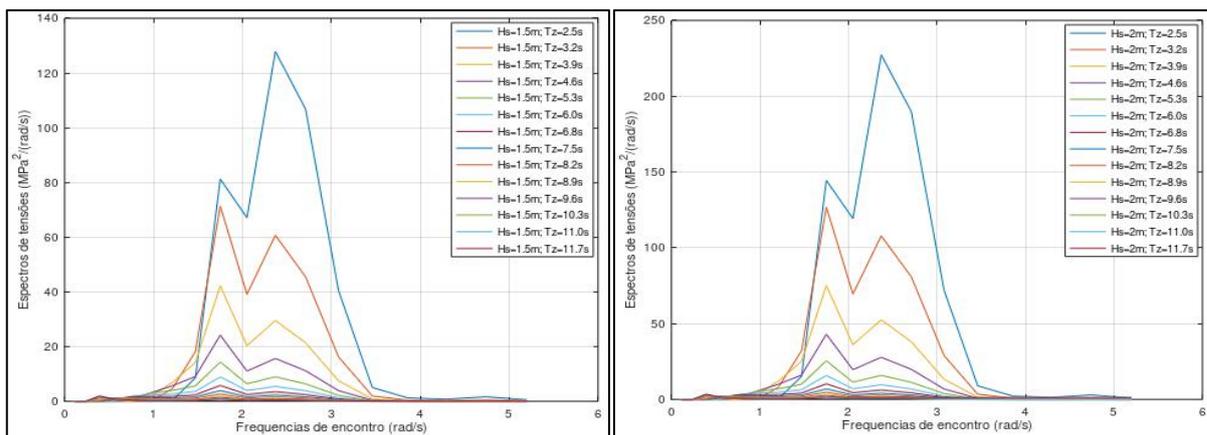


Figura 4.16 – Espectros de tensão obtidos para Baía de Guanabara – “hot spot” 1

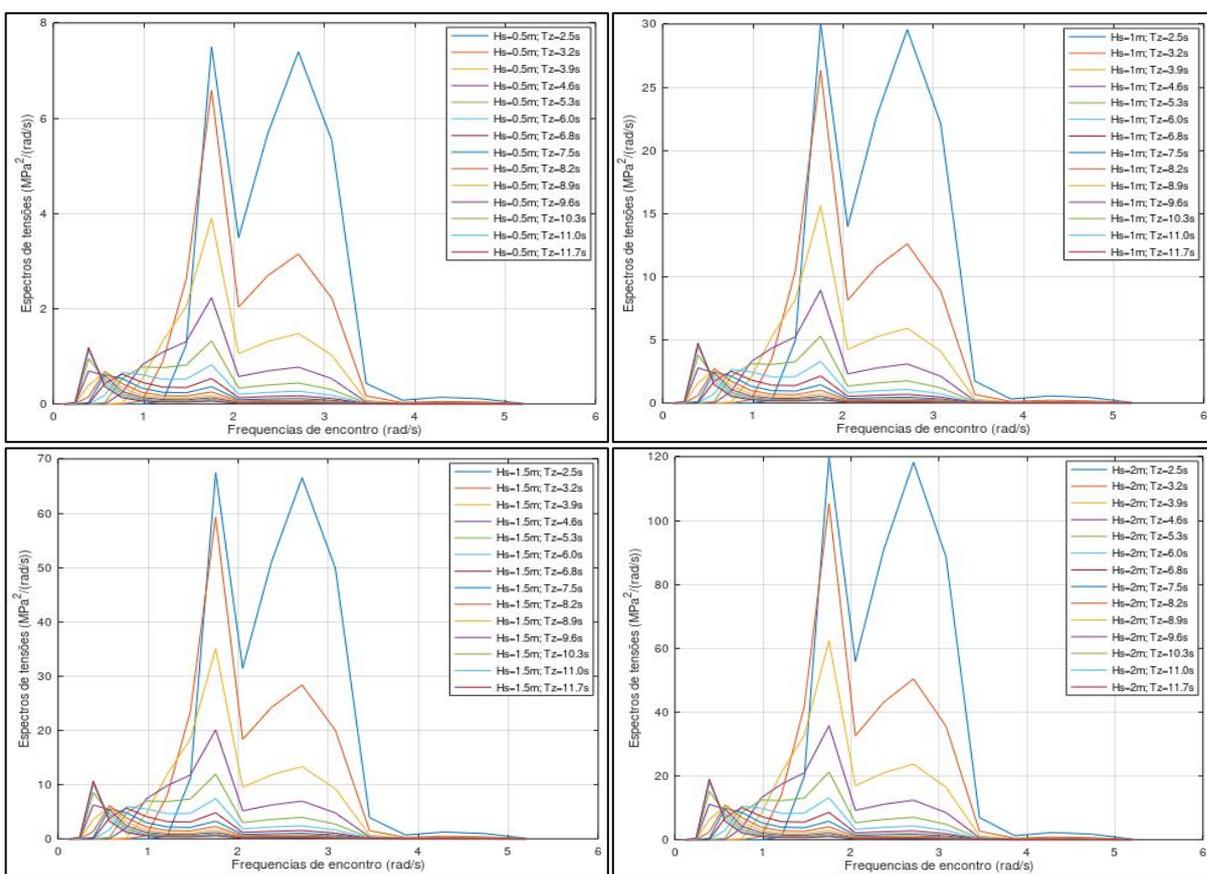


Figura 4.17 – Espectros de tensão obtidos para Baía de Guanabara – “hot spot” 2

Da Figura 4.11, pode ser observado que a maior parte das curvas referentes às funções de transferência de tensões para os dois “hot spots” ocorrem majoritariamente à direita, ou seja, a partir de 2 rad/s, da maior parcela de energia dos espectros de mar para a Bacia de Campos. O resultado desta diferença fica evidenciado nas Figuras 4.15, 4.16 e 4.17. Além do pico entre as frequências 2 rad/s e 3 rad/s, devido aos valores máximos das funções de transferência de

