

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ALEXANDRE PERSUHN MORAWSKI

**ESTIMAÇÃO DA VIDA DE FADIGA DE TUBULAÇÕES DE
TRANSPORTE DE PETRÓLEO SUJEITAS A CARREGAMENTOS
ESTOCÁSTICOS**

VITÓRIA
2013

ALEXANDRE PERSUHN MORAWSKI

**ESTIMAÇÃO DA VIDA DE FADIGA DE TUBULAÇÕES DE
TRANSPORTE DE PETRÓLEO SUJEITAS A CARREGAMENTOS
ESTOCÁSTICOS**

Projeto de Graduação apresentado ao
Corpo Docente do Departamento de
Engenharia Mecânica da Universidade
Federal do Espírito Santo, como parte
dos requisitos para obtenção do grau de
Bacharel em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. D. Sc. Geraldo Rossoni
Sisquini.

**VITÓRIA
2013**

ALEXANDRE PERSUHN MORAWSKI

**ESTIMAÇÃO DA VIDA DE FADIGA DE TUBULAÇÕES DE
TRANSPORTE DE PETRÓLEO SUJEITAS A CARREGAMENTOS
ESTOCÁSTICOS**

Projeto de Graduação apresentado ao Corpo Docente do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como parte dos requisitos para obtenção do grau de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Aprovada em 18 de setembro de 2013.

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof. D. Sc. Geraldo Rossoni Sisquini – Orientador
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. D. Sc. Carlos Friedrich Loeffler Neto
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. D. Sc. Luciano de Castro Lara
Universidade Federal do Espírito Santo

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais Alexandre Morawski e Cristina Persuhn por serem os principais responsáveis por quem eu sou.

Ao meu orientador Geraldo Rossoni Sisquini por todo o apoio e suporte proporcionado no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFES por toda a base necessária a minha formação, e a ANP e ao PRH-29 pela oportunidade e apoio financeiro.

A minha namorada Thainna Waldburger por todo o incentivo e auxílio sempre que precisei.

RESUMO

São apresentados dois métodos para estimação de vida de fadiga de tubulações de transporte de petróleo sob carregamentos estocásticos. Um desses métodos utiliza uma análise no domínio da frequência, sem considerar trincas iniciais. Os momentos da função densidade espectral de energia, característicos da análise no domínio da frequência, são calculados e aplicados no modelo de Tovo-Benasciutti para estimar a vida de fadiga. O outro método considera a presença de trincas iniciais e é baseado na mecânica da fratura. A propagação de trinca é estimada através do modelo de fechamento de trinca de Elber em conjunto com a lei de Paris-Erdogan. Para exemplificar a aplicabilidade desses métodos é utilizada uma tubulação sob um carregamento estocástico fictício, que foi simulado com frequência de amostragem de 0,5 Hz. Todos os cálculos são feitos em ambiente computacional, através do programa Matlab. Os resultados dos dois métodos são comparados, exaltando suas respectivas qualidades e restrições, assim como as possíveis aplicações destes para estimação de vida de fadiga em tubulações na indústria do petróleo.

Palavras-chave: Fadiga. Tubulações de petróleo. Domínio da frequência. Propagação de trincas.

ABSTRACT

Two methods are presented for fatigue life prediction of petroleum transportation pipes under stochastic loads. One of these methods uses a frequency domain analysis, without initial crack account. The moments of the power spectral density function, characteristic of a frequency domain analysis, are calculated and applied in Tovo-Benasciutti method to predict the fatigue life. The other method accounts initial cracks and is based on fracture mechanics. The crack propagation is predicted using Elber's crack closure model and Paris-Erdogan law. A pipe under a not real stochastic load, which is simulated using sampling frequency of 0,5 Hz, is used to exemplify the methods applicability. All calculations are done in computational environment, through the Matlab software. The results predicted by the two methods are comparatively evaluated, exalting their respective qualities and restrictions, even as their possible applications for fatigue life prediction of petroleum industry pipes.

Keywords: Fatigue. Petroleum pipes. Frequency domain. Crack propagation.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Elementos básicos em um projeto de fadiga	20
Figura 3.2 - Carregamento de tensões alternadas	22
Figura 3.3 - Carregamento de tensões repetidas	22
Figura 3.4 - Carregamento randômico	23
Figura 3.5 - Carregamento real de uma estrutura offshore	24
Figura 3.6 - Típica curva S-N	25
Figura 3.7 - Curva S-N de material que possui limite de fadiga	26
Figura 3.8 - Curva S-N de material que não possui limite de fadiga	26
Figura 3.9 - Curva S-N real e modelada	27
Figura 3.10 - Curva S-N utilizando probabilidade de falha	28
Figura 3.11 - Blocos de tensões alternantes	29
Figura 4.1 - Espectro de amplitudes de ciclos de tensões	31
Figura 4.2 - Curva S-N de amplitude constante	31
Figura 5.1 - Ciclos tensão-deformação	34
Figura 5.2 - Picos e passagens por zeros	35
Figura 5.3 - Analogia entre o método Rainflow e o telhado Pagoda	36
Figura 5.4 - Processo de picos e vales	36
Figura 5.5 - Contagem de ciclos Rainflow	37
Figura 5.6 - Terminologia de parâmetro de fadiga	38
Figura 5.7 - Exemplo do método Rainflow	41
Figura 5.8 - Estimação de vida de fadiga no domínio do tempo	43
Figura 5.9 - Exemplo de PSD obtida através de um carregamento no tempo	44
Figura 5.10 - Processo para estimação de vida de fadiga no domínio da frequência	45
Figura 5.11 - PDF para um processo gaussiano	46
Figura 5.12 - Conjunto de amostras de carregamento randômicos	47
Figura 5.13 - Propriedades estatísticas através do conjunto	47
Figura 5.14 - Carregamentos no tempo e respectivas PSDs	48
Figura 5.15 - Análise de Fourier	49

Figura 5.16 - Obtenção da PSD através da FFT	50
Figura 5.17 - Momentos de uma PSD	51
Figura 5.18 - Cruzamentos de nível zero e picos	52
Figura 6.1 - Placa com falha carregada uniaxialmente	58
Figura 6.2 - Perfil de tensão próximo a uma trinca	59
Figura 6.3 - Modos de propagação de trinca	60
Figura 6.4 - Valores de β para um cilindro sujeito a pressão interna	61
Figura 6.5 - Campo de tensões na ponta da trinca	62
Figura 6.6 - Aumento do comprimento de trinca em função do ΔK_I	64
Figura 6.7 - Curva da/dN por ΔK_I	64
Figura 6.8 - Diferentes atrasos dependendo da sequência do pico no ciclo de carga	69
Figura 6.9 - Zona plástica na ponta da trinca no modelo de Wheeler	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 - Ciclos contados	42
Tabela 7.1 - Propriedades e dimensões da tubulação	74
Tabela 7.2 - Parâmetros utilizados para a geração do carregamento	78
Tabela 8.1 - Parâmetros do carregamento calculados	84
Tabela 8.2 - Estimação de vida de fadiga para o caso I	84
Tabela 8.3 - Estimação de vida com parâmetro β constante sem fechamento de trinca	86
Tabela 8.4 - Estimação de vida com parâmetro β variável sem fechamento de trinca	86
Tabela 8.5 - Estimação de vida com parâmetro β constante com fechamento de trinca	87
Tabela 8.6 - Estimação de vida com parâmetro β variável com fechamento de trinca	87
Tabela 9.1 - Diferenças percentuais de β calculadas	89
Tabela 9.2 - Comparativo do tempo de simulação com fechamento de trinca	90
Tabela 9.3 - Comparativo da vida de fadiga estimada com fechamento de trinca	90
Tabela 9.4 - Diferenças percentuais do tempo de simulação	91
Tabela 9.5 - Comparativo do tempo de simulação em função do tamanho de trinca inicial	92
Tabela 9.6 - Comparativo da vida com parâmetro β variável com e sem fechamento de trinca	92
Tabela 9.7 - Vida de fadiga estimada com o tamanho de trinca	93

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 8.1 - Distribuição de pressão interna da simulação	82
Gráfico 8.2 - Histograma da pressão interna da simulação	83
Gráfico 8.3 - Distribuição de tensão circunferencial da simulação	83
Gráfico 8.4 - Distribuição das faixas de carga	85
Gráfico 9.1 - Comparação entre os valores e o polinômio	88
Gráfico 9.2 - Comparação entre os valores e o polinômio completo	89
Gráfico 9.3 - Vida de fadiga estimada com o tamanho de trinca	94
Gráfico B.1 - Curva S-N do aço BS 4360 Gr-50D	111

NOMENCLATURA

a	Comprimento da trinca
a_0	Comprimento inicial da trinca
a_f	Tamanho final da trinca
a_p	Distância da ponta da trinca à interface elástica-plástica
b	Fator de peso do modelo Tovo-Benasciutti
c	Metade da largura da trinca
C	Coeficiente da Equação de Paris-Erdogan
d	Diâmetro interno da tubulação
da/dN	Taxa de propagação de trinca por ciclos
D	Dano de fadiga
D_i	Frações de dano
D_1	Função do modelo de Dirlik
D_2	Função do modelo de Dirlik
D_3	Função do modelo de Dirlik
$\bar{D}$	Intensidade de dano
$\bar{D}_{BE}$	Intensidade de dano para banda estreita
$\bar{D}_{DK}$	Intensidade de dano pelo modelo de Dirlik
$\bar{D}_{TB}$	Intensidade de dano pelo modelo de Tovo-Benasciutti
$\bar{D}_{ZB}$	Intensidade de dano pelo modelo de Zhao-Baker
e	Espessura da parede da tubulação
f	Frequência em Hz
k	Coeficiente da curva S-N
K_I	Fator intensidade de tensão
K_{IC}	Fator intensidade de tensão crítico
K_t	Fator de concentração de tensão
K_{max}	Fator de intensidade de tensão máximo
K_{min}	Fator de intensidade de tensão mínimo
K_{op}	Fator intensidade de tensão da tensão de abertura da trinca
m	Expoente da curva S-N

m'	Expoente da Equação de Paris-Erdogan
m_i	Momentos Espectrais da PSD
n	Expoente de forma do modelo de Wheeler
N	Número de ciclos para a falha
N_0	Taxa de cruzamentos de nível zero e/ou nível médio
N_f	Número de ciclos para a falha
N_p	Taxa de picos
$p(S)$	Distribuição de carga
P	Pressão interna
Q	Função do modelo de Dirlik
r	Coordenada polar a partir da ponta da trinca
R	Razão de tensão
R'	Função do modelo de Dirlik
R_p	Extensão da zona de escoamento na ponta da trinca
S	Tensão
S_a	Amplitude de tensão
S_c	Tensão circunferencial
S_e	Tensão de escoamento
S_l	Tensão longitudinal
S_m	Tensão média
S_{max}	Tensão máxima
S_{min}	Tensão mínima
S_{op}	Tensão de abertura da trinca
t	Tempo em segundos
T	Período de tempo
U	O parâmetro do modelo de Elber
W	Função do modelo de Zhao-Baker
Z	Função do modelo de Dirlik
α	Fator de irregularidade
α_i	Parâmetros de largura de banda
β	Fator de modificação de intensidade de tensão
β'	Função do modelo de Zhao-Baker

γ	Constante da Equação de Walker
$\Gamma(\cdot)$	Função gamma
ΔS	Faixa de tensão
ΔK_{ef}	Faixa do fator intensidade de tensão efetiva
ΔK_I	Faixa do fator intensidade de tensão
$(\Delta K_I)_{lim}$	Faixa do fator intensidade de tensão limite
$\overline{\Delta K}$	Faixa do fator intensidade de tensão equivalente
θ	Coordenada polar a partir da ponta da trinca
θ'	Função do modelo de Zhao-Baker
μ_S	Média das tensões
σ	Tensão Normal
σ_{ij}	Campo de tensão normal na ponta da trinca
σ^2_S	Variância das tensões
ϕ_a	O parâmetro de atraso do modelo de Wheeler
ω	Frequência em rad/s

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	15
2. OBJETIVOS	18
2.1. Objetivos Gerais	18
2.2. Objetivos Específicos	18
3. FALHA POR FADIGA	19
3.1. Fadiga	19
3.2. Cargas Dinâmicas	21
3.3. A Curva S-N	24
4. DANO DE FADIGA: A REGRA DE PALMGREN-MINER	30
5. MÉTODO RAINFLOW DE CONTAGEM DE CICLOS	34
5.1. Definição	34
5.2. Definição Prática	38
5.3. Método Rainflow no Domínio do Tempo	43
5.4. Método Rainflow no Domínio da Frequência	44
5.4.1. Aspectos Importantes de Carregamentos Randômicos	45
5.4.2. Transformada de Fourier	49
5.4.3. Momentos da Função Densidade Espectral de Energia	50
5.4.4. Zeros, Picos e Fator de Irregularidade de uma PSD	51
5.4.5. Estimação de Dano de Fadiga	53
5.4.6. Modelos Utilizados para Estimar a Vida de Fadiga	53
5.4.7. Modelo de Dirlik	54
5.4.8. Modelo de Zhao-Baker	55
5.4.9. Modelo de Tovo-Benasciutti	56
6. MECÂNICA DA FRATURA	58
6.1. Considerações Iniciais	58
6.2. Mecânica da Fratura Linear Elástica	60
6.2.1. Introdução à MFLE	60
6.2.2. Propagação de Trincas de Fadiga pela MFLE	63
6.2.3. Lei de Paris-Erdogan	65

6.2.4. Equação de Walker	67
6.2.5. Equação de Forman	67
6.3. Propagação de Trincas de Fadiga sob Carregamento de Amplitude Variável	68
6.3.1. Modelo de Wheeler	70
6.3.2. Modelo de Elber	71
7. METODOLOGIA	74
7.1. Métodos Adotados	74
7.1.1. Método Escolhido para o Caso I	75
7.1.2. Método Escolhido para o Caso II	76
7.2. Simulação de Carregamento	77
7.3. Aplicação do Método Tovo-Benasciutti	79
7.4. Aplicação do Modelo de Elber	80
8. RESULTADOS	82
8.1. Simulação do Carregamento	82
8.2. Estimação de Vida de Fadiga para o Caso I	84
8.2.1. Parâmetros de Banda	84
8.2.2. Vida de Fadiga Estimada	84
8.3. Estimação de Vida de Fadiga para o Caso II	85
8.3.1. Faixas de Carga	85
8.3.2. Parâmetro β Constante Sem Fechamento de Trinca	85
8.3.3. Parâmetro β Variável Sem Fechamento de Trinca	86
8.3.4. Parâmetro β Constante Com Fechamento de Trinca	87
8.3.5. Parâmetro β Variável Com Fechamento de Trinca	87
9. ANÁLISES	88
9.1. Polinômio do Parâmetro β	88
9.2. Comparativo do Tempo de Simulação	91
9.3. Vida de Fadiga Estimada em Função do Fechamento de Trincas	92
9.4. Vida de Fadiga em Função do Tamanho de Trinca Inicial	93
10. CONSIDERAÇÕES FINAIS	95
11. REFERÊNCIAS	98
APÊNDICE	101

1. INTRODUÇÃO

Desde a Antiguidade os dutos já eram utilizados para transportar líquidos, no caso dos chineses com os bambus, os egípcios e astecas com dutos em material cerâmico e os gregos e romanos com o emprego de tubos de chumbo. O primeiro oleoduto tem origem em 1865, e ligava um campo de produção a uma estação de carregamento de vagões, cobrindo uma distância de 8 km na Pensilvânia, EUA. No Brasil, o primeiro oleoduto que se tem registro foi construído na Bahia, com 1 km de extensão, ligando a "Refinaria Experimental de Aratu" ao Porto de Santa Luzia, com início de operação em 1942.

Segundo dados da TRANSPETRO, atualmente o Brasil possui uma rede dutoviária de aproximadamente 22.000 km, que tende a crescer devido às projeções de aumento de produção das empresas exploradoras de petróleo. Em 2012 a produção nacional de petróleo e gás natural foi de aproximadamente 2,6 milhões de barris de óleo equivalente por dia (boe/dia). As tubulações de transporte de petróleo são seguras e eficientes e, portanto o meio de transporte preferencial para suprir tanto as refinarias quanto os consumidores de derivados. Podem ser utilizados para o transporte tanto de pequenas quando de grande distancias.

A integridade estrutural de tubulações representa um fator importante na confiabilidade do transporte do petróleo e de seus derivados. Para apurar essa integridade são essenciais às análises de fadiga.

Desde os primórdios o homem aprendeu que dobrando alternadamente um pedaço de madeira ou metal, com certa amplitude, este poderia quebrar. Este fenômeno viria a se chamar fadiga, do latim "*fatigare*" que significa cansaço, pois a falha ocorre depois de um longo período de repetidas tensões ou deformações. A fadiga ocorre em estruturas ou elementos sujeitos a tensões dinâmicas e flutuantes, mesmo essas estando dentro do regime elástico do material. Esta é a forma de falha mais comum entre os metais, sendo estimada em aproximadamente 90% (CALLISTER, 2007).

As análises de fadiga são baseadas em técnicas que vem sendo desenvolvidas nos últimos 100 anos. As primeiras investigações sobre o fenômeno são relatadas em

1829 por Wilhelm August Julius Albert, um engenheiro de minas alemão, que realizou estudos de carregamento cíclicos em correntes de ferro. Com o rápido desenvolvimento do sistema ferroviário no século XIX, as falhas por fadiga em eixos ferroviários se tornaram um problema disseminado. Apesar de os eixos serem feitos de aço dúctil, estes fraturavam de maneira frágil e repentina. W. J. M. Rankine, um engenheiro ferroviário britânico, publicou em 1843 o artigo “As Causas da Ruptura Inesperada de Munhões de Eixos Ferroviários” em que relatava que os materiais se fragilizavam devido às tensões flutuantes. A primeira investigação científica foi realizada pelo também engenheiro alemão August Wöhler no período de 1852 a 1870. O resultado de seu trabalho caracterizou o fenômeno de fadiga em termos de curvas de tensão versus número de ciclos (S-N) (futuramente apelidado de curva de Wöhler) e a existência de um limite de resistência à fadiga para aços, conceitos que serão explicados posteriormente neste trabalho (ARIDURU, 2004).

Devido à natureza repentina das falhas por fadiga, o objetivo dos novos métodos de análise é prever a vida de fadiga de um elemento, minimizando assim a probabilidade de falha e consequentes danos. No entanto, descrever o comportamento de um material sujeito à fadiga é extremamente complicado, pois depende de vários fatores, onde os mais importantes são a fabricação, as propriedades do material e as condições reais de carregamento. Inicialmente as projeções teóricas de vida de fadiga eram realizadas através do método Rainflow de contagem de ciclos no domínio do tempo em conjunto com a regra de acúmulo de dano linear de Palmgreen-Miner. Este método é amplamente utilizado na indústria devido aos seus resultados. Em busca de métodos mais rápidos, começaram a utilizar o método Rainflow no domínio da frequência, que também tem a vantagem de trabalhar com pequenas amostragens de dados. Atualmente os métodos Rainflow no domínio da frequência vêm sendo aperfeiçoados, buscando maiores precisões e rapidez nos cálculos (ARIDURU, 2004). Em paralelo, há o método de propagação de trincas, que é ideal para ser utilizado em análises de estruturas com a presença prévia de defeitos.

Um vazamento de petróleo acarreta além de uma grande perda econômica, em graves danos ambientais e em possíveis fatalidades, devido a sua natureza inflamável. Embora os acidentes com as tubulações não aconteçam tão

frequentemente, com o passar dos anos e o consequente envelhecimento das tubulações, a probabilidade de o material falhar aumenta.

Neste trabalho serão utilizados dois métodos de estimação de vida de fadiga: Para o caso de não haver trincas a priori, será utilizado um método atual de Rainflow no domínio da frequência; e para o caso de haver trincas a priori, será utilizado um método de propagação de trincas.

2. OBJETIVOS

2.1. OBJETIVO GERAL

Este trabalho tem como objetivo a estimação de vida de fadiga para garantir a integridade e confiabilidade de tubulações de transporte de petróleo, através de um método atual de Rainflow no domínio da frequência e um método de propagação de trincas.

2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Detalhar a falha por fadiga, seus conceitos e definições, apresentando as teorias utilizadas para projetos de fadiga, uma aproximação pela mecânica da fratura, os tipos de carregamentos e seus respectivos ciclos e tensões (curvas $S-N$);
- Explicar sobre o método de Rainflow de contagem de ciclos, como este surgiu, como é utilizado em conjunto com a regra de acúmulo de dano linear de Palmgreen-Miner, e sua aplicação no domínio da frequência;
- Explicar a abordagem de estimação de vida de fadiga através de métodos de propagação de trinca;
- Demonstrar a aplicabilidade dos dois métodos em uma simulação de uma tubulação de transporte de petróleo sujeito a um carregamento estocástico fictício em ambiente MATLAB.

3. FALHA POR FADIGA

3.1. FADIGA

Fadiga é um modo de falha que ocorre em estruturas e elementos de máquinas sujeitos a tensões dinâmicas e flutuantes. Nestas circunstâncias é possível que a falha do material ocorra a uma tensão consideravelmente baixa em relação à tensão limite de escoamento do material (CALLISTER, 2007).

A natureza desta falha se deve ao fato de haver regiões microscópicas onde a tensão local é muito maior que a tensão média que o elemento está sujeito. A ocorrência desta alta tensão local cíclica leva a formação de minúsculas trincas. Estas trincas provocam um aumento da tensão em suas extremidades, o que provoca a extensão destas trincas formando um ciclo vicioso. Este processo ocorre até a área da seção transversal ser reduzida a um ponto onde não suporta mais a tensão, e então se rompe repentinamente. A fratura devido à fadiga é semelhante a uma fratura frágil, mesmo o material sendo considerado dúctil (HIBBELER, 2012).

A origem da trinca ocorre geralmente em alguma descontinuidade no material, onde será atuante a tensão local máxima. Entre as principais fontes de descontinuidades estão:

- Mudanças bruscas de seção, furos e entalhes são fontes de concentração de tensão;
- Elementos rolantes ou deslizantes sujeitos às altas pressões de contato podem causar pitting ou esfoliações na superfície;
- Defeitos de acabamento como riscos e rebarbas, montagem impropria;
- Defeitos de fabricação em fundições, soldagens, extrusões, laminações, presença de partículas duras, segregação de ligas, vazios e descontinuidades da estrutura cristalina.

Além disso, algumas condições podem acelerar a formação de trincas. Entre elas estão: Tensão residual, alta temperatura, temperaturas cíclicas, ambiente corrosivo e tensões cíclicas de alta frequência (SHIGLEY, 2006).