tensões, surge um segundo pico entre 1 rad/s e 2 rad/s, visto que, apesar dos valores mais baixos neste intervalo para as funções de transferência de tensões, quando estes são elevados ao quadrado e multiplicados com os respectivos valores dos espectros de mar, produzem valores elevados nos espectro de tensões resultantes. Como já foi mencionado, os espectros de mar foram obtidos com relação às frequências de onda de encontro, que são função da velocidade da embarcação. Na verdade, a velocidade produz um “deslocamento” das curvas referentes aos espectros de mar, ao longo do eixo das frequências, bem com uma variação na largura destas curvas. Portanto, pode-se verificar que a velocidade considerada na análise também exerce influência no resultado final, ou seja, nos espectros de resposta em tensões.

4.6.2 Obtenção dos Parâmetros Espectrais

Os parâmetros espectrais compreendem os momentos espectrais (m_0, m_2 e m_4), frequências de cruzamento em zero (ϑ_0) e fatores de largura de banda. Os momentos espectrais foram calculados para todos os espectros mostrados no item anterior utilizando a equação (3.10). As frequências de cruzamento em zero foram calculadas utilizando a equação (2.41) e os fatores de largura de banda foram calculados através da equação (2.39). A Tabela 4.4 mostra os valores dos parâmetros espectrais para os espectros referentes à Bacia de Campos para os “hot spots” 1 e 2.

Tabela 4.4 – Parâmetros espectrais para Bacia de Campos – “hot spots” 1 e 2

Alturas significativas (H_s) (m)									
	0,75	1,25	1,75	2,25	2,75	3,25	3,75	4,25	4,75
“hot spot” 1									
m_0	27,8	76,4	122,7	164,0	184,9	179,1	221,7	249,7	225,4
m_2	177,7	486,9	750,7	972,4	1062,7	998,3	1228,8	1371,7	1212,5
m_4	1422,6	3888,6	5810,2	7362,7	7888,8	7284,2	8942,6	9939,7	8711,0
ϑ_0	0,402	0,402	0,394	0,388	0,382	0,376	0,375	0,373	0,369
ε	0,449	0,449	0,458	0,466	0,475	0,486	0,488	0,492	0,501
“hot spot” 2									
m_0	19,0	52,2	85,5	116,7	135,4	136,5	170,3	194,9	183,6
m_2	125,5	343,9	529,4	686,9	753,8	712,7	878,5	983,1	874,4
m_4	1050,5	2870,4	4268,6	5394,9	5770,1	5323,1	5534,5	7262,5	6364,8
ϑ_0	0,409	0,408	0,396	0,386	0,376	0,364	0,361	0,357	0,347
ε	0,459	0,460	0,482	0,500	0,522	0,548	0,426	0,563	0,588

Os parâmetros espectrais referentes à Baía de Guanabara, para os dois “hot spots” podem ser conferidos no apêndice A.

4.7 Definição da Curva S-N

Neste trabalho, tanto o “*hot spot*” 1 quanto o “*hot spot*” 2 estão localizados em perfis reforçadores longitudinais no costado e passando por uma caverna. Situação similar pode ser encontrada em estudo realizado por TVEITEN *et al.* (2007) cujo objetivo é de se levantar a curva S-N de projeto com o fim de utilizá-la juntamente com as tensões de “*hot spot*” obtidas de análise por elementos finitos. A situação analisada foi a transmissão de carregamento de um reforçador longitudinal para uma caverna ou antepara. A curva S-N levantada experimentalmente foi compatível com a de classe FAT32 (FAT32 remete à variação da tensão em $2 \cdot 10^6$ ciclos). Com base na similaridade entre os elementos analisados no presente trabalho e os elementos analisado no estudo citado anteriormente, foi escolhida para este trabalho a curva S-N de classe FAT32.

Os parâmetros para a curva S-N classe FAT32 foram extraídos de HOBACHER (2014) e são mostrados na Tabela 4.5 a seguir:

Tabela 4.5 – Parâmetros da Curva S-N classe FAT32

Classe FAT [MPa]	Variação da tensão no “joelho” da curva	Valor da constante $K: K = NS^m$	
		$m = 3$	$m = 5$
$\Delta\sigma$ em $2 \cdot 10^6$ ciclos	$\Delta\sigma$ em 10^7 ciclos		
32	18.7	$6,554 \cdot 10^{10}$	$2,299 \cdot 10^{13}$

4.8 Avaliação do Dano à Fadiga

Pelo fato de a curva S-N classe FAT32 ser bi linear, foram utilizadas as equações (3.28) e (3.29) para o cálculo do dano à fadiga. Para todos os espectros, tanto os relacionados à Baía de Campos quanto aos relacionados à Baía de Guanabara, foram calculados os fatores de correção de contagem de ciclo de acordo com as equações (3.26) e (3.27). Os fatores de correção devido ao efeito de espessura foram considerados iguais a 1 (um), visto que as espessuras de ambos os perfis são inferiores a 22mm. Quanto ao fator de correção devido ao efeito de tensão média, foram considerados também como iguais a 1, para efeito de simplificação. Neste caso, a hipótese assumida não compromete a análise, visto que o a comparação ainda pode ser feita e está de acordo com alguns trabalhos realizados como, por exemplo, em PARIHAR *et al.* (2017).