Devido ao fato da fadiga ser um dos principais fontes de falhas mecânicas, ela é um dos aspectos mais óbvios no projeto de estruturas. Segundo Rice et al. (1988), existem elementos básicos (figura 3.1) em um processo de projeto de fadiga, de acordo com o fluxograma a seguir:

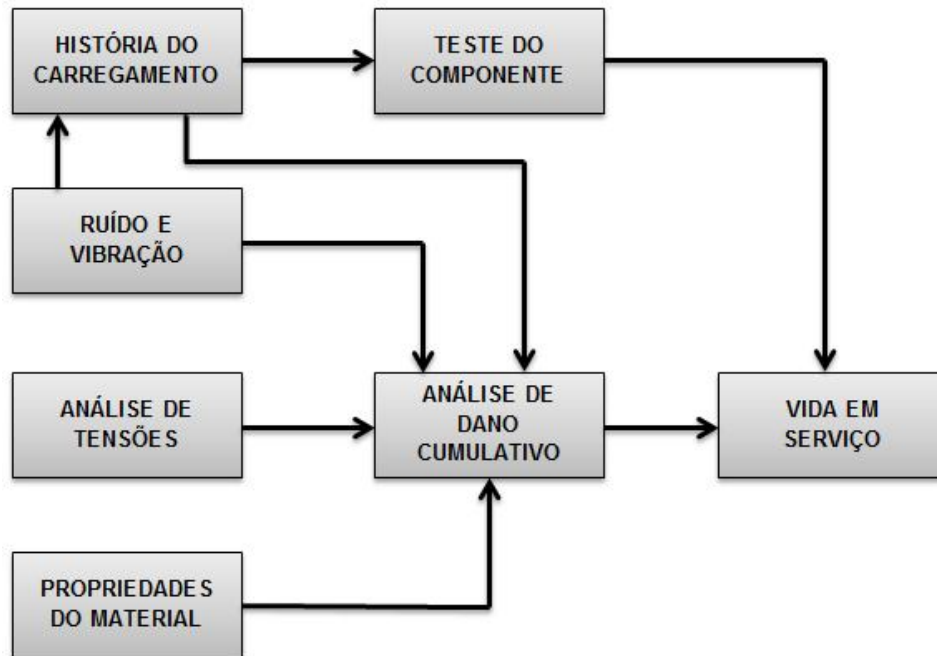


Figura 3.1 - Elementos básicos em um projeto de fadiga
Fonte: Modificado de Rice et al. (1988)

De acordo com Rice et al. (1988), estes elementos básicos tem a seguinte definição:

- **História do carregamento, ruído e vibração:** Primeiramente é obtida uma descrição do ambiente de serviço do componente em análise. O objetivo é desenvolver uma representação realista dos carregamentos, deformações, tensões e vibrações que o componente estará sujeito durando sua vida em serviço;
- **Análise de tensões:** A forma de um componente ou suas condições de contorno irão determinar como este reagirá aos carregamentos impostos em serviço;
- **Propriedades do material:** Um requisito fundamental para uma análise de durabilidade é o conhecimento da relação entre tensão, deformação e vida de fadiga para o material considerado. Fadiga é um fenômeno altamente local que depende muito das tensões e deformações que

ocorrem em regiões críticas do componente. Esta relação entre tensões e deformações uniaxiais para um determinado material é única, e na maioria dos casos independe da localização. Portanto um corpo de prova, do material em questão, testado em laboratório sob condições axiais simples pode ser utilizado para refletir corretamente o comportamento de um elemento em uma área crítica do componente;

- **Análise de dano cumulativo:** Esta análise consiste de passos relacionados como foi observado na figura 3.1. A combinação da história do carregamento, análise de tensões e propriedades do material pode ser utilizado para simular as respostas em regiões críticas do componente. Através deste processo é possível obter boas estimativas das amplitudes de tensões locais, tensões médias e deformações relativas a cada evento da história do carregamento. A partir disto métodos podem ser utilizados para estimar os danos respectivos a estes eventos;
- **Teste do componente:** É necessário em algum estágio do projeto para ter confiança em seu desempenho em serviço. Testes de componentes são comuns atualmente nas indústrias altamente competitivas, visando redução de peso e custos de produção em conjunto com a necessidade de evitar falhas custosas.

3.2. CARGAS DINÂMICAS

Qualquer carga que varia com o tempo tem potencial para causar falhas por fadiga. As características destes carregamentos podem variar substancialmente de uma aplicação a outra. Em máquinas rotativas, as cargas tendem a ter amplitudes constantes com o tempo e repetidas com alguma frequência. Já em elementos em serviço as cargas tendem a variar bastante suas amplitudes e frequências com o tempo, podendo ser até randômicas de natureza (NORTON, 2006).

De acordo com Callister (2007), normalmente são possíveis três diferentes modelos de carregamento dinâmicos:

- **Carregamento de tensões alternadas:** Carregamento de forma senoidal onde a amplitude é simétrica ao nível de tensão média, que neste caso é o zero. Um exemplo pode ser visto na figura 3.2.

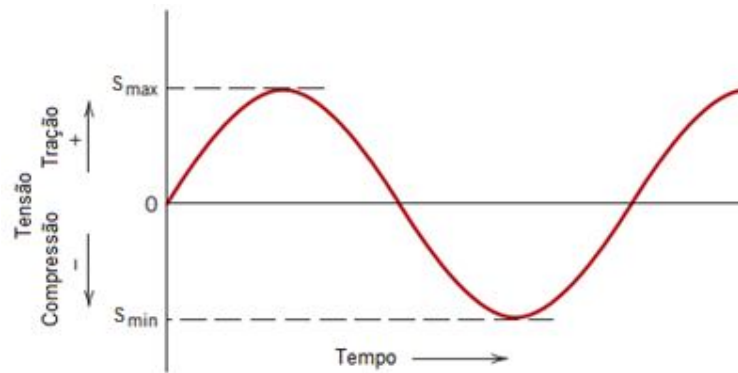


Figura 3.2 - Carregamento de tensões alternadas
Fonte: Modificado de Callister (2007)

- **Carregamento de tensões repetidas:** Carregamento de forma senoidal onde a amplitude é assimétrica ao nível de tensão zero, como pode ser percebido na figura 3.3 abaixo:

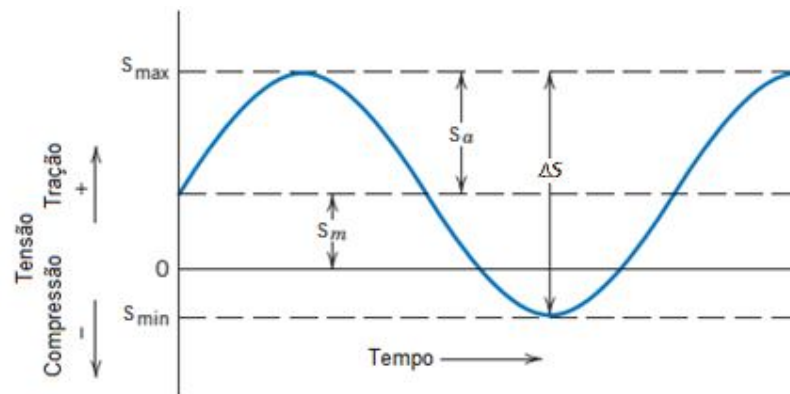


Figura 3.3 - Carregamento de tensões repetidas
Fonte: Modificado de Callister (2007)

Onde S_m é a tensão média representada pela seguinte equação:

$$S_m = \frac{S_{max} + S_{min}}{2} \quad (3.1)$$

A faixa de tensão ΔS é dado pela diferença entre a tensão máxima e a mínima:

$$\Delta S = S_{max} - S_{min} \quad (3.2)$$

E por fim a amplitude de tensão S_a que pode ser dada pela expressão abaixo:

$$S_a = \frac{S_{max} - S_{min}}{2} \quad (3.3)$$

- **Carregamento randômico:** O nível de tensão varia randomicamente tanto em amplitude como em frequência. Um exemplo pode ser visto na figura 3.4.

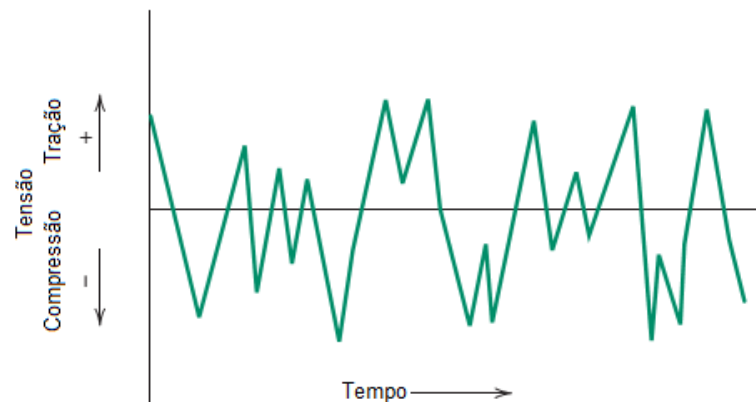


Figura 3.4 - Carregamento randômico
Fonte: Modificado de Callister (2007)

Os parâmetros de carregamentos de tensões repetidas e de tensões alternantes são facilmente determinados e, portanto, a vida de fadiga de estruturas ou equipamentos sujeitos a tais carregamentos é facilmente determinada através do uso dos conhecidos diagramas de Gerber, Goodman e Soderberg.

Mas segundo Norton (2006), as características dos carregamentos de elementos em serviço não são facilmente obtidas. Isto porque os padrões destes carregamentos podem ser randômicos ou semi-randômicos. Nestes casos a melhor maneira de obter dados é através da medição em elementos em serviço ou através de

simulações. Um exemplo de um carregamento randômico real pode ser visto a seguir (figura 3.5):

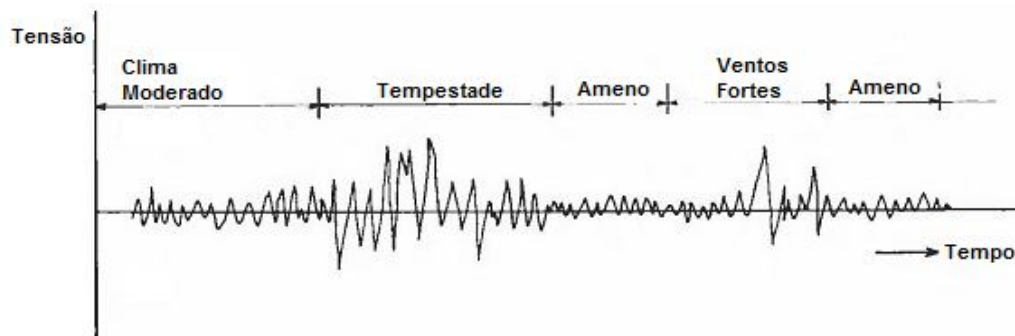


Figura 3.5 - Carregamento real de uma estrutura offshore
Fonte: Modificado de Norton (2006)

Dados destes tipos de carregamentos são utilizados em programas de simulações computacionais que calculam o dano cumulativo de fadiga baseados em modelos falha por fadiga.

Mais detalhes sobre aspectos de carregamentos randômicos serão tratados futuramente neste trabalho.

3.3. A CURVA S-N

A curva S-N ou curva de Wöhler, como também é conhecida, é um gráfico que relaciona uma amplitude de tensão alternada, S, com o respectivo número de ciclos para a falha, N.

Segundo Ariduru (2004), desde o conhecido trabalho do engenheiro Wöhler na Alemanha, começando na década de 1850, engenheiros têm utilizado as curvas S-N para prever falhas por fadiga. Os dados são obtidos através de testes de laboratório, e plotados em um gráfico formando uma curva de tensão versus número de ciclos para a falha. Abaixo esta representada uma típica curva S-N (figura 3.6), onde as setas indicam que o elemento não falhou em 10^7 ciclos.

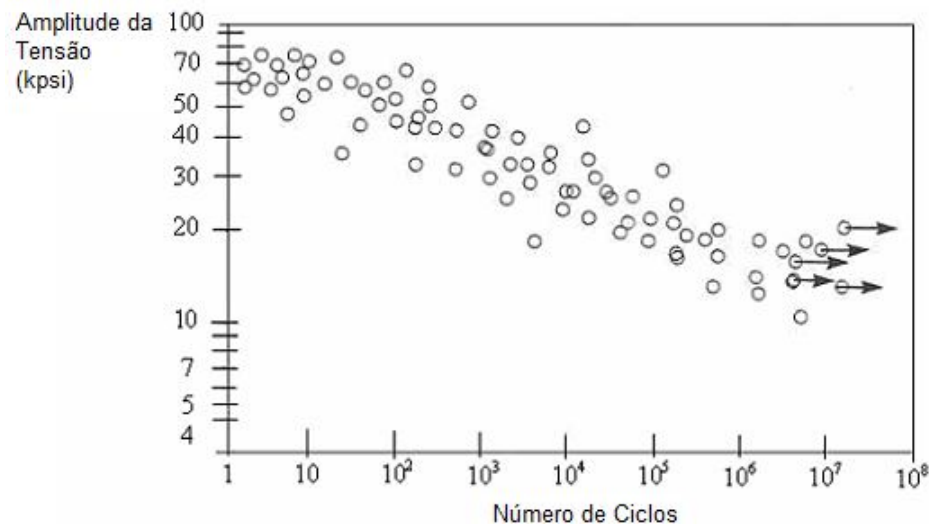


Figura 3.6 - Típica curva S-N
 Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Esta curva mostra a dispersão dos dados, mesmo este representando um teste muito simples de fadiga, o que auxilia na veracidade de uma hipótese de natureza probabilística do fenômeno de fadiga.

Dois tipos distintos de comportamento da curva S-N são observados, os quais são representados nas figuras 3.7 e 3.8, abaixo. Estas figuras indicam que quanto maior a magnitude da tensão, menor é o número de ciclos que o material é capaz de suportar. Para algumas ligas ferrosas ou ligas de titânio, a curva S-N se torna horizontal para valores altos de N . Isto caracteriza um nível de tensão, chamado “Limite de Fadiga”, em que abaixo dele o material não falhará por fadiga. Ou seja, mesmo que o elemento for sujeito a infinitos ciclos, ele não falhará por fadiga desde que a tensão esteja abaixo do limite de fadiga. Para muitos aços o faixa do limite de fadiga está entre 35% e 60% do limite de resistência à tração (CALLISTER, 2007).

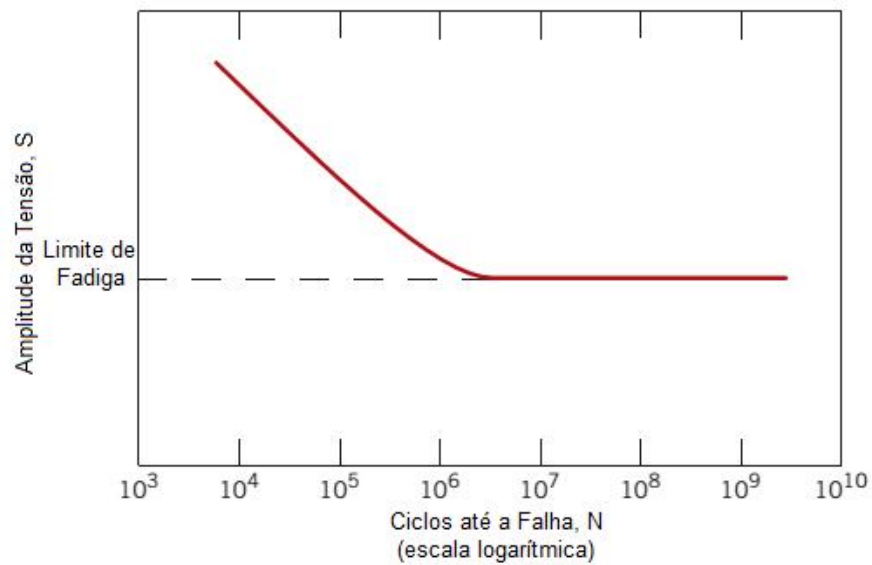


Figura 3.7 - Curva S-N de material que possui limite de fadiga
Fonte: Modificado de Callister (2007)

A maioria das ligas não ferrosas (alumínio, cobre, magnésio) não possui limite de fadiga, nestes casos a curva S-N continua sua tendência decrescente com o aumento do número de ciclos. Portanto, a fadiga irá ocorrer independente da magnitude da tensão (CALLISTER, 2007).

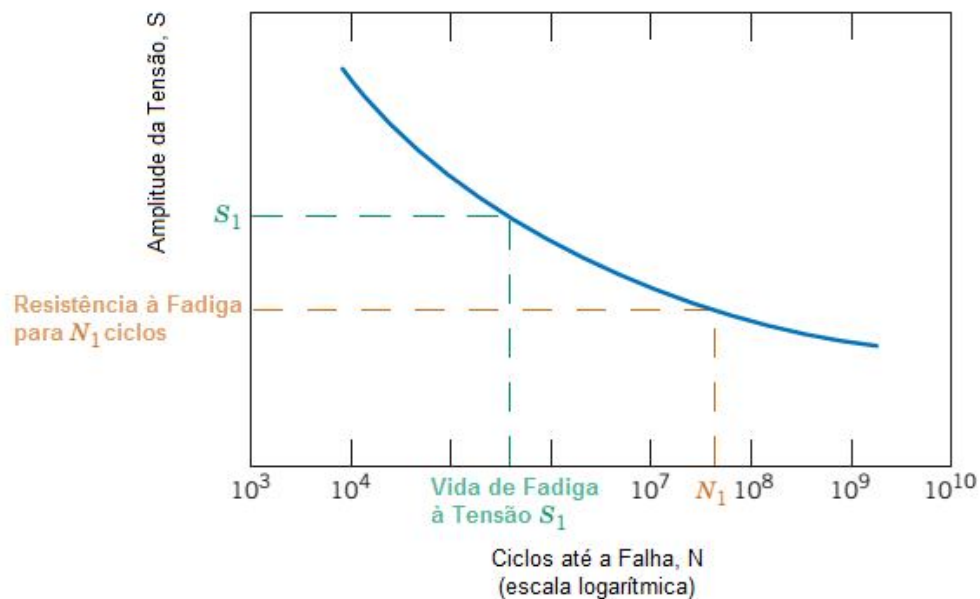


Figura 3.8 - Curva S-N de material que não possui limite de fadiga
Fonte: Modificado de Callister (2007)

Para estes materiais, a resposta à fadiga é especificada como uma resistência à fadiga, definida como o nível de tensão no qual a falha irá ocorrer para algum certo número de ciclos. Outro parâmetro que caracteriza o comportamento à fadiga de um material é a vida de fadiga. Esta é o número de ciclos que causará a falha para um determinado nível de tensão (CALLISTER, 2007).

De acordo com Shigley (2006), fadiga pode ser classificada em dois tipos:

- **Fadiga de baixo ciclo:** Fadiga onde o número de ciclos para a falha está abaixo de 10^3 ciclos;
- **Fadiga de alto ciclo:** Fadiga onde o número de ciclos para a falha está acima de 10^3 ciclos.

Segundo Wirsching e Shehata (1977), as curvas os dados das curvas S-N podem ser obtidos tanto de curvas reais, como de curvas modeladas a partir de propriedades estatísticas do material (figura 3.9).

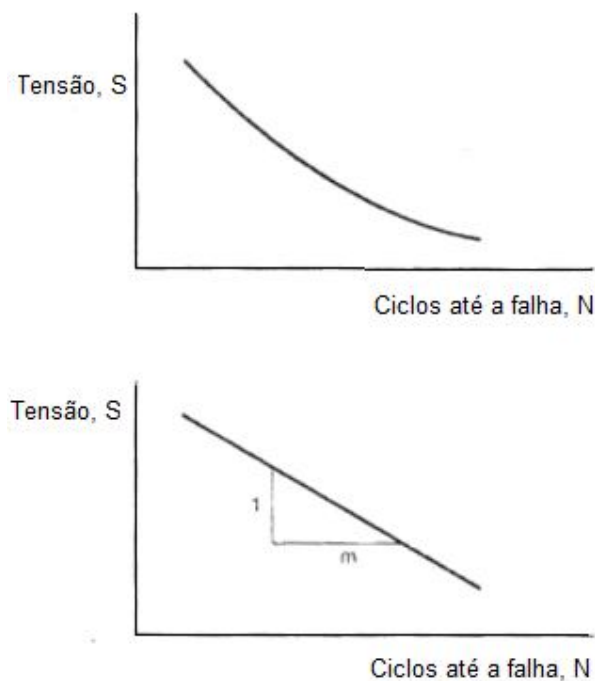


Figura 3.9 - Curva S-N real e modelada
Fonte: Modificado de Wirsching e Shehata (1977)

A equação da modelagem é dada seguir, onde m e k são propriedades do material em questão.

$$NS^m = k \quad (3.4)$$

Segundo Shetty e Baker (1990), para casos de tubulações há uma modelagem na qual é levada em conta a espessura de sua parede. Para uma espessura (e) maior que 32 milímetros é utilizada a modelagem abaixo:

$$NS^m = k \left(\frac{e}{32} \right)^{\frac{-m}{4}} \quad (3.5)$$

Devido à natureza probabilística da fadiga, técnicas estatísticas vêm sendo desenvolvidas para determinar o comportamento da fadiga em termos de probabilidades. Uma destas técnicas é a representação das curvas S-N de um dado material com várias curvas, sendo que cada uma representa uma probabilidade de falha. Na figura 3.10 a seguir é possível visualizar esta técnica, onde P é a probabilidade de falha:

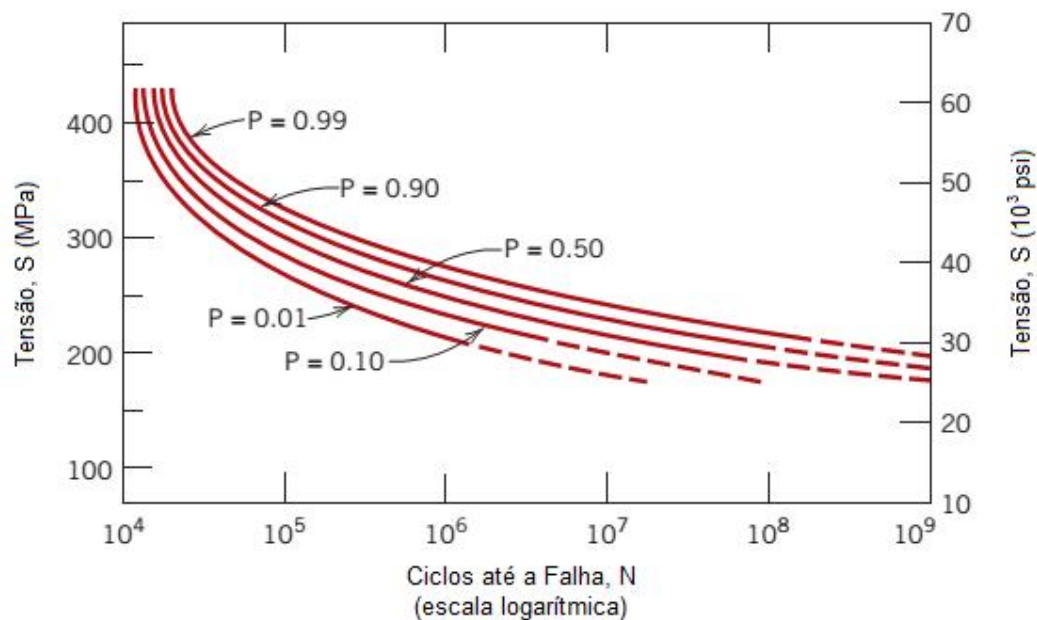


Figura 3.10 - Curva S-N utilizando probabilidade de falha
Fonte: Modificado de Callister (2007)

No entanto, a curva $S-N$ só pode ser usada em condições de carga de amplitude constante. Como a amplitude de carga experimentada por um componente estrutural pode frequentemente variar durante sua vida de serviço, a utilização destas curvas torna-se impossível nestas condições. Como resultado, várias pesquisas foram feitas para transpor este problema, considerando que o dano de fadiga aumenta com a aplicação de cargas cíclicas (histórias de carga) numa maneira cumulativa que pode levar à fratura. Na literatura vamos encontrar vários modelos de estimação de vida sob fadiga baseados na curva $S-N$, como a regra de dano acumulativo linear ou de Palmgren-Miner (SISQUINI; FREITAS, 2010).