A vida de projeto considerada neste trabalho foi de 20 anos. Foi aplicado um fator de

0,85 no valor dos 20 anos de vida em projeto, para o caso da embarcação operando na Baía de Guanabara. Este fator leva em consideração seu período não operacional, como por exemplo, período atracado, período em manutenção etc. Para a embarcação operando na Baía de Campos, foi aplicado fator de 0,60, pois se considera que a frequência com que é feito o transporte continente x plataforma de passageiros é bem inferior à do caso anterior. A probabilidade de ocorrência considerada para a direção de onda de proa foi de 50%, assumindo que tanto para Baía de Guanabara quanto para a Baía de Campos, o trajeto de “ida” sempre produzirá ângulo de encontro de proa. A tabela 4.6 mostra respectivamente os valores do dano acumulado em fadiga para operação na Baía de Campos e para Baía de Guanabara, para ambos os “hot spots”.

Tabela 4.6 – Dano acumulado e vida em fadiga obtidos para as duas regiões, para os dois “hot spots”, com e sem o uso do fator de correção de contagem de ciclos

Com fator de correção de contagem de ciclos			
Baía de Campos			
Dano acumulado em fadiga		Vida em fadiga (anos)	
“hot spot” 1	“hot spot” 2	“hot spot” 1	“hot spot” 2
43	15,35	0,46	1,3
Baía de Guanabara			
Dano acumulado em fadiga		Vida em fadiga (anos)	
“hot spot” 1	“hot spot” 2	“hot spot” 1	“hot spot” 2
0,1	0,062	200	322,6
Sem fator de correção de contagem de ciclos			
Baía de Campos			
Dano acumulado em fadiga		Vida em fadiga (anos)	
“hot spot” 1	“hot spot” 2	“hot spot” 1	“hot spot” 2
50	17,85	0,4	1,12
Baía de Guanabara			
Dano acumulado em fadiga		Vida em fadiga (anos)	
“hot spot” 1	“hot spot” 2	“hot spot” 1	“hot spot” 2
0,12	0,073	166	274

O cálculo da vida em fadiga foi realizado utilizando a relação (3.30), T/D , levando em consideração os fatores 0,85 e 0,6.

A Figura 4.18 mostra um fluxograma “resumo” de todas as etapas executadas neste trabalho, para que fosse possível chegar aos resultados obtidos:

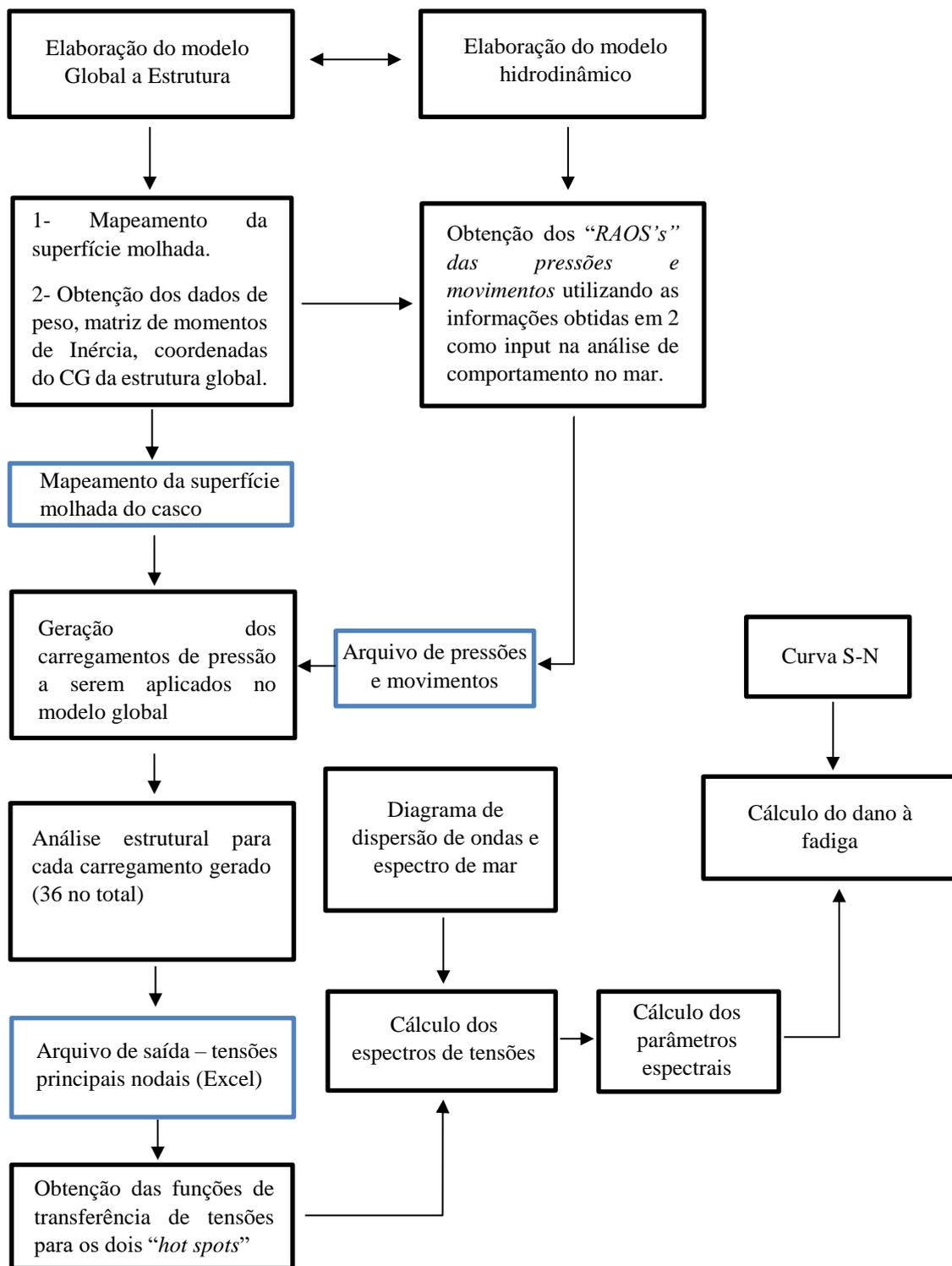


Figura 4.18 – Fluxograma contendo as etapas realizadas

4.9 Discussão dos Resultados

A embarcação apresentou dano acumulado em fadiga muito elevado quando se considera a região de operação como sendo uma região de mar aberto como a Baía de Campos. Esses valores elevados de acúmulo de dano em ambos os “hot spots” para a Baía de Campos, podem estar relacionados com fato de a embarcação ter sido construída em alumínio e projetada para operar em águas abrigadas. O resultado obtido para a Baía de Guanabara se mostrou coerente com a realidade, tendo em vista que o diagrama de dispersão de ondas para esta região apresenta alturas significativas de ondas não superiores a 2m. Ainda assim, a maior frequência de ocorrência está relacionada a ondas com alturas entre 0,5m a 1m, o que foi mostrado ser insignificante em termos de fadiga. É importante ressaltar que foi considerado neste trabalho apenas o fenômeno de fadiga proveniente de carregamentos induzidos pelas ondas. Portanto, a fadiga produzida por carregamentos cíclicos de alta frequência como máquinas, por exemplo, não foi levada em consideração.

Pode-se verificar também que o fator de correção de contagem de ciclos exerce influência nos resultados. Os resultados obtidos confirmam que a hipótese de banda estreita para o espectro de resposta em tensões resulta em danos acumulados maiores quando comparado com os resultados obtidos utilizando-se os fatores de correção de contagem de ciclos, como pode ser visto na Figura 4.19.

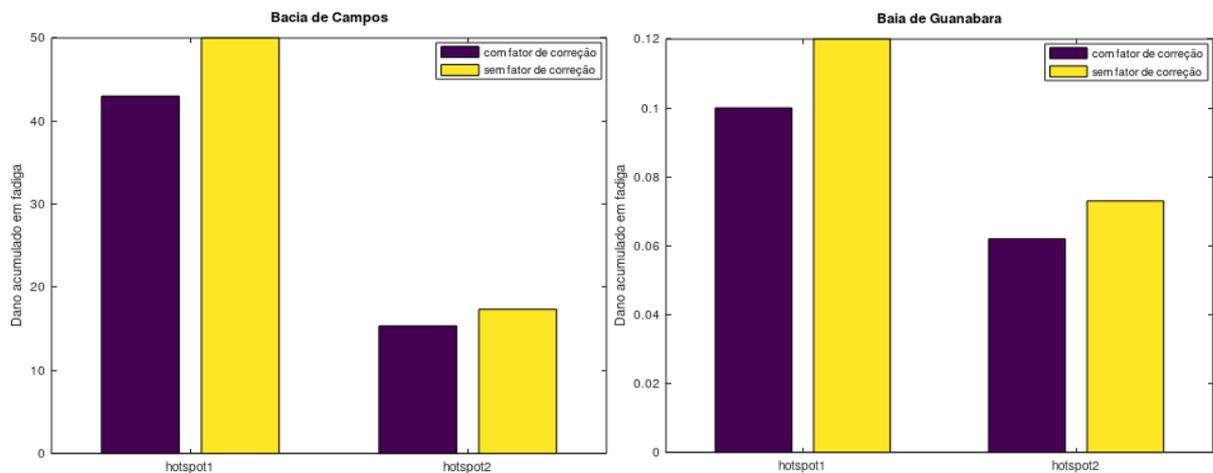


Figura 4.19 – Comparação do dano acumulado para as duas regiões, para os dois hot spots, considerando as duas situações: com e sem o fator de correção de contagem de ciclos

Nos cálculos dos momentos espectrais, foi considerada apenas a hipótese de ondas longas (“long crested waves”), para efeito de simplificação. Esta hipótese produz resultados

mais conservadores quando comparados aos produzidos quando se assume ondas curtas (“short crested waves”).