No entanto, para ser possível utilizar a regra de Palmgren-Miner e estimar a vida à fadiga de um determinado elemento em serviço baseado na curva $S-N$, é necessário caracterizar o carregamento sujeito ao elemento em termos de blocos de tensões alternantes, como pode ser visto na figura 3.10.

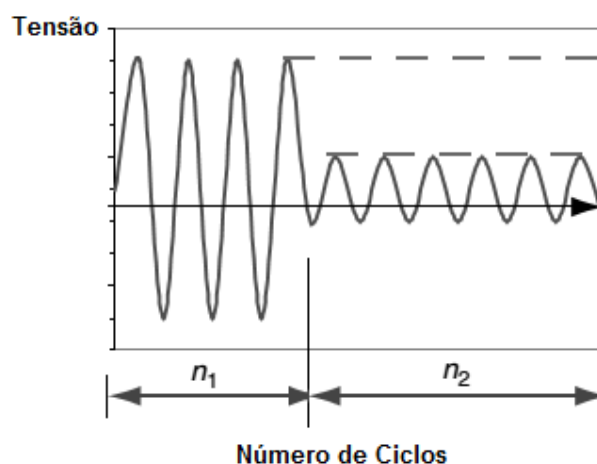


Figura 3.11 - Blocos de tensões alternantes
Fonte: Modificado de Lee et al. (2005)

Para isto são utilizados métodos de contagem de ciclo, que transformam um carregamento randômico em blocos de tensões alternantes relacionados com números de ciclos, sendo o método Rainflow um dos métodos mais utilizados na indústria e que segundo Lee et al. (2005), pode representar fielmente um carregamento de amplitude variável.

4. DANO DE FADIGA: A REGRA DE PALMGREN-MINER

A previsão de vida de fadiga de estruturas ou equipamentos sujeitos a carregamentos de amplitude variável ou até mesmo randômicos é uma tarefa extremamente complexa.

Segundo Lee et al. (2005), o primeiro, mais simples, e até hoje largamente utilizado modelo de dano é o modelo de dano linear ou regra de Palmgren-Miner como é conhecida. Este modelo de dano linear universalmente utilizado foi inicialmente proposto por Palmgren (PALMGREN 1924, apud LEE et al. 2005) para aplicação na indústria sueca de rolamentos de esfera. Langer (LANGER 1937, apud LEE et al. 2005), trabalhando para Westinghouse na área de geração de energia elétrica, independentemente propôs uma regra linear similar para vasos de pressão e componentes de tubulações de aço. Miner (MINER 1945, apud LEE et al. 2005) da Douglas Aircraft trabalhou em cima do trabalho de Langer e aplicou a regra de dano linear em dados de fadiga axial de fuselagem de aeronaves. Miner obteve excelentes concordâncias entre as previsões da regra de dano linear e seus resultados experimentais. Esse sucesso levou a uma forte associação entre Miner e a regra de dano linear, que passou a ser comumente conhecida como regra de dano linear de Palmgren-Miner.

De acordo com Ariduru (2004), a vida de fadiga de um elemento pode ser estimada utilizando a regra de Palmgren-Miner em conjunto com um método de contagem de ciclos. O objetivo é estimar quantos blocos de carregamentos podem ser aplicados antes que ocorra a falha. Esta teoria pode ser descrita utilizando a curva S-N. As hipóteses desta regra podem ser resumidas da seguinte forma:

- I. O processo de tensões pode ser descrito por ciclos de tensões e, portanto um espectro de amplitudes de ciclos de tensão pode ser definido (figura 4.1);

- II. Uma curva $S-N$ de amplitudes constantes está disponível, e esta curva é compatível com a definição de tensão. Não é considerada a possibilidade de uso de tensões médias.

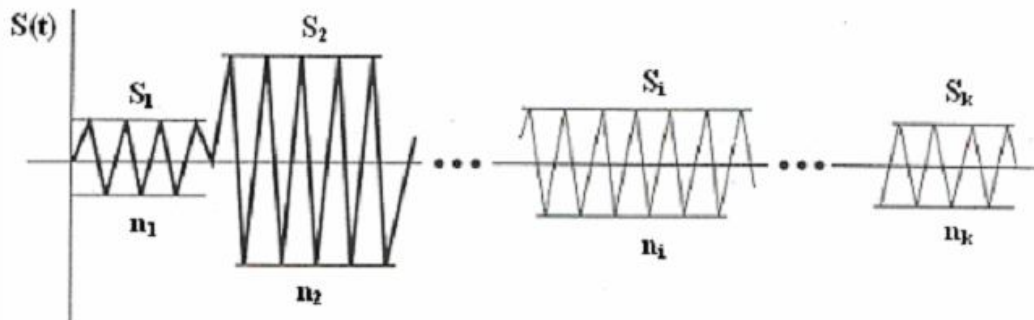


Figura 4.1 - Espectro de amplitudes de ciclos de tensões
Fonte: Ariduru (2004)

Na figura 4.1, o espectro de amplitudes de ciclos de tensões é descrito como uma sequência de blocos de amplitude constante, sendo que cada bloco possui sua magnitude de amplitude S_i e o número total de ciclos n_i .

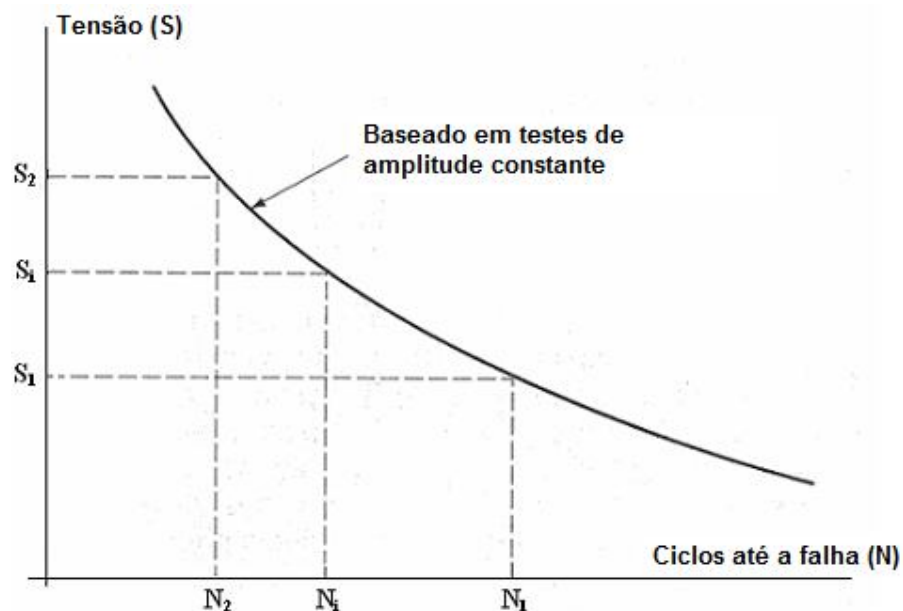


Figura 4.2 - Curva $S-N$ de amplitude constante
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Utilizando os dados da curva $S-N$, o número de ciclos respectivo de S_1 é N_1 o qual iria causar falha se não houvesse outras tensões presentes. O elemento sujeito à

tensão de amplitude S_1 para um número de ciclos n_1 menor que N_1 receberia uma fração menor de dano, o qual pode ser representado por D_1 e chamado de fração de dano. O serviço caracterizado por um espectro de amplitudes de tensões resulta em frações de dano D_i para cada nível de tensão S_i do espectro.

Por este fato que a regra de Palmgren-Miner é uma regra de dano cumulativo. O termo linear se refere ao fato de o dano D_i de um nível de tensão S_i ser linearmente proporcional a razão entre o número de ciclos em serviço n_i e o número de ciclos que levaria o material a falha naquele nível de tensão N_i :

$$D_i = n_i / N_i \quad (4.1)$$

E o dano total que o elemento estaria sujeito seria dado pelo somatório de todas as frações de dano correspondentes dos k blocos:

$$D = \sum_{i=0}^k \left(n_i / N_i \right) \quad (4.2)$$

Sendo que a falha ocorrerá quando:

$$D \geq 1.0$$

Segundo Ariduru (2004), a regra de Palmgren-Miner possui limitações. Estas limitações podem ser conferidas abaixo:

- **Linear:** É assumido que todos os ciclos de determinada magnitude causam o mesmo dano, independente do momento em que são aplicados;
- **Não interativo:** É assumido que a presença de uma tensão S_2 não interfere no dano causado por uma tensão S_1 ;
- **Tensões independentes:** É assumido que a regra que governa o dano causado por S_1 é a mesma que governa o dano causado por S_2 .

Outras teorias de dano mais complexas foram desenvolvidas ao longo do tempo, visando corrigir as limitações da regra de Palmgren-Miner, como a teoria de dano não linear e o método de Manson e Halford (LEE et al., 2005).

Mas de acordo com Collins (1981), apesar das limitações, a regra de acúmulo de dano linear de Palmgren-Miner é frequentemente utilizada devido sua simplicidade e ao fato experimental de que outras teorias de dano mais complexas nem sempre acarretam em uma melhora na confiabilidade da previsão de falha devido a fadiga.

5. MÉTODO RAINFLOW DE CONTAGEM DE CICLOS

5.1. DEFINIÇÃO

Os métodos de contagem de ciclos foram inicialmente desenvolvidos para o estudo de dano de fadiga em estruturas sujeitas a cargas dinâmicas variantes. O objetivo era, através destes métodos, caracterizar um elemento em serviço, para comparar com os testes de laboratório de amostras e assim estimar a vida de fadiga. Métodos como “Level crossing”, “Peak”, “Simple Range”, “Range Pair” e “Rainflow” foram métodos de contagem desenvolvidos, baseados nas amplitudes de tensão ou deformação. O método Rainflow é um dos métodos preferidos e amplamente utilizado devido ao seu sucesso ao longo dos anos (ARIDURU, 2004).

O método Rainflow de contagem de ciclos foi inicialmente proposto por M. Matsuishi e T. Endo em 1968 para contar os ciclos e meios ciclos de sinais de deformação no tempo. O método de contagem é baseado no comportamento tensão-deformação do material. Isto pode ser visto na figura 5.1.

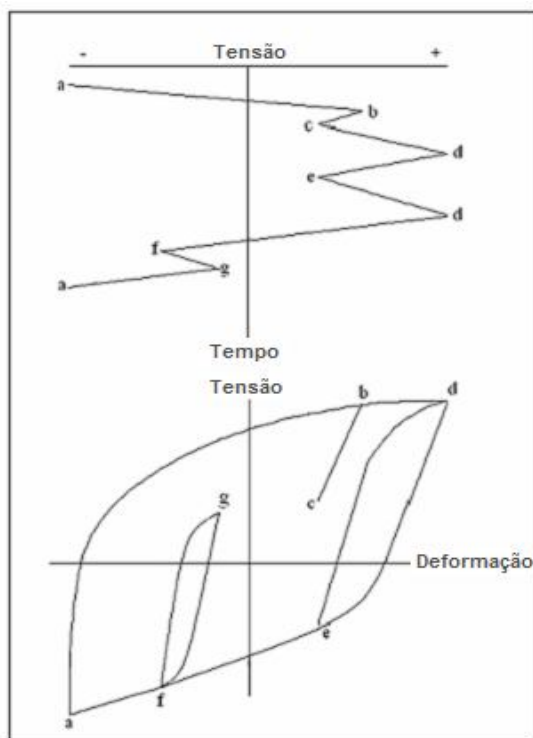


Figura 5.1 - Ciclos tensão-deformação
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Conforme o material se deforma do ponto a para o ponto b, ele segue o caminho descrito pela curva cíclica tensão-deformação. No ponto b, a carga é reversa e o material é descarregado elasticamente até o ponto c. Quando a carga é reaplicada de c para d o material se deforma elasticamente até b, onde relembra sua história a priori (de a para b), e a deformação continua ao longo do caminho até d, como se o evento b-c nunca ocorreu. Um carregamento randômico não é composto unicamente de picos entre duas passagens por zeros, como também por vários picos entre duas passagens (figura 5.2), o que dificulta a determinação do número de ciclos absorvidos pela estrutura. Isto pode ser visto no carregamento randômico abaixo:

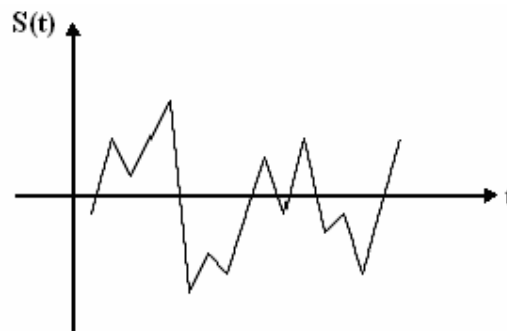


Figura 5.2 - Picos e passagens por zeros
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

A contagem de picos possibilita a criação de um histograma de picos de tensão o qual pode então ser transformado em um espectro de tensão. Este espectro é então uma representação da distribuição estatística das amplitudes de tensão (ARIDURU, 2004).

De acordo com Lee et al. (2005), Matsuishi e Endo desenvolveram originalmente o método Rainflow de contagem de ciclos baseados na analogia de gotas de chuva caindo através de um telhado típico japonês chamado “Pagoda Roof”.

A analogia pode ser vista ao girar o gráfico de tensão no tempo, deixando o eixo do tempo na vertical, e imaginar gotas de chuva fluindo gráfico abaixo. Isto pode ser visto na figura 5.3 abaixo:



Figura 5.3 - Analogia entre o método Rainflow e o telhado Pagoda
Fonte: Modificado de Wikipédia

Segundo Ariduru (2004), os fundamentos originais foram baseados em regras que serão exemplificadas através do uso de um carregamento fictício. Primeiramente o carregamento é transformado em um processo de picos e vales, como pode ser visto na figura abaixo:

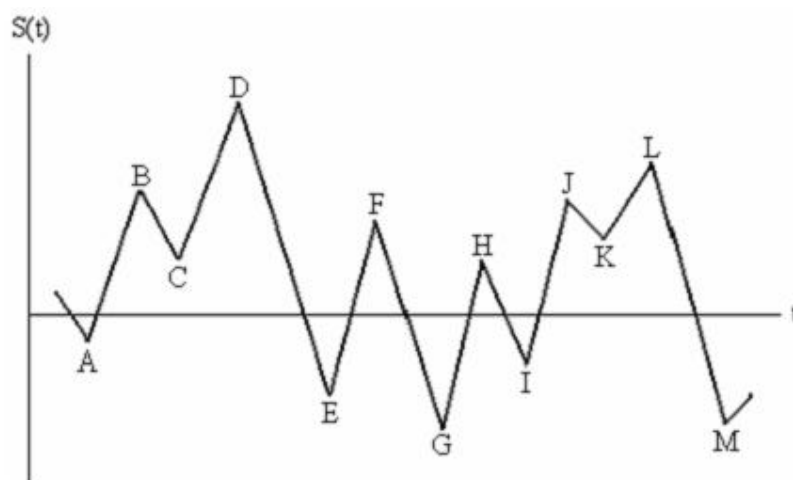


Figura 5.4 - Processo de picos e vales
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Em seguida o eixo do tempo é rotacionado até apontar para baixo. Picos e vales são ambos considerados fontes de água. A água flui segundo as seguintes regras:

- 1) Um caminho começando de um vale e continua através das seções do “telhado” até que encontre um vale mais negativo que o original. Pela figura 5.5, vemos que o caminho começa em A e para em E;
- 2) Um caminho de fluxo cessa quando encontra um fluxo de um caminho anterior. Por exemplo, o caminho que começa em C, desaparece quando encontra o caminho precedente (figura 5.5);
- 3) Um novo caminho não deve ser iniciado até um caminho anterior parar;
- 4) Haverá, então, meio-ciclos gerados pelos vales por todo o caminho;
- 5) O processo é repetido no outro lado do eixo do tempo, com um caminho começando em um pico. Para carregamentos suficientemente longos, cada vale gerador de um meio-ciclo terá um pico gerador de meio-ciclo correspondente para, assim, formar um ciclo completo.

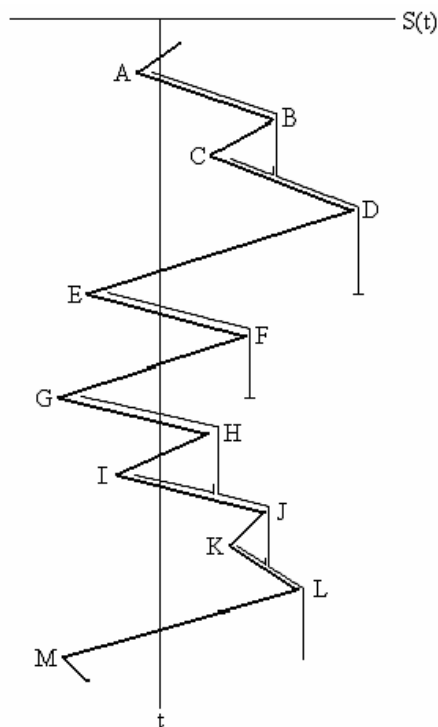


Figura 5.5 - Contagem de ciclos Rainflow
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

5.2. DEFINIÇÃO PRÁTICA

Os procedimentos para utilização do método de contagem de ciclos Rainflow são normalizados junto com outros métodos na norma ASTM E-1049 (1985) Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis. Para entender as práticas desta norma é necessário conhecer a terminologia utilizada. Segundo a ASTM E-1049 (1985) os principais termos são:

- **Ciclo:** A variação da carga partindo de um mínimo passando por um máximo e terminando em outro mínimo;
- **Mean crossings:** Número de vezes que a história do carregamento cruza o nível de carga média com inclinação positiva ou negativa segundo o especificado;
- **Picos:** Ponto onde a primeira derivado do carregamento no tempo muda seu sinal de positivo para negativo. Ponto máximo instantâneo;
- **Vale:** Ponto onde a primeira derivado do carregamento no tempo muda seu sinal de negativo para positivo. Ponto mínimo instantâneo;
- **Faixa:** Diferença algébrica entre um pico e um vale subsequente (faixa negativa) ou entre um vale e um pico subsequente (faixa positiva);

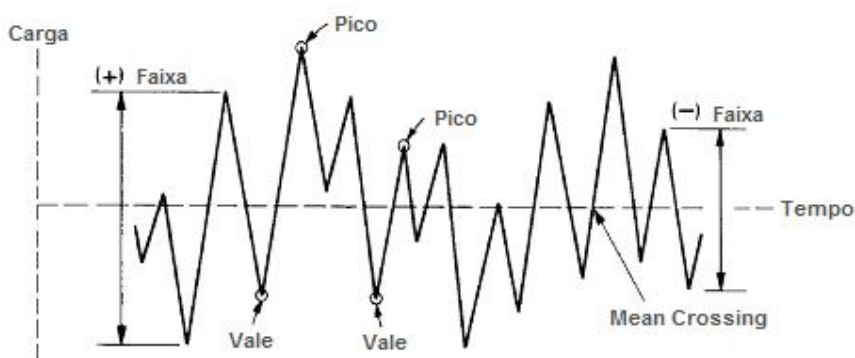


Figura 5.6 - Terminologia de parâmetro de fadiga
Fonte: Modificado de ASTM E-1049 (1985)

As regras para o método Rainflow de contagem de ciclos são as seguintes:

Considere S o ponto de partida na história da carga, X a faixa sob consideração e Y a faixa anterior e adjacente a faixa nomeado de X;

- 1) Leia o próximo pico ou vale. Se não houver informação vá para o passo seis;
- 2) Se há menos de três pontos volte ao passo um. Forme as faixa X e Y usando os três picos e vales mais recentes, caso não tenham sido descartados;
- 3) Compare os valores absolutos dos caminhos X e Y:
 - a) Se $X < Y$, vá para o passo um.
 - b) Se $X \geq Y$, vá para o passo quatro;
- 4) Se a faixa Y contiver o ponto de início S, vá para o passo cinco; caso contrário, conte a faixa Y como um ciclo, descarte o pico e o vale de Y, e vá para o passo dois;
- 5) Conte a faixa Y como um meio-ciclo, descarte o primeiro ponto (do pico ou do vale) na faixa Y, mova o ponto de partida para o segundo ponto da faixa Y e vá para o passo dois;
- 6) Conte cada faixa que não havia sido contado anteriormente como um meio-ciclo.

A figura 5.7 é utilizada para ilustrar o processo nos auxilia a ver com maior clareza as regras explicitadas acima. Detalhe da contagem de ciclos segue abaixo:

- 1) **$S = A$; $Y = |A-B|$; $X = |B-C|$ e $X > Y$.** A faixa Y contém S, que é o ponto A. Conte $|A-B|$ como um meio-ciclo e descarte o ponto A; assim, $S = B$. (figura 5.7b);

- 2) $Y = |B-C|$; $X = |C-D|$ e $X > Y$. Y contém o S, nesse caso, o ponto B. Conte $|B-C|$ como um meio ciclo e descarte o ponto B. Agora $S = C$ (figura 5.7c);
- 3) $Y = |C-D|$; $X = |D-E|$ e $X < Y$. Ler próximo pico/vale;
- 4) $Y = |D-E|$; $X = |E-F|$ e $X < Y$. Ler próximo pico/vale;
- 5) $Y = |E-F|$; $X = |F-G|$ e $X > Y$. Conte $|E-F|$ como um ciclo e descarte os pontos E e F. Unir, em seguida, o ponto D ao ponto G para formar uma nova faixa (figura 5.7d);
- 6) $Y = |C-D|$; $X = |D-G|$ e $X > Y$. A faixa Y contém o ponto S, que está localizado no ponto C. Conte $|C-D|$ como um meio-ciclo e descarte o ponto C. Logo: $S = D$ (figura 5.7e);
- 7) $Y = |D-G|$; $X = |G-H|$ e $X < Y$. Ler o próximo pico/vale;
- 8) $Y = |G-H|$; $X = |H-I|$ e $X < Y$. Termina da história da carga;
- 9) Conte $|D-G|$, $|G-H|$ e $|H-I|$ como meio-ciclos (Figura 5.7f);
- 10) Fim da contagem.