5 CONCLUSÃO

5.1 Comentários

O objetivo principal deste trabalho foi demonstrar a aplicação do método espectral na avaliação do dano à fadiga em estruturas navais. Para isso, foi elaborado o modelo hidrodinâmico da embarcação para possibilitar a realização da análise de comportamento no mar, com o fim de se obter os *RAO*'s das pressões e acelerações. Além disso, foi elaborado um modelo global representativo da estrutura da embarcação. Os resultados obtidos na análise de comportamento no mar foram transferidos para o modelo global em elementos finitos, com o fim de se obter as funções de transferência de tensões. Do ponto de vista da execução, esta etapa é a mais relevante, pois é nela que se concentra o maior esforço. Pode-se dizer que a maior dificuldade desta etapa é garantir que o modelo em elementos finitos esteja adequado para o recebimento dos carregamentos a serem impostos. Esta adequação vai desde a distribuição correta dos pesos relativos à condição de carregamento considerada, até a conexão da malha entre todos os elementos estruturais componentes do modelo. A malha tem uma importância fundamental no desempenho computacional, pois ela influenciará diretamente no tempo necessário para que o computador obtenha a solução do problema. Portanto, deve-se ter cuidado durante a fase de construção da geometria do modelo global, para que seja possível se obter uma malha suficientemente grosseira em termos globais, fazendo com que o número de equações a serem resolvidas seja o menor possível.

O processo de obtenção das tensões nodais do modelo também é bastante dispendioso, visto que é necessário se obter as tensões em três pontos (nós) distintos, conforme a metodologia utilizada na análise, para daí então se proceder com a extrapolação e obtenção das tensões de “*hot spot*”. A opção por implementar o refinamento local no modelo global possibilitou uma otimização em termos de número de simulações. O refinamento local permite que se faça apenas uma simulação com o modelo global (para cada frequência), e já seja possível se obter as tensões nos nós pré-determinados.

As funções de transferência de tensões foram obtidas para cada frequência de onda, considerando separadamente as parcelas reais e imaginárias das tensões, ou seja, foram aplicadas na estrutura, as parcelas reais e imaginárias dos carregamentos de pressão separadamente.

Neste trabalho foi considerada apenas uma condição de carregamento (totalmente

carregado) e uma direção de encontro entre onda e navio (direção de proa). Como já foi mencionado, em uma análise real, devem ser consideradas no mínimo duas condições de carregamento. Porém, como o objetivo deste trabalho é a demonstração da aplicação do método de análise espectral na avaliação do dano à fadiga, para efeito de simplificação, foi considerada apenas uma.

É importante mencionar também que a utilização de apenas um valor para a velocidade de operação da embarcação (80% da velocidade de projeto), também se trata de uma simplificação. Na realidade, durante o percurso da embarcação em ambas as regiões, a velocidade varia, e por isso, o espectro de mar experimentado pela embarcação também varia ao longo do trajeto. Essa variação no espectro de mar produz diferentes espectros de resposta para o mesmo trajeto, o que influenciará diretamente nos resultados em termos de dano acumulado em fadiga. Se essas variações fossem consideradas nessa análise, o número de simulações aumentaria consideravelmente. No entanto, como o objetivo deste trabalho é a demonstração da aplicação do método, é suficiente a utilização de apenas uma velocidade.

Com a obtenção das funções de transferência de tensões, e dos espectros de mar para as duas regiões de operação, foi possível se obter os espectros de resposta da estrutura em termos de tensões. A partir daí, foram obtidos os momentos espectrais e demais parâmetros. Para a obtenção dos momentos espectrais, foi utilizada apenas a hipótese de ondas longas (“long crested waves”). A utilização desta hipótese também se trata de uma simplificação. No entanto, é importante ressaltar que a utilização desta hipótese produz resultados mais conservadores, ou seja, produz danos maiores em termos de fadiga. Com os momentos espectrais, foi possível se obter os parâmetros de largura de banda, bem como as frequências de cruzamento em zero, para cada espectro de tensões obtido.

Foi utilizado o mesmo modelo de espectro de mar para ambas as regiões de operação da embarcação. Esta simplificação foi imposta pelo fato de não ter sido possível encontrar a informação referente ao modelo representativo dos estados de mar da Baía de Guanabara. Porém, para efeito de comparação e demonstração da aplicação do método, tal consideração não prejudica a análise.

Com relação à curva S-N, sua definição se baseou em um estudo realizado por TVEITEN *et al.* (2007), no qual foi possível estabelecer a curva S-N FAT32 para os dois “hot spots”. A partir da obtenção da curva S-N, foi possível então implementar a análise de fadiga propriamente dita. Foram arbitrados fatores de redução no tempo de operação da embarcação, para levar em consideração o período em que a embarcação permanece inoperante, seja

atracada, seja por motivo de reparo, ou por qualquer outro motivo.

Foi constatado que a acúmulo de dano para a região da Bacia de Campos foi consideravelmente superior quando comparado como o resultado para a Baía de Guanabara, o que está coerente com o que realmente se espera. Espera-se que uma região de mar aberto, com condições de mar mais agressivas, produza acúmulo de dano à fadiga nas estruturas, superior. No entanto, o acúmulo de dano consideravelmente alto para a Bacia de Campos pode ser devido ao fato de a embarcação ter sido projetada e construída para operar apenas em águas abrigadas, ou seja, sujeita a condições ambientais mais brandas.