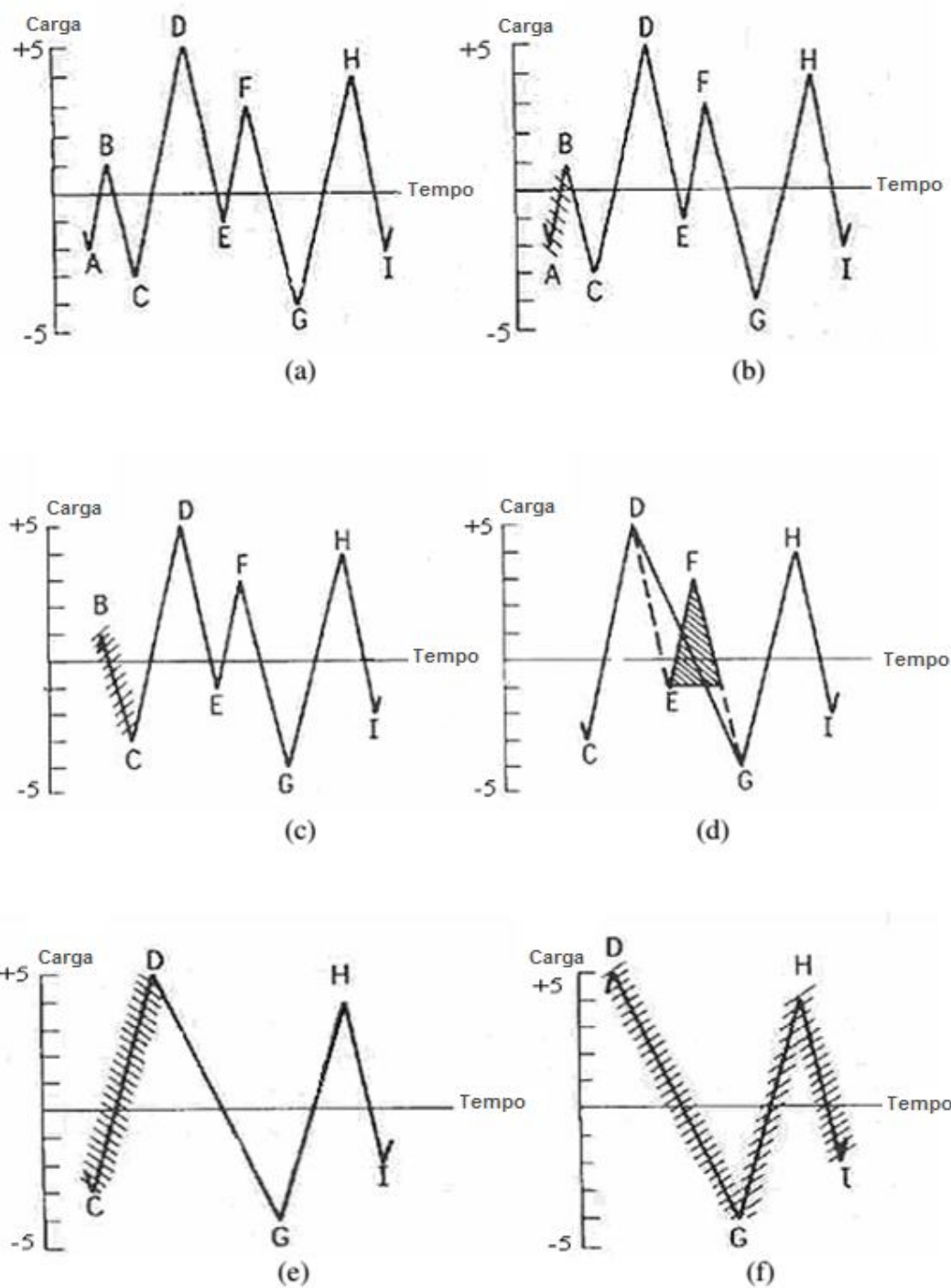


Figura 5.7 - Exemplo do método Rainflow
 Fonte: Modificado de ASTM E-1049 (1985)

Os resultados obtidos da figura 5.7 são reunidos na tabela 5.1. Esta tabela informa o número de ciclos contados em cada evento.

Tabela 5.1 - Ciclos contados		
Faixa	Ciclos	Eventos
10	0	
9	0.5	D-G
8	1	C-D, G-H
7	0	
6	0.5	H-I
5	0	
4	1.5	B-C, E-F
3	0.5	A-B
2	0	
1	0	

Fonte: Modificado de ASTM E-1049 (1985)

O processo de contagem de ciclos tende a deixar resíduos da história da carga, e que se não forem contabilizados, tendem a subestimar os efeitos do carregamento na estimação da vida de fadiga.

De acordo com Sisquini (2001), o tratamento do resíduo é feito adicionando o resíduo a si próprio e aplicando novamente o método Rainflow à sequência composta pelos dois resíduos. Como resultado este procedimento apresenta um resíduo final, que é idêntico ao primeiro, e os ciclos contados do resíduo, que é o interesse desse procedimento.

$$[\text{resíduo}] + [\text{resíduo}] \xrightarrow{\text{Rainflow}} [\text{resíduo}] + (\text{ciclos})$$

5.3. MÉTODO RAINFLOW NO DOMÍNIO DO TEMPO

O primeiro passo para qualquer análise de estimativa de vida de fadiga de um elemento é obter a história de carga que este está sujeito. Se esta história for composta de tensões de amplitudes constantes, a análise é feita diretamente através de uma curva *S-N*.

Mas de acordo com Ariduru (2004), histórias de cargas reais raramente são dadas por amplitudes constantes. Quando o carregamento no tempo é de amplitude variável, o método Rainflow de contagem de ciclos é utilizado para decompor este carregamento em blocos de tensão de carga. O número de ciclos de cada bloco é utilizado juntamente com a amplitude de tensão dos blocos para formar um histograma das faixas de tensão (faixas de carga). Os dados deste histograma podem ser utilizados então juntamente com a regra de Palmgren-Miner para estimar a vida de fadiga da estrutura. Este processo pode ser visto na figura 5.8.

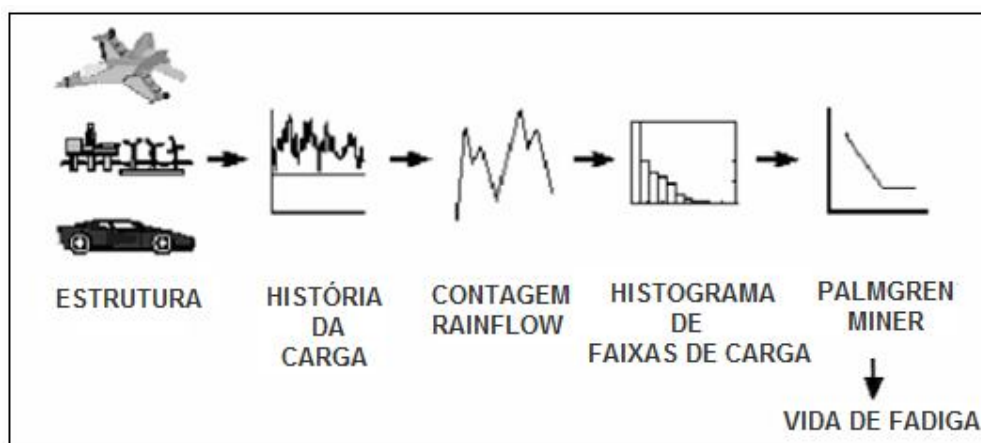


Figura 5.8 - Estimação de vida de fadiga no domínio do tempo
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Embora o método Rainflow de contagem seja considerado amplamente superior a outros métodos de contagem para cálculo de fadiga, uma crítica fundamental do método é que o procedimento de dano de fadiga não pode levar em conta a sequência das faixas de carga. Esta crítica justifica-se especialmente desde que testes de fadiga têm revelado que a sequência das faixas de carga em alguns casos é importante. No entanto, foi constatado que o efeito de sequência nos cálculos de

fadiga, onde se consideram muitas histórias do tempo, pode ser desprezado (WÆGTER 2009).

Em busca de métodos mais rápidos e que levem em conta a frequência das faixas de carga, muitos autores começaram a utilizar o método Rainflow no domínio da frequência, que também tem a vantagem de trabalhar com pequenas amostragens de dados.

5.4. MÉTODO RAINFLOW NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

A análise no domínio da frequência é feita através da representação do carregamento na forma de uma função densidade espectral de energia (PSD).

De acordo com Lee et al. (2005), a PSD (figura 5.9) representa a energia do sinal no domínio do tempo em diferentes frequências. Para obter a PSD do carregamento no domínio do tempo pode ser utilizada a Transformada Rápida de Fourier (FFT).

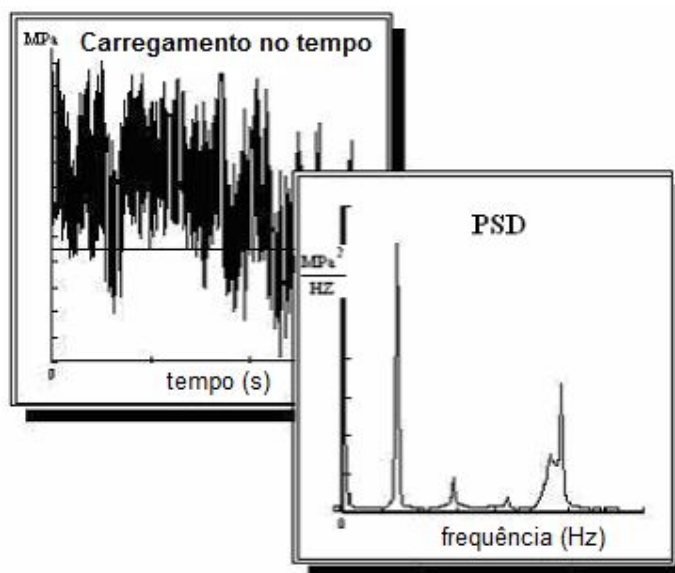


Figura 5.9 - Exemplo de PSD obtida através de um carregamento no tempo
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Segundo Ariduru (2004), a estimação de vida de fadiga através de análise no domínio da frequência é obtida através de passos de um processo (figura 5.10). O

primeiro é obter a PSD do carregamento no tempo. Em seguida é utilizada essa PSD para determinar os quatro momentos da função densidade espectral de energia que são usados para obter a função densidade de probabilidade (PDF), também conhecida como distribuição de carga. Por fim através da PDF é estimada a vida de fadiga do componente em análise.

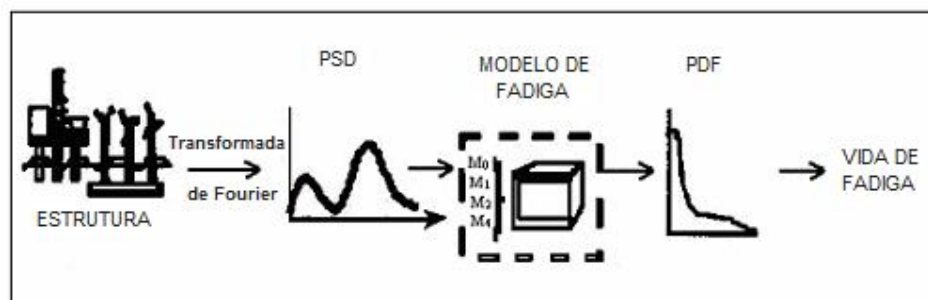


Figura 5.10 - Processo para estimativa de vida de fadiga no domínio da frequência
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

Antes de detalhar cada passo deste processo, este trabalho abordará alguns aspectos sobre carregamentos randômicos (carregamentos reais e muito comuns na área offshore) que servirão para melhor compreender as abordagens da análise de fadiga pelo domínio da frequência.

5.4.1. ASPECTOS IMPORTANTES DE CARREGAMENTOS RANDÔMICOS

Se a excitação imposta a um sistema é imprevisível, este está sujeito a um carregamento randômico, pois o valor exato do carregamento não pode ser previamente determinado com precisão. Só pode ser descrito probabilisticamente (LEE et al., 2005).

Segundo Wægter (2009), quando um processo é irregular ou até randômico, onde seu comportamento é não determinístico, ele é pode ser considerado um processo **estocástico**.

Dois importantes parâmetros probabilísticos são a média (μ_S) e a variância (σ_S^2), e podem ser obtidos da seguinte maneira, onde T é o período de tempo do carregamento utilizado:

$$\mu_S \cong \frac{1}{T} \int_0^T S(t) dt \quad (5.1) \quad e \quad \sigma_S^2 \cong \frac{1}{T} \int_0^T [S(t) - \mu_S]^2 dt \quad (5.2)$$

De acordo com Lee et al. (2005), quando $\mu_S = 0$, σ_S é o valor quadrático médio (RMS) do carregamento. O RMS é uma medida estatística da amplitude do carregamento. Este carregamento é chamado de **Gaussiano** (ou normalmente distribuído) se a sua PDF segue uma distribuição em forma de sino (distribuição normal). Nesse caso sua PDF é dada pela expressão abaixo, onde σ_S é o desvio padrão:

$$p(S) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_S} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{S - \mu_S}{\sigma_S} \right)^2 \right], \quad -\infty < S < +\infty \quad (5.3)$$

Um exemplo de uma distribuição gaussiana pode ser visualizado através de uma PDF representada pela figura 5.11 abaixo:

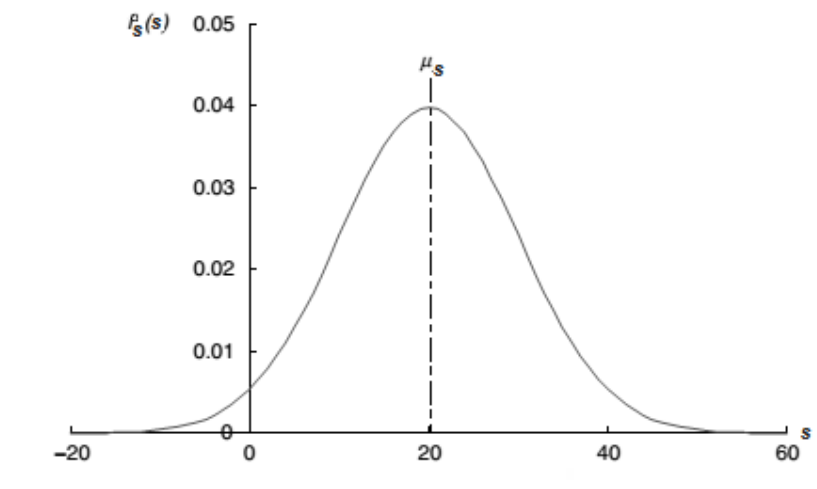


Figura 5.11 - PDF para um processo gaussiano
Fonte: Modificado de Lee et al. (2005)

Um conjunto infinito de amostras de história de carga no tempo, tais como $S_1(t)$, $S_2(t)$ e $S_3(t)$ formam um processo randômico $S(t)$, demonstrado na figura 5.12.

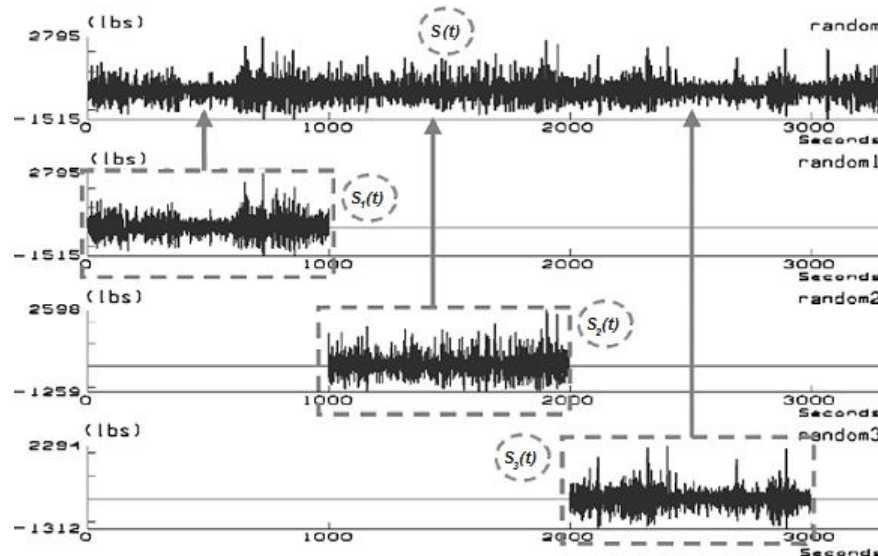


Figura 5.12 - Conjunto de amostras de carregamento randômicos
Fonte: Modificado de Lee et al. (2005)

Na engenharia, o conjunto de um número grande o suficiente de amostras de carregamentos no tempo se aproxima de um conjunto infinito, representando um processo randômico. Em vez de obter propriedades de uma única amostra, as propriedades estatísticas podem ser obtidas através do conjunto.

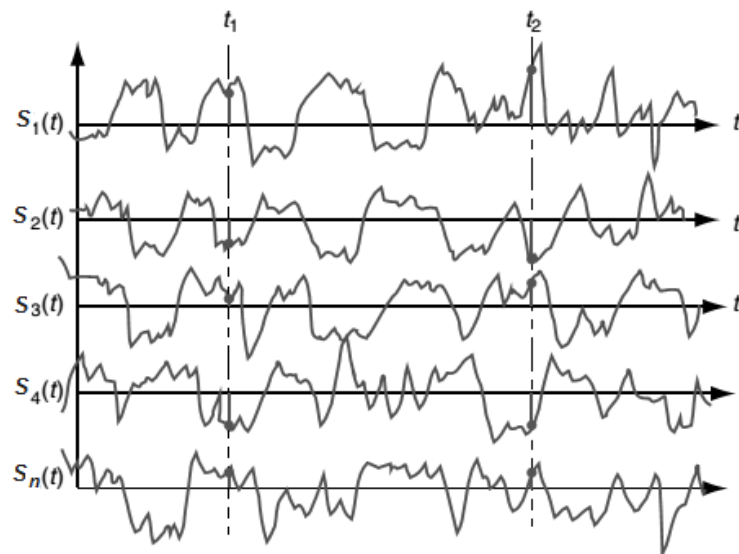


Figura 5.13 - Propriedades estatísticas através do conjunto
Fonte: Modificado de Lee et al. (2005)

Um carregamento randômico é dito **estacionário** se as propriedades estatísticas do conjunto permanecem a mesma para qualquer instante de tempo. Um processo estacionário é dito **ergódico** se as propriedades estatísticas ao longo de qualquer amostra são as mesmas que as propriedades obtidas através do conjunto. Note que se um processo randômico é ergódico, ele deve ser estacionário. No entanto, o contrário não é verdade (LEE et al., 2005).

É muito comum autores classificarem os carregamentos randômicos em banda larga ou estreita, para decidirem como irão estimar a vida de fadiga.

Segundo Ariduru (2004), um processo de **banda estreita** é composto de ondas senoidais cobrindo um curto espectro de frequências. Já um processo de **banda larga** é composto de ondas senoidais cobrindo um longo espectro de frequências. O extremo de um processo de banda estreita é uma onda senoidal de frequência única. Já o extremo de um processo de banda larga é o ruído branco (White noise), o qual é composto de ondas senoidais de todo o espectro de frequência. Estes processos estão representados abaixo:

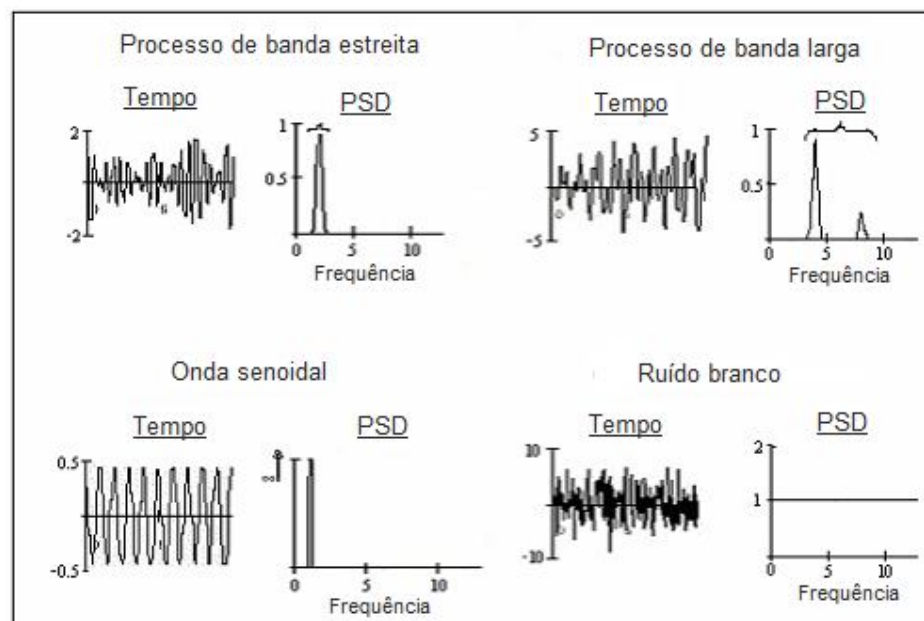


Figura 5.14 - Carregamentos no tempo e respectivas PSDs
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

5.4.2. TRANSFORMADA DE FOURIER

Há diversas maneiras diferentes de se especificar o mesmo processo randômico. A análise de Fourier permite qualquer história de carga de comprimento finito ser representada usando uma série de funções senoidais, cada uma tendo valores próprios de amplitude, frequência e fase (figura 5.15). Como uma extensão da análise, a transformada de Fourier permite que o carregamento randômico seja representado por uma PSD.

De acordo com Lee et al. (2005), a transformada de Fourier pode ser representada pelo conhecido par de equações a seguir:

$$S(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S(t) e^{-i\omega t} dt \quad (5.4) \quad e \quad S(t) = \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (5.5)$$

Onde a função $S(\omega)$ é a transformada direta de Fourier e $S(t)$ é a transformada inversa de Fourier. A transformada de Fourier existe se as seguintes condições são verdadeiras:

- A integral absoluta da função existe ($\int_{-\infty}^{\infty} S(t) dt < \infty$);
- Quaisquer descontinuidades são finitas.

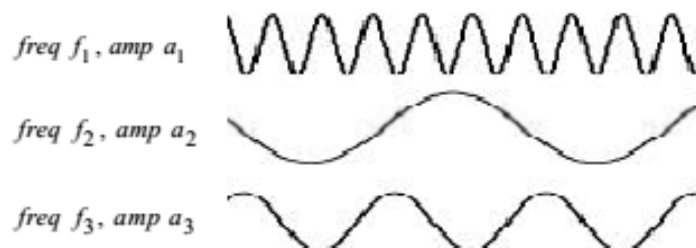


Figura 5.15 - Análise de Fourier
Fonte: Modificado de Bishop (1999)

Em ambiente computacional a PSD é obtida pelo módulo ao quadrado da transformada rápida de Fourier (algoritmo FFT). Ao aplicar a FFT em um carregamento no tempo, está fornece como saída números complexos relacionados

com a frequência, mas na PSD somente a amplitude de cada onda senoidal é retida. Toda informação sobre fase é descartada, como pode ser visualizado na figura abaixo (BISHOP 1999).

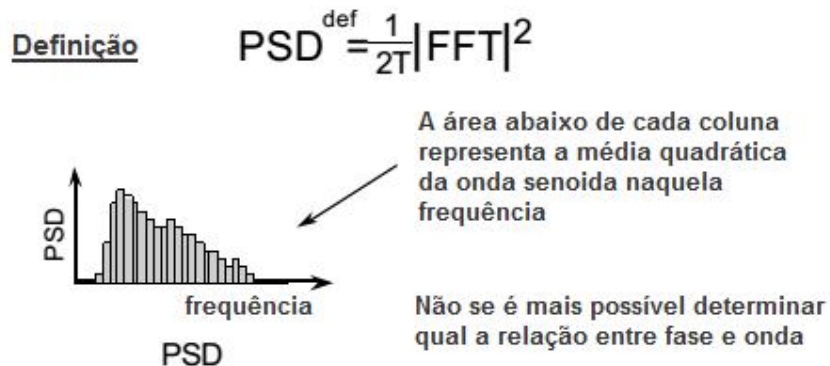


Figura 5.16 - Obtenção da PSD através da FFT
Fonte: Modificado de Bishop (1999)

5.4.3. MOMENTOS DA FUNÇÃO DENSIDADE ESPECTRAL DE ENERGIA

Para estimarmos a vida de fadiga no domínio da frequência de uma estrutura ou equipamento, devemos representar o carregamento através de uma função densidade de probabilidade (PDF), como já foi visto na figura 5.10. Para isso existem vários modelos na literatura, mas todos necessitam de alguns parâmetros básicos, entre eles estão os momentos obtidos da PSD.