Para efeito de comparação, foram realizados cálculos de acúmulo de dano tanto para a situação em que se considera a utilização do fator de correção de contagem de ciclos, quanto para a situação em que não se considera a utilização de tal fator. Como foi mostrado na Tabela 4.6 e na Figura 4.19, a hipótese de se assumir processo de banda estreita para o espectro de resposta se mostrou conservadora, produzindo dano acumulado em fadiga superior. Isso ocorreu devido ao fato de os espectros de resposta em tensões terem se mostrado como sendo de banda larga. Neste caso, faz-se necessário o uso do fator de correção de contagem de ciclos.

5.2 Considerações Finais

O objetivo do trabalho é atingido, na medida em que os conceitos teóricos, bem como a metodologia de análise associada ao estudo de caso elaborado a partir de uma situação hipotética, formam um conjunto completo, de modo que a importância deste método e sua aplicabilidade puderam ser demonstrados.

Neste trabalho, foi mostrada principalmente a importância da utilização deste método durante a fase de projeto, onde se pode avaliar diversas possibilidades de perfis de operação nas quais a embarcação poderá operar. Nesta fase, os elementos estruturais críticos podem ser verificados e ajustados para que estejam em conformidade com a região de operação para a qual a embarcação será direcionada. A mudança de perfil de operação de uma embarcação requer análise prévia. Neste trabalho, foi enfatizada apenas a questão da vida em fadiga.

Uma vantagem deste método que pôde ser observada neste trabalho, é a possibilidade de ser aplicado em análise de embarcações do tipo não convencional, como o catamarã.

Como foi mostrado na Figura 4.17, a análise espectral envolve uma quantidade considerável de etapas a serem executadas. Cada etapa exige do executor o domínio adequado das ferramentas envolvidas no processo. Trata-se de uma análise multidisciplinar.

Pelo fato de ter sido utilizado um software de aplicação geral, ficou evidente que uma possível automatização de algumas etapas do processo diminuiria consideravelmente o tempo de análise, contribuindo assim para que este método se torne ainda mais prático e eficiente. Esta possibilidade consta neste trabalho como sugestão para trabalhos futuros.

5.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestão para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Implementação de análise espectral na avaliação do dano em fadiga, considerando perda de espessura devido à corrosão. Com isso consegue-se saber a influência da perda progressiva de espessura, possibilitando o melhor monitoramento da integridade da estrutura;
- Efetuar análise segundo outras metodologias a fim de se mostrar a eficiência do método quando comparado aos outros;
- Realizar estudo paramétrico com o fim de se conhecer a influência de cada parâmetro/etapa do método de análise espectral, e assim identificar as diversas fontes de incertezas inerentes ao processo, possibilitando o melhor controle sobre essas incertezas;
- Automatizar as etapas repetitivas da análise, contribuindo para maior praticidade, possibilitando um enfoque mais amplo na análise, já que o tempo de execução será menor, tornando viável a avaliação de um maior número de “*hot spots*” ao longo da estrutura.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- American Bureau of Shipping. *Guide for Spectral-Based Fatigue Analysis for Vessels*, 2016.
- BAI, Y., JIN, W., 2016, *Marine Structural Design*. 2ed. Massachusetts, Springer.
- BARLTROP, N. D. P., 1998, *Floating Structures: a guide for design and analysis*. Vol. 1. Energy Institute.
- BATALHA, A. F., 2009. *Análise de Fadiga de Estruturas Offshore tipo Topside*. Dissertação de MSc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Bureau Veritas. *Guidelines for Fatigue Assessment of Steel Ships and Offshore Units*, 2016.
- CALLISTER, W. D., 2006, *Materials Science and Engineering – An Introduction*. 7ed. United States of America, John Wiley & Sons, Inc.
- CHAKRABARTI, S. K., 1987, *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computational Mechanics Publications. Southampton, UK, Springer-Verlag.
- CHAKRABARTI, S. K., 2005, *Handbook of Offshore Structures*. Vol. 1. Planfield, USA, Elsevier.
- Det Norske Veritas. *Fatigue Assessment of Ship Structures*, 2014.
- DRUMMEN, I., HOLTSMANN, M. 2014, “Benchmark study of slamming and whipping”, *Ocean Engineering*, vol 86, pp 3-10.
- FALTINSEN, O. M., 1990, *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*. Cambridge University Press.
- FERNANDES, S. A. A., 2009, *Análise de Fadiga de Estruturas Oceânicas*. Dissertação de MSc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- FRICKE, W., PAETZOLD, H., RORUP, J. 2010, “Fatigue Strength of Stiffener end connections: a comparative study of bulb flats and angle bars”. In: *Proceedings of the 11th International Symposium on Practical design of Ships and Other Floating Structures*, PRADS2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, COPPE/UFRJ.
- GUEDES SOARES, C., GARBATOV, Y., VON SELLE, H, 2003, “Fatigue Damage Assessment of Ship Structures Based on The Long-Term Distribution of Local Stresses”, *International Shipbuilding Progress*, v. 50, n. 1 e 2 (April), pp 35-55.
- HAIBACH, E., 1970. *Modified linear damage accumulation hypothesis accounting for a decreasing fatigue strength during increasing fatigue damage*. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, LBF, Darmstadt, TM Nr. 50 [in German].
- HOBACHER, A. F., 2014, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and*

Components. International Institute of Welding. 2ed. Villepinte, Springer.