Segundo Bishop (1999), esses momentos contêm toda a informação necessária para estimar o dano de fadiga. Os momentos são facilmente obtidos da PSD “ $G(\omega)$ ” através da seguinte expressão:

$$m_i = \int_0^{\infty} \omega^i G(\omega) d\omega \quad (5.6)$$

A PSD é dividida em pequenas faixas (figura 5.17). O enésimo momento da área da coluna é dado pela área da coluna multiplicado pela frequência elevada a enésima potência. Na teoria, todos os possíveis momentos deveriam ser calculados, no

entanto, na prática m_0 , m_1 , m_2 , m_4 são suficientes para calcular toda a informação para a análise de fadiga (ARIDURU 2004).

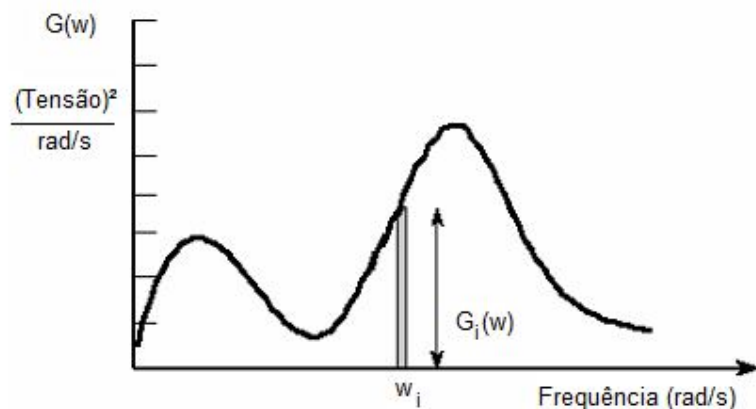


Figura 5.17 - Momentos de uma PSD
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

5.4.4. ZEROS, PICOS E FATOR DE IRREGULARIDADE DE UMA PSD

De acordo com Bishop (1999), a primeira tentativa séria de obter uma solução para estimar o dano de fadiga a partir de PSDs foi feito por S.O. Rice em 1954. Rice desenvolveu uma relação muito importante para o número de cruzamentos ascendentes de nível zero (*zero crossings*) por segundo (N_0) e para o número de picos por segundo (N_p) em um carregamento randômico, expresso somente em termos de seus momentos espectrais (m_i).

Para carregamentos em que a média não é zero, em vez de cruzamentos no valor zero são utilizados os cruzamento no valor médio (*mean crossings*). Mas como a obtenção é a mesma, neste trabalho não será feita distinção na nomenclatura, ou seja, a taxa de cruzamento de nível médio será representada igualmente por N_0 .

Segundo Ariduru (2004), a taxa de cruzamentos de nível zero e a taxa de picos (figura 5.18) são os parâmetros estatísticos mais importantes do carregamento.

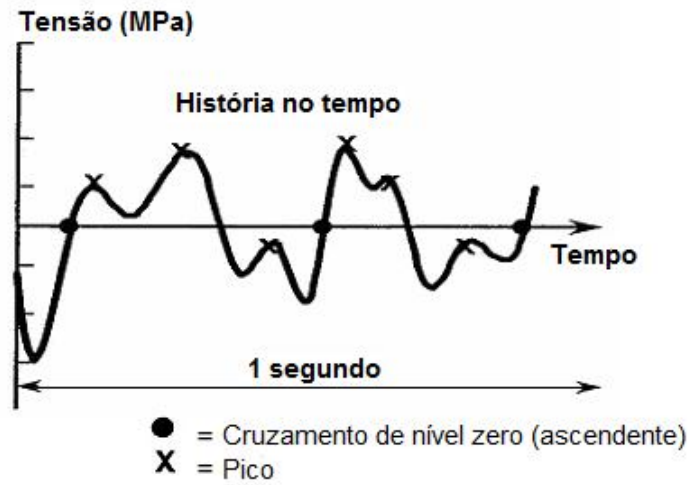


Figura 5.18 - Cruzamentos de nível zero e picos
Fonte: Modificado de Ariduru (2004)

O taxa de cruzamento de nível zero é dada por:

$$N_0 = \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} \quad (5.7)$$

A taxa de picos é:

$$N_p = \sqrt{\frac{m_4}{m_2}} \quad (5.8)$$

O fator de irregularidade é definido como a razão entre a taxa de cruzamento de nível zero pela taxa de picos. O fator de irregularidade se encontra na faixa de 0 a 1. Para um valor de 1 o processo deve ser de banda estreita. Conforme um processo diverge de banda estreita, o fator de irregularidade tende em direção a 0 e o processo é de banda larga.

Portanto, o fator de irregularidade é obtido por:

$$\alpha = \sqrt{\frac{m_2^2}{m_0 m_4}} \quad (5.9)$$

5.4.5. ESTIMAÇÃO DE DANO DE FADIGA

De acordo com Benasciutti (2005), em processos randômicos é muito difícil determinar exatamente o dano de fadiga que a estrutura está sujeita. Portanto é comum utilizar o conceito de intensidade de dano $\bar{D}$, o qual estima o dano de fadiga por unidade de tempo. A intensidade de dano é função do enésimo momento da distribuição de carga e é dado por:

$$\bar{D} = \frac{N_p}{k} \int_0^{\infty} S^m p(S) dS \quad (5.10)$$

5.4.6. MODELOS UTILIZADOS PARA ESTIMAR A VIDA DE FADIGA

Os modelos descritos aqui são característicos de processos Gaussianos e estacionários. Estes modelos são divididos para processos de banda estreita e de banda larga.

Segundo Mørch et al (2013), os processos de banda estreita permitem uma derivação direta da distribuição da carga (PDF). Já para processos de banda larga, a relação entre distribuição de picos e amplitudes de ciclos é muito mais complexa. Para processos de banda estreita é razoável assumir que todo pico é coincidente com um ciclo e que, conseqüentemente, as amplitudes dos ciclos são distribuídas segundo uma função Rayleigh. A expressão de intensidade de dano de fadiga para banda estreita foi originalmente proposta por Miles em 1956, e pode ser visualizada abaixo:

$$\bar{D}_{BE} = \frac{N_0}{k} (\sqrt{2m_0})^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (5.11)$$

Onde $\Gamma(\cdot)$ é a função gamma, dada por:

$$\Gamma(z) = \int_0^{\infty} t^{z-1} e^{-t} dt \quad (5.12)$$

De acordo com Benasciutti (2005), é amplamente aceito o fato que modelos de banda estreita, quando aplicados em processos de banda larga, tendem a superestimar o dano de fadiga, e isso foi provado por Rychlik em 1993.

Muitas expressões foram propostas para corrigir este conservatismo. A maioria foi desenvolvida com referência à design de plataformas offshore onde o interesse nas técnicas já existia há muitos anos. Em geral, as expressões foram desenvolvidas gerando amostras de carregamento no tempo a partir de PSDs utilizando a transformada inversa de Fourier (BISHOP, 1999).

5.4.7. MODELO DE DIRLIK

Segundo Benasciutti (2005), provavelmente a mais famosa aproximação empírica da distribuição de carga rainflow foi a proposta por Dirlik (1985), a qual usa a combinação de uma distribuição Exponencial e duas Rayleigh. No modelo de Dirlik a distribuição de carga (PDF) é aproximada por:

$$p(S) = \frac{1}{2\sqrt{m_0}} \left[\frac{D_1}{Q} e^{\frac{-Z}{Q}} + \frac{D_2 Z}{R'^2} e^{\frac{-Z^2}{2R'^2}} + D_3 Z e^{\frac{-Z^2}{2}} \right] \quad (5.13)$$

Onde:

$$Z = \frac{S}{2\sqrt{m_0}}; \quad (5.14) \quad D_1 = \frac{2 \left[\frac{m_1}{m_0} \sqrt{\left(\frac{m_2}{m_4} \right)} - \alpha^2 \right]}{1 + \alpha^2}; \quad (5.15)$$

$$R' = \frac{\alpha - \frac{m_1}{m_0} \sqrt{\left(\frac{m_2}{m_4} \right)} - D_1^2}{1 - \alpha - D_1 + D_1^2}; \quad (5.16) \quad D_2 = \frac{1 - \alpha - D_1 + D_1^2}{1 - R'}; \quad (5.17)$$

$$D_3 = 1 - D_1 - D_2; \quad (5.18) \quad Q = \frac{1.25(\alpha - D_3 - D_2 R')}{D_1}. \quad (5.19)$$

Para cálculo do dano de fadiga utilizando a regra de Palmgren-Miner, a distribuição de carga (equação 5.13) é substituída na equação de intensidade de dano (equação 5.10) que deriva a seguinte expressão:

$$\overline{D}_{DK} = \frac{N_p}{k} (\sqrt{m_0})^m \left[D_1 Q^m \Gamma(1 + m) + \sqrt{2}^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) (D_2 |R'|^m + D_3) \right] \quad (5.20)$$

5.4.8. MODELO DE ZHAO-BAKER

Zhao e Baker descreveram uma aproximação alternativa que leva a um simples modelo para a distribuição de faixa de carga sob carregamento estacionário que evita o procedimento incômodo de simulação e contagem de ciclo. Os autores mostraram que este modelo pode ser usado no lugar do método rainflow de contagem de ciclo, proporcionando uma ferramenta eficiente e exata para a estimação de fadiga sob carregamento aleatório (SISQUINI, 2001).

Segundo Benasciutti (2005), Zhao e Baker utilizaram um conceito similar ao de Dirlik assumindo que a distribuição de carga (PDF) é uma combinação linear de uma distribuição de Weibull e uma de Rayleigh:

$$p(S) = W \theta' \beta Z^{\beta'-1} e^{-\theta Z^{\beta'}} + (1 - W) Z e^{\frac{-Z^2}{2}} \quad (5.21)$$

Onde Z é o mesmo utilizado por Dirlik e:

$$\theta' = 8 - 7\alpha; \quad (5.22) \quad \beta' = \begin{cases} 1.1, & \text{se } \alpha < 0.9 \\ 1.1(\alpha - 0.9), & \text{se } \alpha \geq 0.9 \end{cases} \quad (5.23)$$

$$W = \frac{1 - \alpha}{1 - \sqrt{\frac{2}{\pi}} \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta'}\right) \theta'^{\frac{-1}{\beta'}}} \quad (5.24)$$

Para processos de banda estreita $\alpha = 1$, o que leva a $\theta' = 1$, $\beta' = 1$ e $W = 0$, implicando que a distribuição de carga segue uma distribuição de Rayleigh. No entanto, de acordo com a definição de θ' e β' , quando $\alpha \leq 0,13$ implica que $W > 1$, o que não é correto, porém aplicações que tem valores de α tão baixos não são comuns na prática. De modo análogo ao de Dirlik, utilizando a regra de Palmgren-Miner, a distribuição de carga é substituída na equação de intensidade de dano (equação 5.10) que deriva a seguinte expressão:

$$\bar{D}_{ZB} = \frac{N_p}{k} (\sqrt{m_0})^m \left[W \theta^{\frac{-m}{\beta'}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{\beta'}\right) + (1 - W) 2^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \right] \quad (5.25)$$

5.4.9. MODELO DE TOVO-BENASCIUTTI

De acordo com Mrš nik et al (2013), através de estudos com diversas simulações matemáticas aplicando diferentes PSD's com parâmetros diferentes, Benasciutti e Tovo (2005) desenvolveram uma equação que utiliza como base o dano à fadiga em banda estreita. O dano de fadiga é estimado através de uma combinação do dano esperado por uma aproximação de banda estreita e do dano esperado através de um método de *range counting*. Esta combinação é feita através de um fator de peso b , que foi determinado através de simulações numéricas.

$$b = \frac{(\alpha_1 - \alpha_2) [1.112 (1 + \alpha_1 \alpha_2 - (\alpha_1 + \alpha_2)) e^{2.11 \alpha_2} + (\alpha_1 - \alpha_2)]}{(\alpha_2 - 1)^2} \quad (5.26)$$

Onde α_1 e α_2 são parâmetros de largura de banda definidos pela equação abaixo, sendo α_2 igual ao fator de irregularidade α .

$$\alpha_i = \sqrt{\frac{m_i^2}{m_0 m_{2i}}} , \quad \text{com } 0 \leq \alpha_i \leq 1 \quad (5.27)$$

A expressão final para a intensidade de dano de fadiga através do método de Tovo-Benasciutti é:

$$\bar{D}_{TB} = [b + (1 - b)\alpha_2^{m-1}] \left(\frac{N_0}{k}\right) (\sqrt{2m_0})^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (5.28)$$

6. MECÂNICA DA FRATURA

6.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

"Embora todo cuidado possa ser tomado durante a fabricação, é quase sempre inevitável que estruturas de aço soldadas venham a apresentar alguma forma de defeito, embora pequenos e, é essencial para ambos, projetista e executor - conhecerem qual a periculosidade da presença de defeitos em um dado material sob dadas condições externas de tensão e temperatura".

Assim Burdekin, em um artigo publicado 1966, justificava a necessidade do desenvolvimento de técnicas que conseguissem prever o comportamento de estruturas com defeitos prévios. O objetivo da Mecânica da Fratura é a de determinar se um defeito tipo trinca (figura 6.1) irá ou não levar o componente à fratura catastrófica para tensões normais de serviço permitindo, ainda, determinar o grau de segurança de um componente trincado (STROHAECKER, 2003).

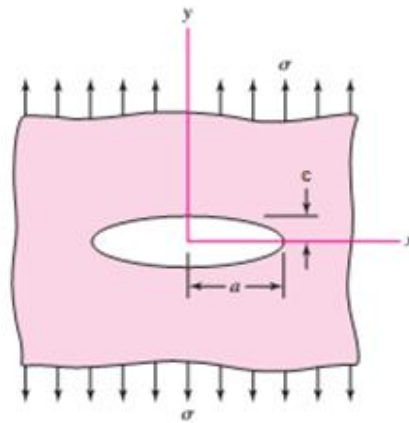


Figura 6.1 - Placa com falha carregada uniaxialmente
Fonte: Shigley (2006)

A base da mecânica da fratura foi estabelecida por Griffith em 1921 utilizando cálculos de campo de tensão para uma falha elíptica em uma placa. Para uma placa infinita sujeita a uma tensão uniaxial (figura 6.1), a máxima tensão ocorria na ponta da falha e era dada por:

$$\sigma_{max} = \left(1 + 2\frac{a}{c}\right)\sigma \quad (6.1)$$

Sendo a e c respectivamente metade do comprimento e da largura de uma trinca. Para trincas finas, $c/a \rightarrow 0$, a equação 6.1 prevê que $\sigma_{max} \rightarrow \infty$. No entanto, em nível microscópico, uma trinca infinitamente aguda é uma abstração hipotética que é fisicamente impossível, portanto a tensão será finita na ponta da trinca. Para materiais dúcteis e cargas estáticas a razão entre a tensão máxima e a tensão nominal é chamada de fator de concentração de tensão K_t (SHIGLEY, 2006).

O fenômeno de concentração de tensão em trincas é demonstrado na figura abaixo, que mostra um perfil de tensão de uma seção contendo uma trinca interna.

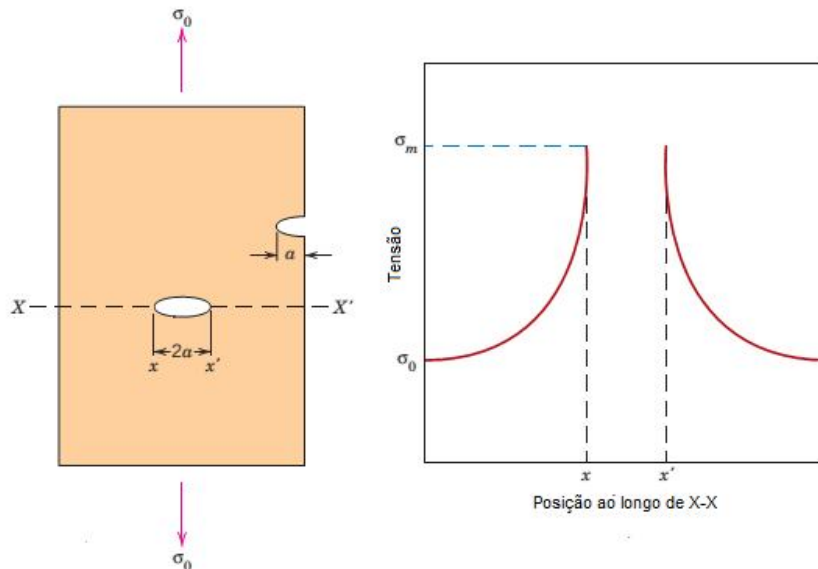


Figura 6.2 - Perfil de tensão próximo a uma trinca
Fonte: Modificada de Callister (2007)

Como indicado por este perfil, a magnitude da tensão diminui conforme se afasta da ponta da trinca. Devido a essa habilidade de amplificar a tensão, essas falhas são denominadas concentradores de tensão (CALLISTER, 2007).

Os conceitos da Mecânica da Fratura provaram ser adequado para a predição das condições de falhas de estruturas e foram divididos em dois ramos: a regida pelo comportamento Linear-Elastico (MFLE) e a regida pelo comportamento Elasto-Plástico (MFEP) (STROHAECKER, 2003).

As análises de fadiga tradicionais baseadas na mecânica da fratura utilizam o método da mecânica da fratura linear-elástico (MFLE), considerando pequenos tamanhos de zonas plásticas na ponta da trinca. Portanto este trabalho não entrará no mérito da teoria do comportamento Elasto-Plástico (MFEP).

6.2. MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

6.2.1. INTRODUÇÃO

Segundo Strohaecker (2003), nesta abordagem há três modos de propagação de trincas:

- Carregamento I (abertura de ponta de trinca);
- Carregamento II (cisalhamento);
- Carregamento III (rasgamento).

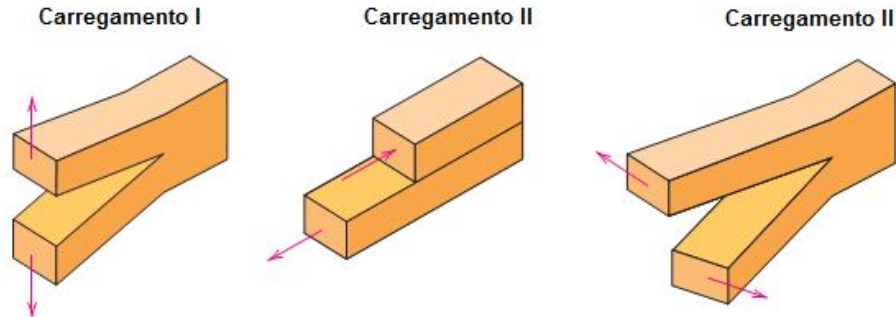


Figura 6.3 - Modos de propagação de trinca
Fonte: Modificada de Callister (2007)

De acordo com Bishop (1999), como o modo de carregamento I é o mais fácil de ser estudado, utilizando espécies geométricas normatizadas, as informações sobre os modos II e III de crescimento de trinca são escassas. Mesmo assim o modo I é o mais comum e importante em falhas por fadiga em serviço. As primeiras teorias de propagação de trinca se concentravam na energia absorvida quando uma trinca se propagava, mas agora são concentradas no campo de tensão em volta da ponta da trinca. Westergaard mostrou que este campo pode ser expresso de uma maneira que todos os termos (tensões normais e tensões de cisalhamento) podem ter um

fator $\sigma\sqrt{(\pi a)}$ em comum. Com isso é possível identificar um parâmetro que caracteriza por completo o campo de tensões em volta da ponta de uma trinca. Este parâmetro é chamado de **fator intensidade de tensão**, e dado por:

$$K_I = \beta S \sqrt{\pi a} \quad (6.2)$$

Onde o índice I é referente ao modo de crescimento da trinca, a é o comprimento da trinca, S é a tensão nominal gerada e β é o fator de modificação de intensidade de tensão.

Segundo Shigley (2006), o fator intensidade de tensão K_I é função da geometria, tamanho e forma da trinca e do tipo de carregamento. Por isto a forma geral de K_I (equação 6.2) é em função do fator β que varia conforme a geométrica e carregamento do elemento. O fator intensidade de tensão K_I não deve ser confundido com o fator concentração de tensão K_t . Tabelas de β são disponíveis na literatura para configurações básicas. Um exemplo pode ser visto abaixo:

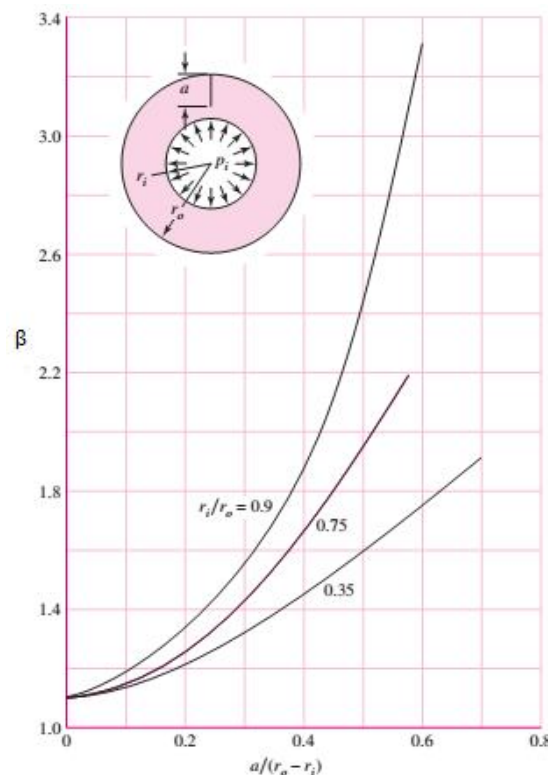


Figura 6.4 - Valores de β para um cilindro sujeito a pressão interna
Fonte: Shigley (2006)

Quando o fator intensidade de tensão alcança um valor crítico K_{IC} , começa a propagação instável da trinca. Este valor crítico é uma propriedade do material, e depende de características como taxa de carregamento, temperatura e estado da tensão na ponta da trinca. O fator de intensidade de tensão crítico K_{IC} é também chamado de **tenacidade à fratura**.

Irwin (1957) e Williams (1957) estudaram o campo de tensões na vizinhança da ponta de uma trinca, caracterizando-o em termos do fator intensidade de tensões K_I . Este campo, em coordenadas polares, é dado pela seguinte equação:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi r)}} f(\theta) \quad (6.3)$$

Onde r e θ são as coordenadas polares a partir da ponta da trinca e f é uma função adimensional (figura 6.5).