HUGHES, O. F., PAIK, J. K., 2010, *Ship Structural Analysis and Design*. 1ed. New Jersey, SNAME.

KUKKANEN, T., MIKKOLAB, T. P. J. 2004, "Fatigue Assessment by Spectral Approach for the ISSC Comparative Study of the Hatch Cover Bearing Pad", *Marine Structures*, Vol. 17, pp. 75 – 90.

LASSEN, T., SPAGNOLI, A. 2013, "Fatigue Crack Paths in Shafts Subjected to Bending and Torsion", *International conference on Crack Paths*, 2006.

LATORRE, R. G., HERRINGTON, R. G., 2000, "Design of a 33-knot Aluminum Catamaran Ferry", *Marine Technology*, Vol. 37, n.2 (Spring), pp 88-99.

LEE, J., SEO, J., KIM, M., SHIN, S. *et al.*, 2010, "Comparison of hot spot stress evaluation methods for welded structures", *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, n. 2, pp 200-210.

LI, Z., MAO, W., RINGSBERG, J. W. *et al.* 2014, "A Comparative Study of Fatigue Assessments of Container Ship Structures Using Various Direct Calculation Approaches", *Ocean Engineering*, vol 82, pp 65-74.

MA, B., LAIRD, C., 1989, "Overview of fatigue behavior in copper single crystals-I. Surface morphology and stage I crack initiation sites for tests at constant strain amplitude", *Acta Metal*, Vol 37, n. 2, pp. 325-336.

MRSNIK, M., SLAVIC, J., BOLTEZAR, M., 2012, "Frequency-domain methods for vibration-fatigue-life estimation – Application to real data", *International Journal of Fatigue*, Vol 47, pp 8-17.

NEWLAND, D. E., 1993, *An Introduction to Random Vibrations, Spectral and Wavelet Analysis*. 3ed. New York, Dover Publications.

NGUYEN, K. T., GARBATOV, Y., GUEDES SOARES, C. 2012, "Fatigue Damage Assessment of Corroded oil Tanker Details Based on Global and Local Stress Approaches", *International Journal of Fatigue*, Vol 43, pp. 197-206.

NGUYEN, K. T., GARBATOV, Y., GUEDES SOARES, C. 2012, "Spectral Fatigue Damage assessment of Tanker Deck Structural Detail Subjected to Time-dependent Corrosion", *International Journal of Fatigue*, Vol 48, pp. 147-155.

NIEMI, E. FRICKE, W. MADDOX, S. J., 2006, *Fatigue Analysis of Welded Components*. International Institute of Welding. 1ed. Woodhead Publishing.

OCHI, M. K., 1998, *Ocean Waves – The Stochastic Approach*. New York, Cambridge University.

PAPOULIS, A., PILLAI, S. U., 2002. *Probability, Random Variables, and Stochastic*

Processes. 4ed. Mc GrawHill.

PARIHAR, Y., DOSHI, K., DAN, S., THIRUNAAVUKARASU, S. G., 2017, “Application of Direct Hydrodynamic loads in Spectral Fatigue Analysis”. In: *Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2017*.

PINHEIRO, B. C., *Fadiga de Estruturas Oceânicas*. Notas de aula de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2017.

PINHO, A. L. S., 2001. *Redução de tensões em Risers Rígidos de Plataformas TLP*. Dissertação de MSc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

SAHASAKKUL, W., ARABLOUEL, A., SARI, A., 2016, “Comparison of Fatigue Calculations Methods for Structural Integrity Assessment of Offshore Structures”. In: *Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA.

SCHIJVE, J., 2009, *Fatigue of Structures and Materials*. 2ed. Springer.

SHEHZAD, K., HUILONG, R., GUOQING, F., 2013, “Study on Spectral Fatigue Assessment of Trimaran Structures”, *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*, Vol 5, pp1015-1021.

Ship structure Committee - 410, 2000, *Fatigue of Alumminum Structural Weldments*.

SOUZA, G. F. M., AYYUB, B. M., 2000. “Probabilistic Fatigue Life Prediction for Ship Structures Using Fracture Mechanics”, *Naval Engineers Journal*, Vol 112, pp 375-397.

STORHAUG, G., MOE, E., 2007. “Measurements of wave induced vibrations onboard a large container vessel operating in harsh environment”, In: *Proceedings of the 10th International Symposium on Practical Design of Ships and other Floating Structures*, Houston, USA, pp.64–72.

TVEITEN, B. W., WANG, X., BERGE, S., 2007. “Fatigue Assessment of Aluminum Ship Details by Hot-Spot”, *SNAME 2007*.

VANMARKE, E. H., 1972, “Properties of Spectral moments with applications to random vibration”, *Journal of the Engineering Mechanics Division*. In: *Proceedings of the American Society of Civil Engineerings*, Vol 98, pp 425-446.

XIANG-CHUN, L., GUO-QING, F., HUI-LONG, R. 2006, “Study on the application of spectral fatigue analysis”, *Journal of Marine Science and Application*, Vol 5, n. 2 (June), pp. 42-46.

YANG, M., SUN, Z., LIU, J., 2014, “Fatigue Strength Assessment of Typical Spots in Wave-Piercing Catamaran (WPC) Based on Spectral Method”. In: *Proceedings of the twenty-fourth International Ovean and Polar Engineering Conference*, Busan, Korea.

APÊNDICE - A

PARÂMETROS ESPECTRAIS PARA BAIÁ DE GUANABARA - “HOT SPOTS” 1 E 2

Altura Significativa $H_s = 0,5m$														
“hot spot” 1														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	16,2	9,2	5,0	2,9	1,8	1,1	0,8	0,5	0,4	0,3	0,2	0,2	0,2	0,1
m_2	98,1	48,6	24,7	13,5	7,9	4,9	3,2	2,1	1,5	1,1	0,8	0,6	0,5	0,4
m_4	704,1	317,8	154,3	81,9	47,0	28,8	18,5	12,5	8,7	6,2	4,6	3,4	2,6	2,1
ϑ_0	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
ε	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,7

Figura A1 – parâmetros espectrais para “hot spot” 1 - $H_s = 0,5m$

Altura Significativa $H_s = 1m$														
“hot spot” 1														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	64,8	36,7	20,2	11,6	7,1	4,5	3,1	2,2	1,6	1,2	1,0	0,8	0,7	0,6
m_2	392,3	194,6	98,9	53,9	31,4	19,4	12,6	8,5	6,0	4,3	3,2	2,4	1,9	1,5
m_4	2816,5	1271,4	617,2	327,7	188,1	115,1	74,1	49,8	34,7	24,9	18,3	13,8	10,6	8,2
ϑ_0	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
ε	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,7

Figura A2 – parâmetros espectrais para “hot spot” 1 - $H_s = 1m$

Altura Significativa $H_s = 1,5m$														
“hot spot” 1														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	145,8	82,6	45,4	26,1	15,9	10,2	6,9	4,9	3,6	2,7	2,2	1,8	1,5	1,3
m_2	882,7	437,8	222,5	121,2	70,7	43,7	28,4	19,2	13,5	9,7	7,2	5,4	4,2	3,3
m_4	6337,1	2860,6	1388,6	737,2	423,2	258,9	166,8	112,2	78,1	56,0	41,2	31,0	23,8	18,5
ϑ_0	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
ε	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,7

Figura A3 – parâmetros espectrais para “hot spot” 1 - $H_s = 1,5m$

Altura Significativa $H_s = 2m$														
"hot spot" 1														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	259,2	146,9	80,6	46,4	28,3	18,2	12,3	8,7	6,4	4,9	3,9	3,2	2,6	5,4
m_2	1569,2	778,2	395,6	215,4	125,6	77,7	50,5	34,2	23,9	17,3	12,8	9,7	7,4	53,7
m_4	11266,0	5085,6	2468,7	1310,7	752,3	460,2	296,6	199,4	138,9	99,6	73,3	55,1	42,2	890,3
ϑ_0	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,5
ε	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,6

Figura A4 – parâmetros espectrais para "hot spot" 1 - $H_s = 2m$

Altura Significativa $H_s = 0,5m$														
"hot spot" 2														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	10,5	6,4	3,9	2,4	1,6	1,1	0,9	0,7	0,5	0,5	0,4	0,4	0,4	0,4
m_2	66,3	33,3	17,4	9,7	5,8	3,7	2,4	1,7	1,2	0,9	0,7	0,5	0,4	0,3
m_4	507,8	226,1	110,0	58,6	33,8	20,7	13,4	9,0	6,3	4,5	3,3	2,5	1,9	1,5
ϑ_0	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
ε	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,9

Figura A5 – parâmetros espectrais para "hot spot" 2 - $H_s = 0,5m$

Altura Significativa $H_s = 1m$														
"hot spot" 2														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	42,0	25,8	15,4	9,6	6,4	4,5	3,4	2,7	2,2	1,9	1,8	1,7	1,6	1,5
m_2	265,1	133,2	69,6	38,9	23,2	14,6	9,7	6,7	4,8	3,5	2,7	2,1	1,6	1,3
m_4	2031,3	904,4	439,8	234,4	135,0	82,9	53,5	36,1	25,2	18,1	13,3	10,0	7,7	6,0
ϑ_0	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
ε	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,9

Figura A6 – parâmetros espectrais para "hot spot" 2 - $H_s = 1m$

Altura Significativa $H_s = 1,5m$														
"hot spot" 2														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	94,4	57,9	34,7	21,7	14,4	10,2	7,7	6,0	4,9	4,3	4,0	3,8	3,6	3,3
m_2	596,4	299,7	156,5	87,4	52,2	32,9	21,8	15,1	10,8	7,9	6,0	4,7	3,7	3,0
m_4	4570,4	2034,9	989,6	527,5	303,8	186,4	120,4	81,1	56,6	40,7	30,0	22,6	17,3	13,5
ϑ_0	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
ε	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,9

Figura A7 – parâmetros espectrais para "hot spot" 2 - $H_s = 1,5m$

Altura Significativa $H_s = 2m$														
"hot spot" 2														
T_p	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
m_0	167,9	103,0	61,6	38,6	25,6	18,1	13,6	10,7	8,8	7,7	7,1	6,7	6,3	5,9
m_2	1060,2	532,7	278,3	155,5	92,7	58,5	38,8	26,8	19,1	14,1	10,7	8,3	6,6	5,3
m_4	8125,1	3617,7	1759,4	937,7	540,1	331,4	214,1	144,2	100,6	72,3	53,3	40,1	30,8	24,0
ϑ_0	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
ε	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,9

Figura A8 – parâmetros espectrais para "hot spot" 2 - $H_s = 2m$