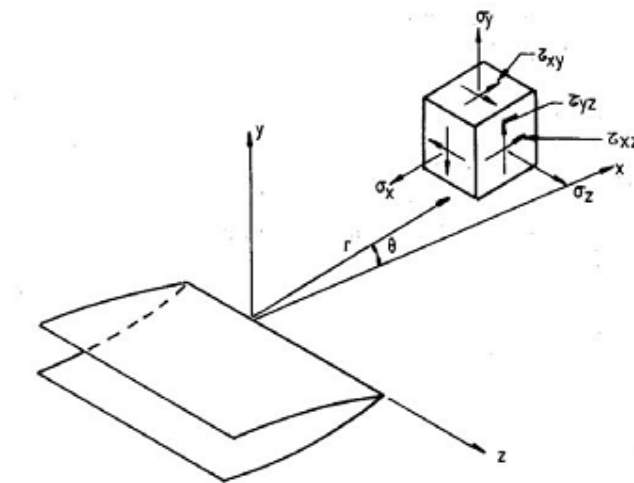


Figura 6.5 - Campo de tensões na ponta da trinca
Fonte: Strohaecker (2003)

Observa-se que a equação 6.3 prevê que à medida que tende r a zero as tensões tendem para o infinito. Evidentemente, em materiais reais, estas tensões serão limitadas pelo escoamento localizado que ocorre em uma região à frente da trinca, denominada de zona plástica (figura 6.5). Assim, embora a distribuição de tensões elásticas caracterizada pelo parâmetro K_I seja válida apenas nas proximidades da extremidade da trinca isto é, quando $r \rightarrow 0$, ela não é uma solução correta

exatamente na extremidade do defeito. No entanto, uma vez que o tamanho da zona plástica seja pequeno comparado ao campo governado pelo fator de intensidade de tensões K_I , a zona plástica poderá ser considerada meramente como uma pequena perturbação no campo elástico, e a mecânica da fratura linear elástica pode ser utilizada (STROHAECKER, 2003).

6.2.2. PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DE FADIGA PELA MFLE

A primeira fase das trincas de fadiga é designada de estágio de fadiga I, é onde ocorrem as nucleações das trincas. Escorregamento de cristais que se estendem através de vários grãos adjacentes, inclusões e imperfeições de superfície é presumido como fator importante. Como a maioria destes processos é invisível ao observador, é assumido que o estágio I abrange vários grãos. A segunda fase, extensão da trinca, é chamada de estágio de fadiga II. Neste estágio a propagação da trinca é ordenada. O avanço das trincas produz evidências (marcas de praia, por exemplo) que podem ser observadas em micrografias através de um microscópio eletrônico. A fratura final ocorre durante o estágio de fadiga III. Quando a trinca é grande o suficiente para $K_I = K_{IC}$ para a tensão envolvida, esta se propaga de forma catastrófica e ocorre a falha repentina da estrutura. O estágio III é associado então com a rápida aceleração da taxa de crescimento da trinca e consequente fratura. As trincas de fadiga se formam e crescem quando o elemento está sujeito a tensões cíclicas. Considerando a tensão sendo flutuante entre os limites de S_{max} e S_{min} , onde a faixa de tensão é definida como $\Delta S = S_{max} - S_{min}$. Utilizando a equação 6.2 temos que a faixa do fator intensidade de tensão é:

$$\Delta K_I = \beta \Delta S \sqrt{\pi a} \quad (6.4)$$

Assumindo uma trinca de comprimento inicial a_0 , a propagação desta trinca em função do número de ciclos N irá depender da faixa de tensão ΔS , ou seja, da faixa do fator intensidade de tensão ΔK_I . Para ΔK_I abaixo de um valor limite $(\Delta K_I)_{lim}$ a trinca não irá propagar. A figura a seguir representa o comprimento da trinca a em função de N para três faixas de tensão $(\Delta S)_3 > (\Delta S)_2 > (\Delta S)_1$, onde $(\Delta K_I)_3 >$

$(\Delta K_I)_2 > (\Delta K_I)_1$. Nota-se que quanto maior o (ΔK_I) , maior o comprimento da trinca em um número de ciclos particular (figura 6.6).

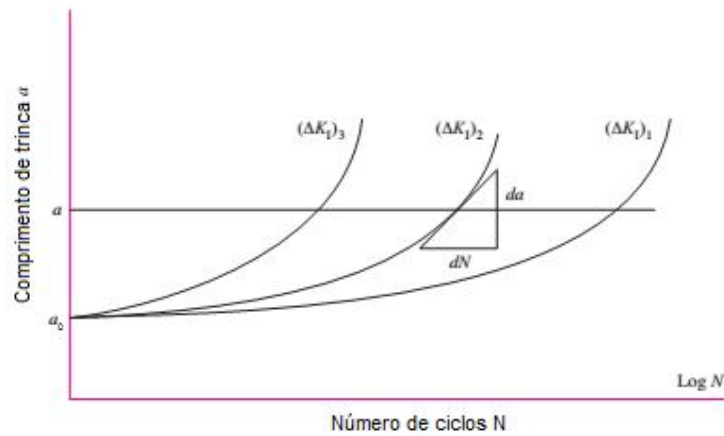


Figura 6.6 - Aumento do comprimento de trinca em função do ΔK_I
Fonte: Modificado de Shigley (2006)

Quando a taxa de propagação de trinca por ciclos da/dN da figura 6.6 é plotada, as informações das três faixas se sobrepõem para dar origem a uma curva sigmoidal (figura 6.7). Nesta curva estão presentes os três estágios das trincas de fadiga (SHIGLEY, 2006).

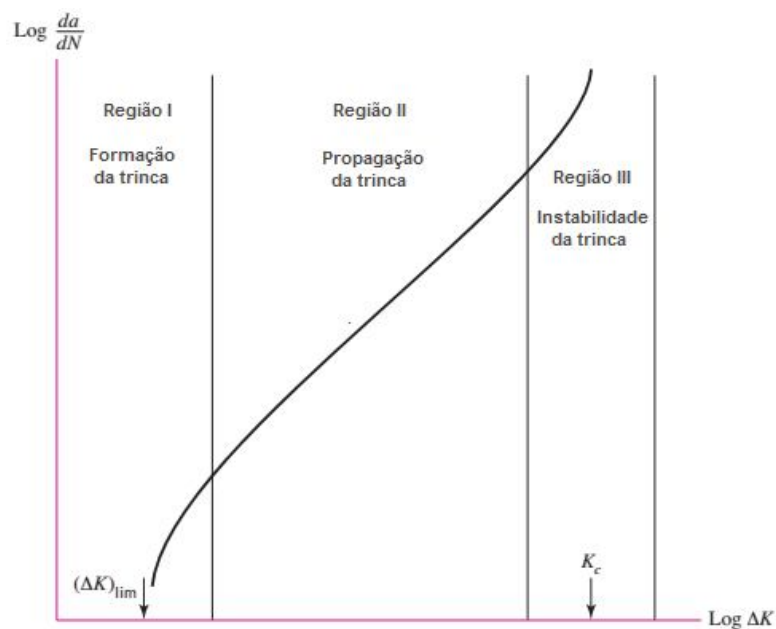


Figura 6.7 - Curva da/dN por ΔK_I
Fonte: Modificado de Shigley (2006)

6.2.3. LEI DE PARIS-ERDOGAN

De acordo com Bishop (1999), a região II tem um comportamento linear. Ambas as escalas são logarítmicas, e a expressão que rege está reta é:

$$da/dN = C(\Delta K_I)^{m'} \quad (6.5)$$

Onde C e m' são propriedades do material. Esta expressão é a mais utilizada, e é chamada de equação de **Paris-Erdogan**. Para valores altos de ΔK_I o gráfico diverge de uma reta. Isto não é muito importante na maioria dos casos práticos, pois a trinca está se propagando tão rapidamente que grandes variações na expressão fazem pouca diferença na vida de fadiga. Muito mais importante é a divergência do gráfico para valores baixos de ΔK_I . Nesta região existe o valor limite $(\Delta K_I)_{lim}$, onde abaixo dele a taxa de propagação é zero.

Segundo Strohaecker (2003), a partir da Lei de Paris-Erdogan pode-se quantificar a resistência à propagação de uma trinca pré-existente em um componente submetido a um carregamento cíclico (ΔK_I considera a geometria, o nível de flutuação de carregamento, o tamanho da pré-trinca,...) o que é altamente desejável, pois possibilita:

- I. A partir do conhecimento das tensões atuantes e do tamanho das trincas existentes em uma estrutura prever a vida residual ou estabelecer os intervalos necessários de inspeção para que esta opere dentro de limites aceitáveis de segurança,
- II. Obtenção de critérios para a seleção de materiais para uma determinada aplicação além de poder comparar as características quanto a fadiga no desenvolvimento de novas ligas.

A lei de Paris-Erdogan mostra que a estimativa de vida de fadiga é extremamente sensível as condições iniciais, incluindo falhas preexistentes, propagação inicial de trinca e mudanças na forma. Isto significa que muito mais é envolvido na abordagem

da MFLE comparado à tradicional estimação baseada nas curvas $S-N$. É por isso que a abordagem da MFLE recebeu aceitação na indústria marinha e offshore, e é principalmente empregada em metodologias de design segura a falhas, onde trincas iniciais são conhecidas e a vida residual de fadiga precisa ser estimada para a confiabilidade da estrutura seja mantida no mesmo nível como a da abordagem da curva $S-N$ (CRAMER 1992, apud YU 2010).

A estimação de vida de fadiga de uma estrutura sujeita a carregamento de amplitude constante é feita então através da integração da equação de Paris-Erdogan, substituindo antes a expressão de ΔK .

$$\int_0^{N_f} dN = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(\beta \Delta S \sqrt{\pi a})^{m'}} \quad (6.6)$$

Logo:

$$N_f = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(\beta \Delta S \sqrt{\pi a})^{m'}} \quad (6.7)$$

Onde N_f é o número de ciclos para a falha, a_0 é o tamanho inicial da trinca e a_f o tamanho final da trinca.

Apesar de muito usada na prática, a lei de Paris-Erdogan só descreve a fase intermediária da curva da/dN versus ΔK_I (região II), não considerando nem a existência de um limiar de propagação, abaixo do qual não há propagação (região I), dado por $(\Delta K_I)_{lim}$, nem a instabilidade das trincas (região III), que ocorre quando o maior valor do fator de intensidade de tensão K_{max} atinge a tenacidade à fratura do material K_c . Por causa das limitações citadas, outras equações empíricas foram propostas para se descrever com mais precisão toda a forma sigmoidal curva da/dN versus ΔK_I (SISQUINI, 2001).

6.2.4. EQUAÇÃO DE WALKER

Segundo Lee et al. (2005), existe um parâmetro chamado razão de tensão R , que pode ser obtido por:

$$R = \frac{S_{min}}{S_{max}} \quad (6.8)$$

Os efeitos desta razão de tensão podem ser levados para formar uma faixa de fator intensidade de tensão equivalente $\overline{\Delta K_I}$, dado por:

$$\overline{\Delta K_I} = \frac{\Delta K_I}{(1 - R)^{1-\gamma}} \quad (6.9)$$

Onde γ é uma constante. Substituindo este fator equivalente na equação de Paris-Erdogan, é obtida a equação de Walker:

$$da/dN = C \left(\overline{\Delta K_I} = \frac{\Delta K_I}{(1 - R)^{1-\gamma}} \right)^{m'} \quad (6.10)$$

6.2.5. EQUAÇÃO DE FORMAN

De acordo com Forman et al. (1967) apud Lee et al. (2005), a taxa de propagação de trinca depende do fator de intensidade de tensão crítico K_c . Com isso a região III da curva sigmoidal é levada em consideração. A equação de Forman é representada da seguinte forma:

$$da/dN = \frac{C(\Delta K_I)^{m'}}{(1 - R)K_c - \Delta K_I} \quad (6.11)$$

6.3. PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DE FADIGA SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL

As equações tradicionais de propagação de trincas por fadiga são baseadas em experimentos de fadiga com nível de tensão fixo, ou seja, carregamento cíclico, homogêneo e de amplitude constante. Não levam em conta os chamados efeitos de interações devido a irregularidades de carregamento, como o do carregamento aleatório. Ao contrário do carregamento de amplitude constante, o incremento de propagação de trincas por fadiga depende, em geral, não somente do tamanho de trinca atual e da carga aplicada, mas também da história de carga anterior. Os efeitos de interação ou de sequência de carga têm significativa influência sobre a taxa de propagação de trinca e, conseqüentemente, sobre a vida sob fadiga (SISQUINI, 2001).

Segundo Gallagher (1988), para estimar o dano de fadiga de estruturas sob carregamento de amplitude variável são utilizados algoritmos de integração de dano de propagação de trinca ciclo a ciclo, que são baseados no conceito simples que o dano se acumula monotonicamente durante a vida a fadiga (equação 6.12).

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^N \left. \frac{da}{dN} \right|_i \quad (6.12)$$

De acordo com Ribeiro et al. (2009?), estas interações, que são altamente dependentes da sequência do carregamento, tornam a estimativa de vida de fadiga sob carregamento de amplitude variável muito mais complexa do que a estimativa sob carregamento de amplitude constante.

Um dos importantes efeitos de interação de carga é o retardo na propagação de trincas por fadiga após uma sobrecarga de tração suficientemente grande. Como mostra a figura 6.8, os efeitos de sequência de carga são um resultado de interações de carga, que produzem atrasos na propagação de trincas por fadiga, o qual implica que o Δa num ciclo de carga dependerá do que ocorreu nos ciclos

anteriores. De modo semelhante, um ciclo de carga afetará o Δa em ciclos subsequentes.

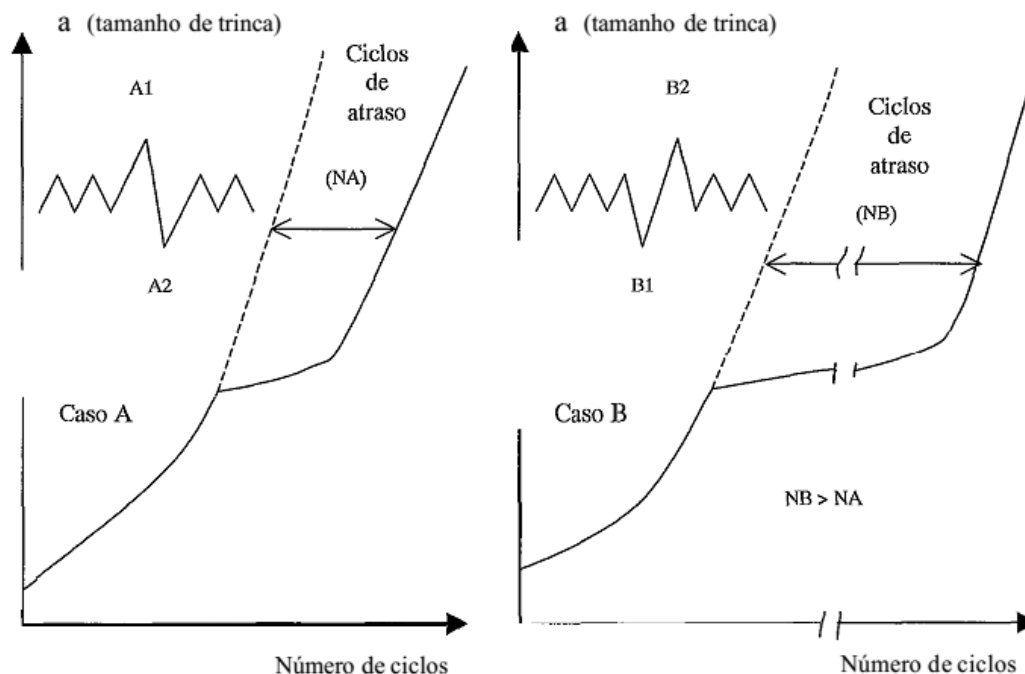


Figura 6.8 - Diferentes atrasos dependendo da sequência do pico no ciclo de carga
 Fonte: Sisquini (2001)

Diferentes atrasos na figura 6.8, para o caso A e o caso B, podem ser entendidos se o fechamento de trinca for considerado. No caso B, a faixa de carga B1/B2 causará uma grande zona plástica. Se a ponta da trinca está penetrando nesta zona, enfrentará um alto nível de tensão de abertura de trinca e ocorrerá um significativo retardo de propagação de trinca. No caso A, uma grande zona plástica igualmente ocorrerá no pico de carga A1 e a ponta da trinca será aberta plasticamente. A faixa de carga A1/A2 então causará uma considerável reversão da plasticidade na frente da ponta da trinca. Consequentemente, teremos menores níveis de tensão de abertura de trinca como resultado, gerando um atraso na propagação de trinca muito menor (SISQUINI, 2001).

Segundo Ribeiro et al. (2009?), muitos modelos tem sido desenvolvidos para estimar a vida de fadiga de elementos sob carregamento de amplitude variável. Estes tentam avaliar corretamente os efeitos das interações das cargas na propagação da trinca de fadiga. Geralmente, estes modelos utilizam o conceito de atraso na

propagação de trinca e os classificam em duas categorias: modelos de plasticidade da ponta da trinca e modelos de fechamento de trinca. Os modelos de plasticidade da ponta da trinca se baseiam na hipótese que o atraso na propagação da trinca ocorre devido a grande zona plástica desenvolvida na ponta da trinca devido a uma sobrecarga. Entre estes modelos está o modelo de Wheeler (1972). A outra categoria de modelos de atraso é baseada na abordagem de fechamento de trinca, considerando deformação plástica e interação da face da trinca com o rastro formado pela crescente trinca, proposta por Elber (1972).

6.3.1. MODELO DE WHEELER

O modelo de Wheeler é um modelo simples que calcula o atraso na propagação da trinca que ocorre após uma sobrecarga utilizando um parâmetro de atraso, ϕ_a , que descreve a redução da taxa de propagação de trinca para trincas de fadiga avançando através da zona plástica expandida produzida pela sobrecarga. Este parâmetro pode ser utilizado em qualquer modelo de propagação de trinca sob carregamento constante. Portanto, aplicando o modelo de Wheeler na lei de Paris-Erdogan é obtida a seguinte equação (RIBEIRO, 2009?):

$$da/dN = \phi_a [C(\Delta K_I)^{m'}] \quad (6.13)$$

De acordo com Sisquini (2001), o parâmetro de atraso, ϕ_a , é definido como:

$$\phi_a = \begin{cases} \left(\frac{R_p}{a_p - a} \right)^n, & a + R_p < a_p \\ 1, & a + R_p \geq a_p \end{cases} \quad (6.14)$$

Onde R_p é a extensão da zona de escoamento atual, a_p é a distância da ponta da trinca à interface elástica-plástica e n é um expoente de forma (shaping). O tamanho da zona de escoamento para o caso de estado de deformação plana, onde S_e é a tensão de escoamento, é dado por:

$$R_p = \frac{1}{4\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\Delta K_I}{S_e} \right) \quad (6.15)$$

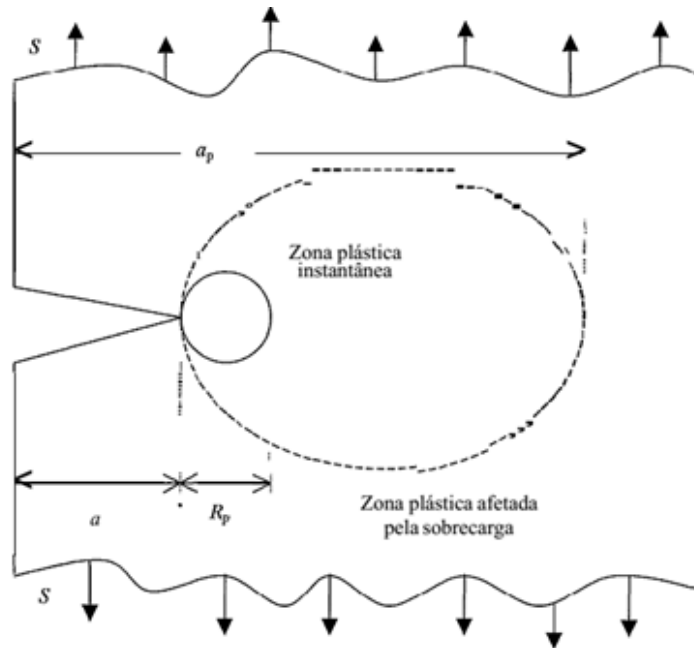


Figura 6.9 - Zona plástica na ponta da trinca no modelo de Wheeler
Fonte: Sisquini (2001)

De acordo com Ribeiro et al. (2009?), o modelo de Wheeler tem tido sucesso na modelagem do atraso de propagação de trinca básico devido a sobrecargas únicas. No entanto, a determinação experimental do parâmetro de atraso é geralmente difícil. Além disso, este modelo não leva em conta os efeitos de subcargas e conjunto de subcargas/sobrecargas.

6.3.2. MODELO DE ELBER

A primeira ideia sobre o mecanismo de fechamento de trinca foi baseada em observações experimentais da interação entre a face da trinca com o rastro formado pela crescente trinca, Elber argumentou que um ciclo de carga só é efetivo na para o crescimento de uma trinca de fadiga se a ponta da trinca estiver completamente

aberta, sugerindo que uma faixa de fator intensidade de tensão efetiva ΔK_{ef} , deveria ser obtida através da seguinte expressão:

$$\Delta K_{ef} = K_{max} - K_{op} \quad (6.16)$$

Onde K_{op} representa o fator intensidade de tensão correspondente à tensão de abertura da trinca S_{op} (RIBEIRO, 2009?).

O fator de intensidade de tensão de abertura de trinca é considerado como uma propriedade do material a ser determinado de experimentos e geralmente tem um valor positivo pequeno (SHETTY e BAKER, 1990).

Segundo Khan et al. (2008?), Elber desenvolveu um parâmetro, U , para a razão entre a faixa de fator intensidade de tensão efetiva e a faixa de fator intensidade de tensão. Este parâmetro facilita a aplicação do modelo de Elber, já que a obtenção do fator K_{op} é complicada. O parâmetro U é dado por:

$$U = \frac{\Delta K_{ef}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} \quad (6.17)$$

Elber (ELBER, 1976) e Schijve (SCHIJVE, 1980) observaram que para carregamentos randômicos, a tensão S_{op} , e por consequência o fator K_{op} , permaneciam em um nível constante.

Schijve (SCHIJVE, 1988) também apresentou uma equação que relaciona o parâmetro U com a razão de tensão R :

$$U = \frac{1}{1,5 - R} \quad (6.18)$$

Portanto a faixa de fator intensidade de tensão efetiva ΔK_{ef} se torna:

$$\Delta K_{ef} = \begin{cases} K_{max} - K_{op}, & K_{op} > K_{min} \\ K_{max} - K_{min}, & K_{op} < K_{min} \end{cases} \quad (6.19)$$

Onde K_{op} é dado substituindo a equação 6.18 em 6.17:

$$K_{op} = \frac{K_{max}}{3 - 2R} \quad (6.20)$$

De acordo com Sisquini (2001), muitos pesquisadores acreditam que o modelo fechamento de trinca de Elber considera que uma sobrecarga causa tensões compressivas residuais muito grandes nas superfícies de trincas por fadiga, tal que uma porção muito grande da subsequente carga de tração tem de ser usada para abrir a trinca, resultando numa carga efetiva muito menor e assim o retardo.

No entanto, segundo Schijve (1988), pesquisas têm confirmado que o fechamento de trinca leva em conta os retardos e as acelerações que ocorrem depois de uma sobrecarga ou uma mudança da faixa de tensão cíclica. O retardo depois de uma sobrecarga não é uma consequência de tensões compressivas residuais à frente da ponta da trinca, como se pensava, mas, ao invés disto, é o resultado de deformações residuais atrás da ponta da trinca. Semelhantemente, as acelerações de propagação de trinca são devidas à falta de deformações residuais à frente da ponta da trinca. Estas pesquisas têm estimulado o desenvolvimento de novos modelos de propagação de trinca para o carregamento de amplitude variável. Ao mesmo tempo têm reduzido a credibilidade de outros modelos de propagação de trinca se o fechamento de trinca não fizer parte deles.

7. METODOLOGIA

Como foi determinado no início, este trabalho tem como objetivo a estimativa da vida de fadiga para garantir a integridade e confiabilidade de tubulações de transporte de petróleo. Isto foi feito através da utilização de dois métodos: Para o caso de não haver trincas a priori, **caso I**, foi utilizado um método atual de Rainflow no domínio da frequência baseado na curva $S-N$; e para o caso de haver trincas a priori, **caso II**, foi utilizado um método de propagação de trincas.

Para comprovar a aplicabilidade destes métodos foi simulado um carregamento fictício em ambiente computacional, para ser aplicado em um trecho de uma tubulação de transporte de petróleo. A tubulação adotada neste trabalho foi de aço BS 4360 Grade-50D, com diâmetro externo de 20" (0,508 m) e espessura de parede de 1" (0,0254 mm). Isto devido à facilidade de obtenção de todas as propriedades mecânicas e parâmetros de fadiga necessários para a aplicação dos métodos. Essas propriedades e parâmetros foram retirados de Shetty e Baker (1990), e podem ser observadas na tabela 7.1.

Tabela 7.1 - Propriedades e dimensões da tubulação

Aço BS 4360 Gr-50D

Propriedades e Parâmetros	Valor Utilizado
Tensão de Escoamento (S_e)	380 MPa
Coefficiente da Curva $S-N$ (k)	3,7E+12
Expoente da Curva $S-N$ (m)	3
Coefficiente da Eq. de Paris (C)	6,4E-12
Expoente da Eq. de Paris (m')	3

Fonte: Autor

As análises e aplicações dos métodos foram feitas em ambiente computacional, utilizando o software Matlab da empresa The Mathwoks Inc. Todas as funções utilizadas neste trabalho estarão destacadas em negrito nos textos juntamente com

a extensão .m, característica do programa Matlab. Além disto, todas as funções utilizadas e citadas neste trabalho estão disponíveis no apêndice, com seus respectivos comentários explicativos.

7.1. MÉTODOS ADOTADOS

Nesta seção será descrito quais métodos foram escolhidos, o porquê da escolha dos mesmos e ainda características particulares de cada um dos métodos.

7.1.1. MÉTODO ESCOLHIDO PARA O CASO I

Como foi visto nos capítulos anteriores o método Rainflow de contagem de ciclos no domínio do tempo é um método amplamente utilizado na indústria para análise de estruturas ou equipamentos sujeitos a carregamentos não determinísticos. Mas foi ressaltado também que este método requer grande amostragem de dados e em geral maior esforço computacional. Métodos no domínio da frequência foram então desenvolvidos para evitar esses inconvenientes. Neste trabalho, para estimar a vida de fadiga no caso de não haver trincas a priori, foi escolhido trabalhar com um método no domínio da frequência.

Dentre os modelos apresentados na seção 5.4 e outros modelos existentes na literatura foi escolhido trabalhar com o modelo proposto por **Tovo e Benasciutti**, devido a sua facilidade de aplicação e sua eficiência. Apesar do modelo de Dirlik ser conhecido por ter um melhor desempenho e por isso ser o mais utilizado, Tovo e Benasciutti, em 2004, compararam um grupo de modelos no domínio da frequência. A comparação foi feita simulando funções de densidade espectral (PSD) numericamente e verificando a precisão dos modelos. Entre os modelos comparados estavam o modelo de Dirlik, de Zhao-Baker e o próprio proposto de Tovo-Benasciutti. Através deste estudo foi comprovado que o modelo de Tovo-Benasciutti possui precisão equivalente ao modelo de Dirlik. Mas para ser realmente confiável, o modelo de Tovo-Benasciutti deveria ser estudado também por outros pesquisadores. Em 2005 Tovo e Benasciutti (2005), aperfeiçoaram o modelo,

determinando experimentalmente o fator de peso b utilizado. Em 2013, Mršnik et al (2013), realizou um estudo comparando, tanto teoricamente quanto experimentalmente, diversos métodos no domínio da frequência. Novamente entre eles estavam os modelos de Dirlik, de Zhao-Baker e de Tovo-Benasciutti. O objetivo deste estudo era determinar os modelos mais precisos para serem utilizados cegamente em diferentes processos de banda larga. O resultado concluiu que o modelo mais preciso foi o de Tovo-Benasciutti, seguido pelos modelos de Dirlik e Zhao-Baker.

O modelo de Tovo-Benasciutti é um método de estimação de vida de fadiga no domínio da frequência que estabelece dependências com a contagem de ciclos Rainflow, com o dano de fadiga acumulativo (regra de Palmgreen-Miner) e parâmetros de tamanho de banda. Como foi visto anteriormente, este modelo é uma combinação de duas estimativas de dano. Uma destas é a estimativa para processos de banda estreita, e a outra é a estimativa através do método de *Range Counting*. Apesar da grande vantagem de este modelo ser aplicável em carregamentos randômicos, ele tem a restrição de ser somente aplicável em processos gaussianos, ou seja, carregamentos normalmente distribuídos.

7.1.2. MÉTODO ESCOLHIDO PARA O CASO II

A fase inicial de nucleação das trincas pode ser consumir uma parte significativa da vida de fadiga de uma estrutura. Portanto, se for ignorado o fato de que pode haver trincas inerentes ao material, a análise de fadiga pode se tornar conservativa e superestimar a vida de fadiga da estrutura. Por isso a importância de se utilizar métodos que incluam na sua análise o tamanho de trinca inicial. Dentre os vários modelos de propagação de trinca apresentados neste trabalho e encontrados na literatura, para estimar a vida de fadiga no caso de haver trincas a priori, foi escolhido trabalhar com modelo de **Elber** em conjunto com a lei de propagação de trinca de **Paris-Erdogan**, devido ao fato de ele incluir na análise o conceito de retardo na propagação, a sua simplicidade para utilização e sua larga aceitação no ramo acadêmico.

Esse modelo foi o precursor na categoria de retardo de propagação por fechamento de trinca. Como já foi visto no capítulo 6, esse modelo utiliza o conceito que uma amplitude de carregamento só é efetiva para a propagação da trinca se a ponta desta se encontrar totalmente aberta, e devido às sobrecargas causarem deformações residuais nas superfícies das trincas por fadiga, a propagação da mesma é dificultada, resultando em uma carga efetiva muito menor e assim o retardo.

Em 1988, Shijve afirmou em sua publicação *"Fatigue Crack Closure: Observations and Technical Significance"* que as pesquisas têm confirmado que o modelo fechamento de trinca de Elber leva em conta os retardos e as acelerações que ocorrem depois de uma sobrecarga ou uma mudança da faixa de tensão cíclica. Estas pesquisas têm estimulado o desenvolvimento de novos modelos de propagação de trinca para o carregamento de amplitude variável. Ao mesmo tempo têm reduzido a credibilidade de outros modelos de propagação de trinca se o fechamento de trinca não fizer parte deles. Outros métodos mais recentes foram desenvolvidos para prever a taxa de propagação de trincas, mas a escolha para a utilização do modelo de Elber neste trabalho também levou em consideração o fato deste modelo ser baseado em um conceito amplamente entendido e comprovado experimentalmente.

7.2. SIMULAÇÃO DE CARREGAMENTO

A tubulação especificada neste trabalho foi submetida a um carregamento estocástico de pressão interna. Esse carregamento foi simulado através do método de Monte Carlo em ambiente computacional. Ressaltando novamente que o carregamento gerado é fictício, utilizado apenas para exemplificar os métodos. O método de Monte Carlo é um método estatístico utilizado em simulações estocásticas com diversas aplicações em áreas da engenharia. Este método tipicamente envolve a geração de dados com alguma distribuição de probabilidades e o uso da amostra obtida para aproximar a função de interesse. Para gerar o carregamento estocástico de uma distribuição de pressão interna foram utilizados dois parâmetros estatísticos como pode ser visualizado na tabela 7.2. Este tipo de

simulação foi baseado nos trabalhos de Wirsching e Shehata (1977), Pluvinage et al. (2012?) e Sisquini (2001).

Tabela 7.2 - Parâmetros utilizados para a geração do carregamento

Parâmetro Estatístico	Valor Utilizado
Média da Pressão Interna	8 MPa
Desvio Padrão da Pressão Interna	2,4 MPa

Fonte: Autor

O carregamento gerado é gaussiano, ou seja, normalmente distribuído. Para a geração de números aleatórios foi utilizada a função **geracaomc.m**, onde são gerados os vetores da pressão interna e do intervalo de tempo. Além da média e do desvio padrão, o número de pontos desejado e o intervalo de tempo entre esses pontos também são parâmetros de entrada. Neste trabalho foram utilizados 1200 pontos com intervalo de 2 segundos (frequência de amostragem de 0,5 Hz). Como saída esta função fornece os vetores gerados, o gráfico de distribuição de pressão e ainda um histograma da distribuição de pressão para comprovar a natureza gaussiana do carregamento. O gráfico gerado do carregamento no domínio do tempo e seu correspondente histograma podem ser vistos na seção 8: Resultados.

Segundo a teoria de paredes finas as principais tensões resultantes da pressão interna em tubulações são as tensões circunferenciais (S_c) e as tensões longitudinais (S_l). Estas tensões são representadas pelas equações abaixo, onde " e " é a espessura da parede da tubulação, " d " é o diâmetro interno da tubulação e " P " é a pressão interna.

$$S_c = \frac{Pd}{2e} \quad (7.1)$$

$$S_l = \frac{Pd}{4e} \quad (7.2)$$

Destas equações percebe-se que a tensão circunferencial é a tensão crítica, e é essa tensão que foi considerada neste trabalho para estimar a vida de fadiga. Para transformar o carregamento da pressão interna no carregamento da tensão circunferencial, o qual foi utilizado nas análises, foi utilizada a função **calctensao.m**.

Como saída esta função também apresenta o carregamento no domínio do tempo (tensão circunferencial) através de um gráfico, que também podem ser vistos na seção 8: Resultados.

7.3. APLICAÇÃO DO MODELO TOVO-BENASCIUTTI

Após a simulação do carregamento no domínio tempo, foi necessária a obtenção deste carregamento no domínio da frequência. Para isso foi utilizada a transformada de Fourier, como visto no capítulo 5. A transformada de Fourier foi aplicada em ambiente do MATLAB, através da função **trfft.m**. Os parâmetros de entrada para esta função são o vetor contendo o carregamento simulado e o vetor contendo os intervalos de tempo. Como saída esta função apresenta o vetor dos valores absolutos da FFT e o correspondente vetor de intervalos de frequência.

Para a aplicação do modelo Tovo-Benasciutti foi necessário o cálculo de alguns parâmetros, obtidos através dos dados do carregamento no domínio da frequência. Para esta etapa foi utilizada a função **param.m**, que possui como entrada os vetores do carregamento no domínio da frequência e dos intervalos de frequência (resultantes da função **trfft.m**). Os parâmetros de saída desta função são os momentos da função densidade espectral de energia (PSD), a taxa de cruzamento de nível médio, a taxa de picos e o correspondente fator de irregularidade.

O método Tovo-Benasciutti utiliza a curva $S-N$ para estimar o dano de fadiga. No entanto a curva em si não é necessária, pois a expressão do método utiliza apenas os parâmetros k e m da curva $S-N$. Porém foi decidido gerar a curva apenas como função ilustrativa. A modelação foi feita a partir da equação 3.4 e dos parâmetros fornecidos na tabela 7.1. A curva obtida pode ser visualizada no apêndice.

De posse dos parâmetros obtidos pela função **param.m** e dos parâmetros da curva $S-N$ fornecidos, o modelo Tovo-Benasciutti pôde ser implementado. Para isso foi utilizada a função **modelotb.m**, que implementa a equação 5.28 para o cálculo da intensidade de dano. Como saída esta função apresenta, além da intensidade de dado calculada (dano por segundo), a vida de fadiga estimada em anos. Esses valores também estão apresentados no capítulo 8: Resultados.

7.4. APLICAÇÃO DO MODELO DE ELBER

Como foi dito previamente, foi utilizada a equação de Paris-Erdogan juntamente com o modelo de Elber. Este modelo foi utilizado para prever a propagação de trinca até um tamanho crítico, o qual neste trabalho foi adotado como a espessura da parede tubulação. Para implementar a equação de Paris-Erdogan foi necessário utilizar o método Rainflow de contagens de ciclos no carregamento simulado no domínio do tempo. Para isto foi utilizada a função **rainflow.m**. Esta função apresenta como variável de entrada o vetor de tensão circunferencial gerado pela função **calctensao.m**, e apresenta como saída uma matriz de faixa de carga contada e o vetor de resíduo do carregamento. Essa matriz contém os valores mínimos, máximos e a amplitude de cada ciclo. Como visto no capítulo 5, esse vetor resíduo foi somado com ele mesmo e foi novamente utilizada a função **rainflow.m**, agora com o vetor resíduo como entrada. Com isso foi gerada uma segunda matriz de faixa de carga, que foi somada a primeira matriz, resultando na matriz final de faixa de carga. As faixas de carga obtidas foram então distribuídas através de um histograma, que se encontra no capítulo 8: Resultados.

A função utilizada para implementar o modelo de Elber foi a **modeloelber.m**. Para a aplicação desta função são necessários os parâmetros da equação de Paris e a matriz de faixa de carga. Os valores utilizados se encontram na tabela 7.1. Além destes parâmetros, é necessário o parâmetro β como foi visto na seção 6.2.1. Alguns autores utilizam um parâmetro β constante, porém sabe-se que esse parâmetro depende do tamanho da trinca. Portanto nesse trabalho foi utilizada a figura 6.4 como base para obter o parâmetro β . Para isso foram digitalizados os pontos da curva $r_i/r_o = 0,9$ pelo programa Grabit. Esse programa é uma extensão do Matlab, na qual é possível digitalizar gráficos e curvas, ou seja, transformar essas curvas em vetores. Isso é feito mapeando os pontos da curva com informações de posição. De posse desse vetor, os valores de β para cada tamanho de trinca foram obtidos dentro da função que implementa o modelo. Para isso foi necessário a transformação dos vetores em uma função, na qual fosse possível interpolar qualquer valor de β , e não apenas os valores mapeados. Este artifício foi realizado aproximando um polinômio dos valores dos vetores, através de uma função interna do Matlab chamada polyfit. Para verificar a aplicabilidade desse artifício, tanto o

polinômio quanto os valores dos vetores foram plotados em um mesmo gráfico para ser possível visualizar as diferenças. Este gráfico está apresentado no capítulo 9: Análises.

Além disso, foram feitas análises comparando os resultados de quatro considerações. Uso de β constante sem fechamento de trinca, uso de β variável sem fechamento de trinca, uso de β constante com fechamento de trinca e uso de β variável com fechamento de trinca. Para o caso de β constante, muitos autores utilizam $\beta = 1,12$, e este foi o valor adotado. Na consideração sem fechamento de trinca foi adotado $K_{op} = K_{min}$, ou seja, $U = 1$.

Outro parâmetro de entrada para a função **modeloelber.m** é o tamanho inicial de trinca. Segundo a norma NASA-STD-5009 (2008), os métodos convencionais de ensaios não destrutivos em materiais metálicos tem capacidade de detectar micro trincas de até 0,4 mm. No entanto neste trabalho o tamanho de trinca inicial utilizado foi de 0,125 mm, ou seja, abaixo do limiar de detecção. Porém também foi feita uma análise comparando o comportamento da vida de fadiga em função do tamanho de trinca inicial. Para isso o modelo de Elber foi aplicado considerando cinco casos de tamanho inicial de trinca: 0,125 mm, 0,25 mm, 0,5 mm, 0,75 mm e 1 mm.

Como foi visto no capítulo 6, o modelo de Elber utiliza uma faixa de fator intensidade de tensão efetiva ΔK_{ef} , o qual pode ser obtido através de um parâmetro U . Foi dito também que, baseado nos trabalhos de Schijve (1988) e Elber (1976), neste trabalho foi assumido que $K_{op} = K_{max}/3 - 2R$. Onde R é a razão de tensão. Logo o valor do parâmetro U que foi utilizado segue a seguinte relação:

$$U = \begin{cases} 1, & K_{op} < K_{min} \\ \frac{1}{(1,5 - R)}, & K_{op} > K_{min} \end{cases} \quad (7.3)$$

A estimativa de vida de fadiga utilizando um tamanho de trinca inicial de 0,125 mm, assim como as análises de comportamento vida de fadiga versus tamanho de trinca inicial e uso do parâmetro β com ou sem fechamento de trinca, está apresentada no capítulo 8: Resultados.

8. RESULTADOS

Nesta seção são apresentados todos os parâmetros e valores resultantes da metodologia descrita no capítulo 7. Além de dados, serão exibidos todos os gráficos gerados e tabelas desenvolvidas visando embasar análises e consequentes conclusões que virão nos capítulos posteriores. Todos os cálculos e simulações foram feitos em um computador com processador Intel Core i7-2630QM CPU @ 2.00GHz com 6 Gb de memória RAM.

8.1. SIMULAÇÃO DE CARREGAMENTO

Os vetores resultantes da aplicação da função **geracaomc.m** quando plotados apresentam o gráfico de distribuição de pressão. A distribuição da simulação pode ser visualizada abaixo.

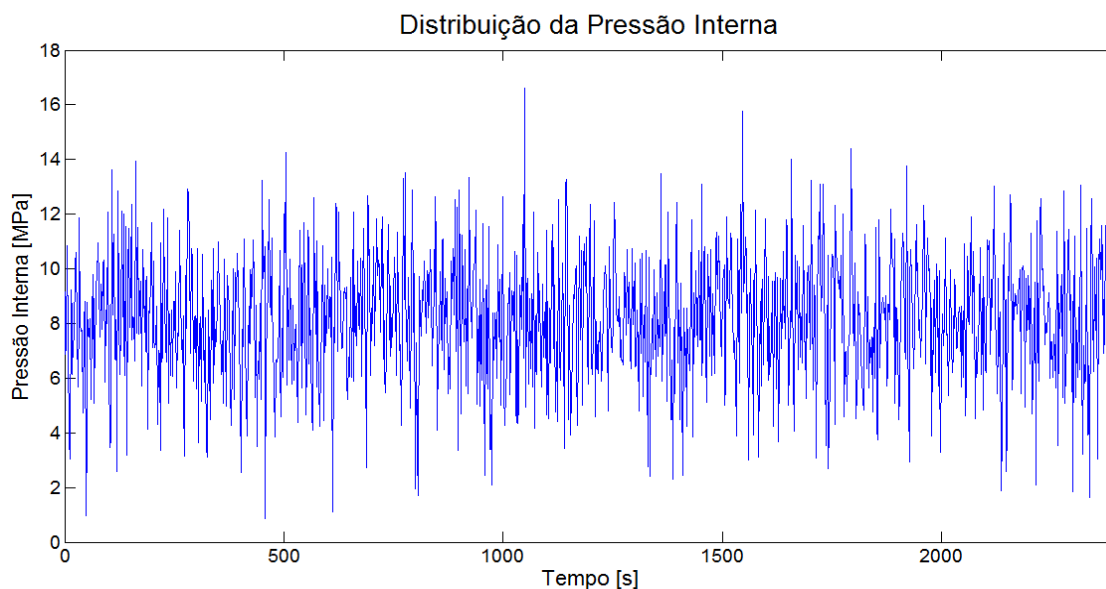


Gráfico 8.1 - Distribuição de pressão interna da simulação

O seu correspondente histograma também foi gerado e através dele é possível comprovar que o carregamento é normalmente distribuído (gaussiano), devido a sua forma de sino (gráfico 8.2).

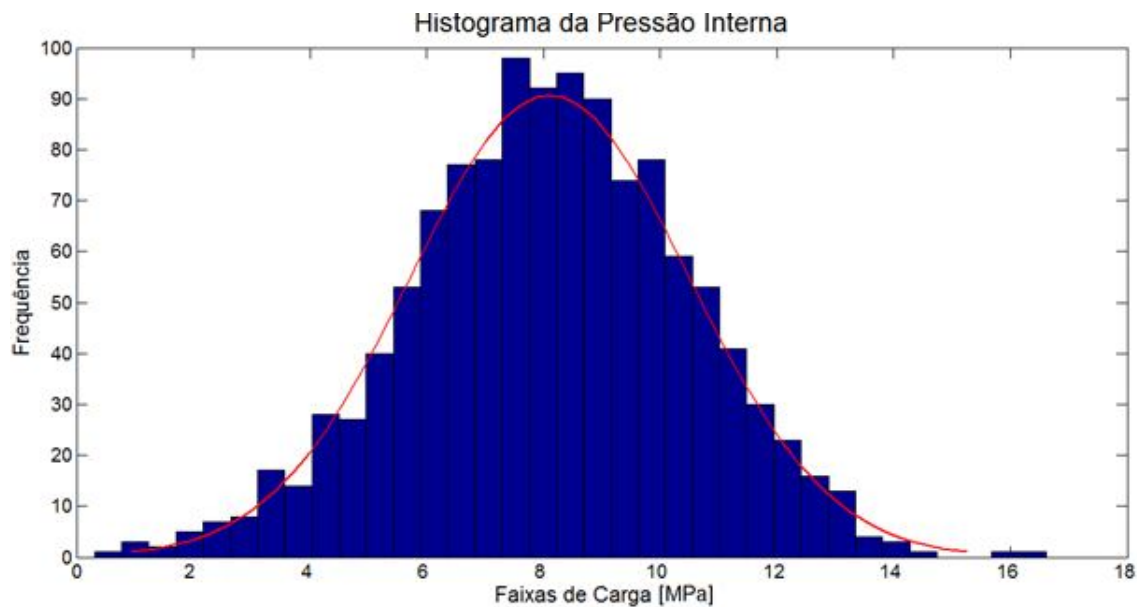


Gráfico 8.2 - Histograma da pressão interna da simulação

A distribuição da tensão circunferencial foi calculada pela função **calctensao.m**, e pode ser vista no gráfico 8.3.

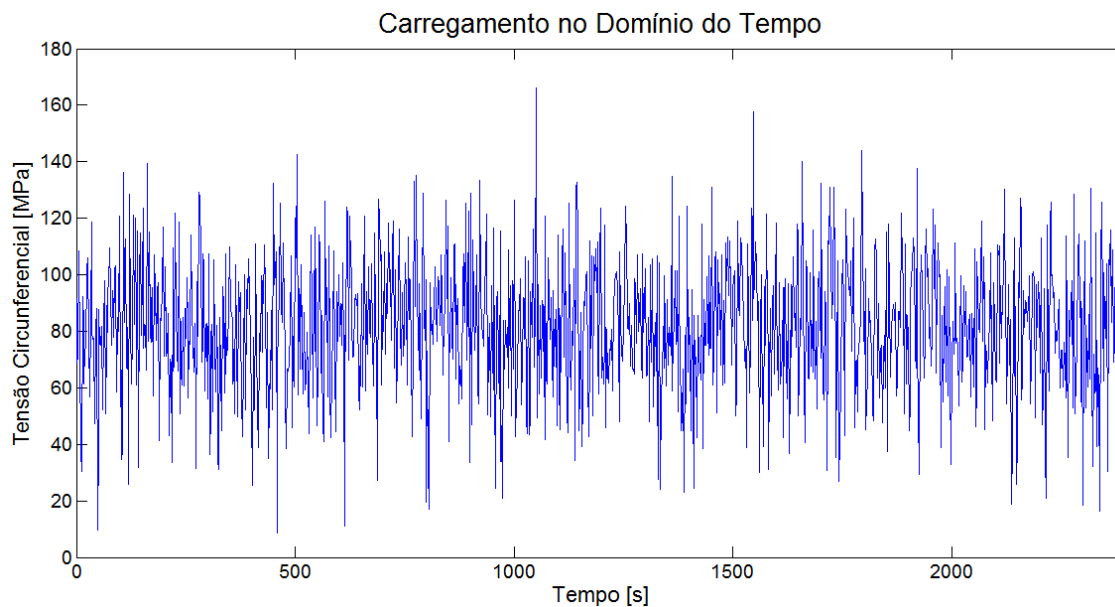


Gráfico 8.3 - Distribuição de tensão circunferencial da simulação

8.2. ESTIMAÇÃO DE VIDA DE FADIGA PARA O CASO I

Todas as funções de utilizadas para o caso I foram juntadas no algoritmo integrado **casoi.m**, onde também é calculado o tempo de simulação necessário para os resultados. Os dados relevantes são apresentados na sequência.

8.2.1. PARÂMETROS DE BANDA

Para a simulação foi calculado o valor do fator de irregularidade, este se encontra na tabela 8.1 comprovando que o carregamento gerado é de banda larga. Além do fator de irregularidade, a taxa de picos e taxa de cruzamento de nível médio também podem ser vistas abaixo:

Tabela 8.1 - Parâmetros do carregamento calculados

Parâmetros do Carregamento Simulado	
Fator de Irregularidade (α)	0,703
Taxa de Picos (N_p)	0,191
Taxa de Cruzamento de Nível Médio (N_0)	0,134

8.2.2. VIDA DE FADIGA ESTIMADA

Como já foi mencionado, além da estimacão de vida de fadiga em anos, foi calculada também a duração de cada simulação. Essas informações se encontram na tabela 8.2 abaixo:

Tabela 8.2 - Estimacão de vida de fadiga para o caso I

Simulação	Vida Estimada [anos]	Duração da Simulação [s]
Caso I	42,7	0,05

8.3. ESTIMAÇÃO DE VIDA DE FADIGA PARA O CASO II

Todas as funções de utilizadas para o caso II foram juntadas no algoritmo integrado **casoii.m**, onde também é calculado o tempo de simulação dos resultados. Novamente os dados relevantes são apresentados na sequência.

8.3.1. FAIXAS DE CARGA

As faixas de carga calculadas pelo algoritmo **rainflow.m**, foram distribuídas em um histograma e podem ser visualizadas no gráfico 8.4.

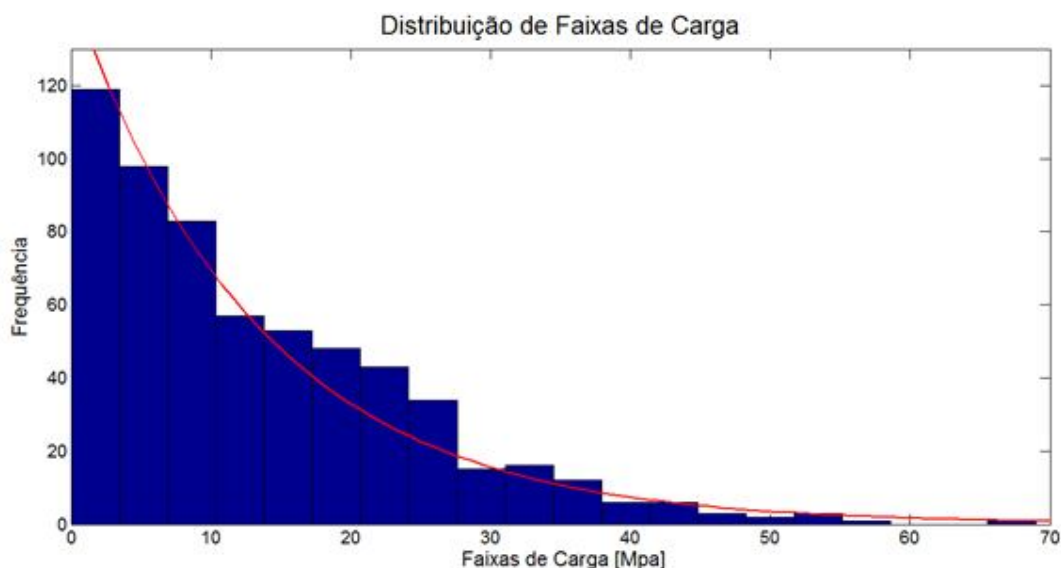


Gráfico 8.4 - Distribuição das faixas de carga

8.3.2. PARÂMETRO β CONSTANTE SEM FECHAMENTO DE TRINCA

A vida de fadiga e o tempo de simulação foram estimados para cinco casos de tamanho de trinca inicial, considerando o parâmetro β igual a 1,12 e sem fechamento de trinca, ou seja, $U = 1$. O tempo de simulação também se encontra na tabela 8.3 abaixo.

Tabela 8.3 - Estimação de vida com parâmetro β constante sem fechamento de trinca

β Constante sem Fechamento de Trinca		
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada [anos]	Duração da Simulação [s]
1,000	13,8	37,5
0,750	16,4	49,0
0,500	20,9	56,6
0,250	30,9	84,1
0,125	45,2	125,7

8.3.3. PARÂMETRO β VARIÁVEL SEM FECHAMENTO DE TRINCA

Utilizando o parâmetro β variável, e ainda sem fechamento de trinca, foram novamente estimadas as vidas de fadiga para cinco casos de tamanho de trinca inicial.

Tabela 8.4 - Estimação de vida com parâmetro β variável sem fechamento de trinca

β Variável sem Fechamento de Trinca		
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada [anos]	Duração da Simulação [s]
1,000	9,1	922,4
0,750	11,8	1169,2
0,500	16,5	1685,5
0,250	27,6	2817,2
0,125	43,9	4394,1

8.3.4. PARÂMETRO β CONSTANTE COM FECHAMENTO DE TRINCA

Agora são refeitas as simulações do item 8.3.2 utilizando o modelo de fechamento de trinca de Elber. Para o parâmetro β constante e igual a 1,12:

Tabela 8.5 - Estimação de vida com parâmetro β constante com fechamento de trinca

β Constante com Fechamento de Trinca		
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada [anos]	Duração da Simulação [s]
1,000	14,5	45,6
0,750	17,3	51,2
0,500	22,0	65,5
0,250	32,6	102,2
0,125	47,6	146,3

8.3.5. PARÂMETRO β VARIÁVEL COM FECHAMENTO DE TRINCA

Finalmente a simulação mais realista com o parâmetro β variável e considerando o modelo de fechamento de trinca de Elber.

Tabela 8.6 - Estimação de vida com parâmetro β variável com fechamento de trinca

β Variável com Fechamento de Trinca		
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada [anos]	Duração da Simulação [s]
1,000	9,7	1018,5
0,750	12,5	1301,5
0,500	17,5	1858,1
0,250	29,3	2980,9
0,125	46,5	4833,7

9. ANÁLISES

Nesta seção são apresentadas as devidas análises sobre os resultados obtidos, servindo como uma base para o capítulo 10: Considerações Finais.

9.1. POLINÔMIO DO PARÂMETRO β

Como foi visto na metodologia os pontos da figura 6.4 foram mapeados e, para interpolar qualquer valor do parâmetro, foi criado um polinômio para se aproximar dos valores reais. Porém é necessário comprovar que é possível fazer esta aproximação sem interferir nos resultados. Abaixo segue um gráfico onde foram plotados os valores mapeados e o polinômio gerado.

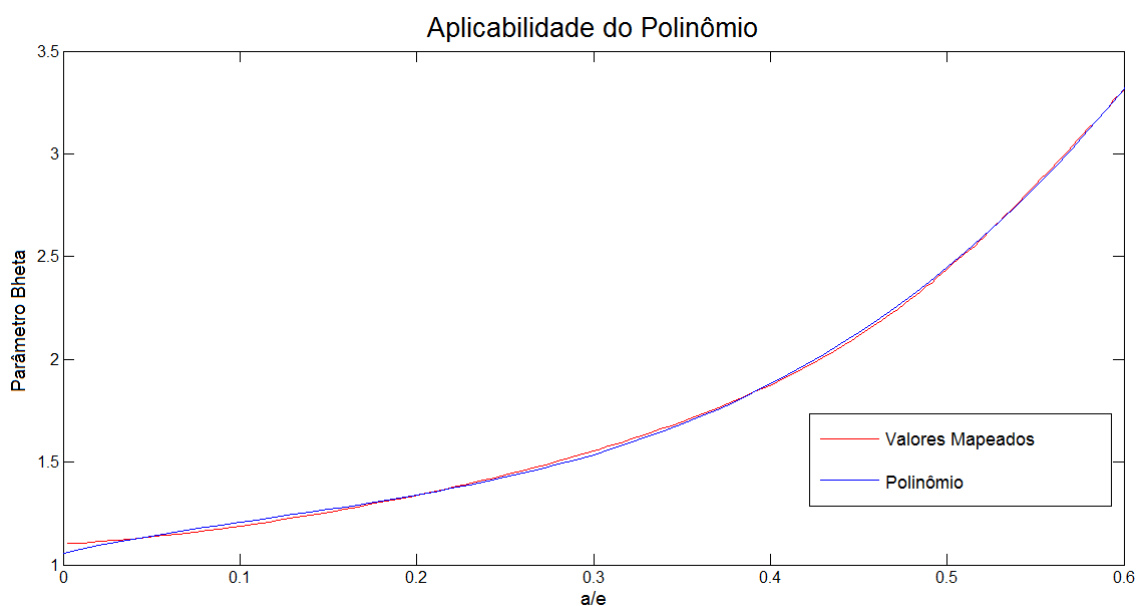


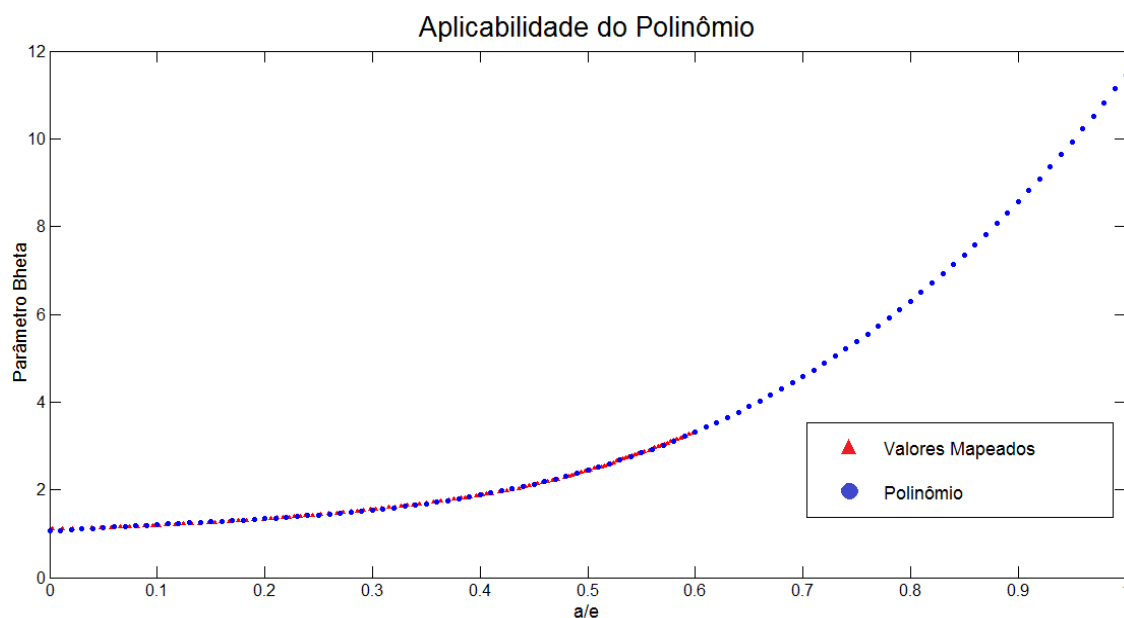
Gráfico 9.1 - Comparação entre os valores e o polinômio

Só de visualizar as duas curvas percebe-se que há pouca diferença nos valores. Mas para quantificar essa pouca diferença foram feitas as diferenças percentuais entre os valores. Os dados mais relevantes estão na tabela 9.1 a seguir:

Tabela 9.1 - Diferenças percentuais de β calculadas

Diferenças Percentuais entre as Curvas de β	
$\Delta\%$ Mínimo	0,2%
$\Delta\%$ Máximo	3,8%
$\Delta\%$ Médio	1,2%

Através da tabela de diferenças percentuais confirmamos o que foi percebido pelo gráfico 9.1, a diferença média de 1,2% é um valor aceitável para cálculos de engenharia, e essa diferença média só não é menor devido à diferença máxima que ocorre próximo ao valor de abscissa zero. No gráfico 9.2 é plotado a curva do polinômio completa, ou seja, até o valor de abscissa igual a um.



Após comprovação a validade da aplicação do polinômio, é necessário analisar o impacto que a utilização de um polinômio, em vez de um valor único para o parâmetro β , causa no tempo de simulação e na estimativa da vida de fadiga. A tabela 9.2 a seguir faz a comparação do tempo de simulação entre as considerações “ β Variável com Fechamento de Trinca” e “ β Constante com Fechamento de Trinca”.

Já a tabela 9.3 faz uma análise comparativa entre a vida de fadiga estimada para as mesmas considerações.

Tabela 9.2 - Comparativo do tempo de simulação com fechamento de trinca
 Tempo de Simulação de Propagação com Fechamento de Trinca
 Utilizando β Constante e Variável

Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Duração da Simulação para β Constante [s]	Duração da Simulação para β Variável [s]	Diferença Percentual [10^3 %]
1,000	45,6	1018,5	2,1
0,750	51,2	1301,5	2,4
0,500	65,5	1858,1	2,7
0,250	102,2	2980,9	2,8
0,125	146,3	4833,7	3,2

Tabela 9.3 - Comparativo da vida de fadiga estimada com fechamento de trinca
 Vida de Fadiga Estimada com Fechamento de Trinca
 Utilizando β Constante e Variável

Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada para β Constante [anos]	Vida Estimada para β Variável [anos]	Diferença Percentual [%]
1,000	14,5	9,7	33,1
0,750	17,3	12,5	27,7
0,500	22,0	17,5	20,4
0,250	32,6	29,3	10,1
0,125	47,6	46,5	2,3

9.2. COMPARATIVO DO TEMPO DE SIMULAÇÃO

Apenas visualizando a tabela 8.2 e as demais do capítulo 8 é possível perceber a grande diferença no tempo de simulação entre os métodos para os casos I e II. Portanto, esta parte da análise mostrará a diferença percentual entre o tempo de simulação do modelo de Tovo-Benasciutti e os tempos de simulações das quatro considerações utilizadas no método de propagação de trincas. Os tempos utilizados dessas quatro considerações são os relativos ao comprimento de trinca inicial de 125 μm , pois é o mais representativo para se comparar com o método do domínio da frequência, o qual não considera trincas iniciais. Este comparativo pode ser visto na tabela 9.4 abaixo.

Tabela 9.4 - Diferenças percentuais do tempo de simulação

Comparativo do Tempo de Simulação			
Caso	Métodos	Duração da Simulação [s]	Diferença Percentual [10^3 %]
Caso I	Modelo de Tovo-Benasciutti	0,05	-
Caso II	β Constante sem Fechamento de Trinca	125,7	2,5
	β Variável sem Fechamento de Trinca	4394,1	87,9
	β Constante com Fechamento de Trinca	146,3	2,9
	β Variável com Fechamento de Trinca	4833,7	96,7

Porém não é só entre os casos e considerações que o tempo de simulação variou. Há uma grande variação no tempo de simulação para o tamanho da trinca inicial adotado. Na tabela 9.5 a seguir essa diferença do tempo de simulação em função do tamanho da trinca é comparada, utilizando a consideração “ β Variável com Fechamento de Trinca”, que é a mais realista e a que possui o maior tempo de simulação.

Tabela 9.5 - Comparativo do tempo de simulação em função do tamanho de trinca inicial

Tempo de Simulação em Função do Tamanho de Trinca Inicial		
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Duração da Simulação [s]	Diferença Percentual [%]
1,000	1018,5	-
0,750	1301,5	27,8
0,500	1858,1	82,4
0,250	2980,9	192,7
0,125	4833,7	374,6

9.3. VIDA DE FADIGA ESTIMADA EM FUNÇÃO DO FECHAMENTO DE TRINCAS

Foi dito no capítulo 6 que a vida de fadiga estimada de um elemento tende a ser menos conservativa quando utilizado o modelo de fechamento de trinca de Elber. Essa afirmação é comprovada observando os resultados obtidos. A tabela 9.6 quantifica esta diferença na estimativa da vida de fadiga, comparando as considerações “ β Variável sem Fechamento de Trinca” e “ β Variável com Fechamento de Trinca”.

Tabela 9.6 - Comparativo da vida com parâmetro β variável com e sem fechamento de trinca

Comparativo entre a Utilização ou Não do Fechamento de Trinca			
Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada sem fechamento de trinca [anos]	Vida Estimada com fechamento de trinca [anos]	Diferença Percentual [%]
1,000	9,1	9,7	6,6
0,750	11,8	12,5	5,9
0,500	16,5	17,5	6,1

Tabela 9.6 - Comparativo da vida com parâmetro β variável com e sem fechamento de trinca

Comparativo entre a Utilização ou Não do Fechamento de Trinca

Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada sem fechamento de trinca [anos]	Vida Estimada com fechamento de trinca [anos]	Diferença Percentual [%]
0,250	27,6	29,3	6,2
0,125	43,9	46,5	5,9

9.4. VIDA DE FADIGA EM FUNÇÃO DO TAMANHO DE TRINCA INICIAL

Como foi observado nos resultados e explanado no capítulo 6, a vida de fadiga de um elemento é função do tamanho da trinca inicial presente no material. Para visualizar o comportamento da vida de fadiga estimada em função do tamanho da trinca inicial considerada é feita uma análise comparativa (tabela 9.7 e gráfico 9.3) utilizando a consideração “ β Variável com Fechamento de Trinca”, que é a mais realista.

Tabela 9.7 - Vida de fadiga estimada com o tamanho de trinca

Vida de Fadiga Estimada em Função do
Tamanho de Trinca Inicial

Tamanho de Trinca Inicial [mm]	Vida Estimada para β Variável [anos]	Diferença Percentual [%]
0,125	46,5	-
0,250	29,3	37,0
0,500	17,5	62,4
0,750	12,5	73,1
1,000	9,7	79,1

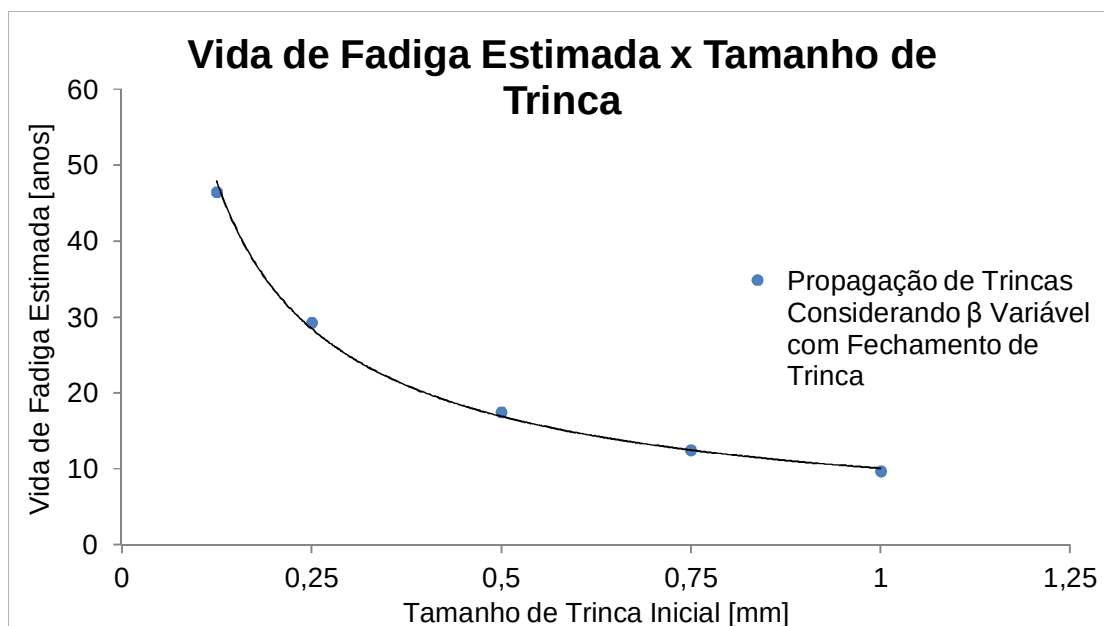


Gráfico 9.3 - Vida de fadiga estimada com o tamanho de trinca

10. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Como foi explanado ao longo deste trabalho, a falha por fadiga acontece de maneira inesperada. Se a vida de fadiga de uma estrutura sob cargas dinâmicas, em especial uma tubulação de transporte de petróleo, não for estimada ou não forem detectadas as trincas ao longo da vida útil da mesma, a consequente falha por fadiga pode ser catastrófica. Como a maioria dos carregamentos reais de serviço são estocásticos, métodos que possam ser utilizados nesses casos são imprescindíveis.

Ambos os métodos apresentados neste trabalho são consolidados e comprovados academicamente como foi relatado na metodologia. Suas aplicações em estruturas carregadas randomicamente geram excelentes resultados quando comparadas com outros métodos existentes na literatura.

O modelo de Tovo-Benasciutti utilizado no caso I (sem trincas a priori) apresentou resultados que eram esperados. Sendo um método de análise no domínio da frequência, sua estimação de vida de fadiga foi extremamente rápida quando comparada com as estimações da mecânica da fratura. Pela tabela 9.4 percebe-se que com a utilização dos modelos da mecânica da fratura há um aumento percentual no tempo de simulação que vai de 2500 a 96700%. Mesmo a simulação mais demorada sendo por volta de 80 minutos, o que não é um longo tempo, deve-se lembrar de que este carregamento que foi simulado é simples e curto, apenas para exemplificar os métodos. Os carregamentos reais podem ser muito mais complexos e longos, levando a tempos consideráveis de simulação.

A vida de fadiga estimada pelo modelo de Tovo-Benasciutti é bem próxima da vida de fadiga estimada pelo método da mecânica da fratura considerando trinca inicial de 0,125 mm. Isto era esperado, pois os métodos de análise no domínio da frequência baseados na curva S-N não levam em consideração trincas inerentes do material. Portanto se não houver uma grande confiabilidade no material, garantindo a ausência de trincas provenientes da fabricação e montagem, a vida estimada através desses métodos tende a ser superestimada. No entanto, tendo isto em mente, o método de análise no domínio da frequência através do modelo de Tovo-Benasciutti é uma excelente e extremamente rápida ferramenta para estimar a vida

de fadiga de tubulações sob carregamentos estocásticos, principalmente na fase de projeto, onde se espera total integridade da tubulação em questão.

O método da mecânica da fratura e o modelo de fechamento de trinca de Elber utilizados no caso II (com trincas a priori) também apresentaram os resultados esperados. Como foi dito, o método da mecânica da fratura nas quatro considerações adotadas (vide metodologia) para o menor tamanho de trinca inicial apresentou resultados compatíveis com a estimação para o caso I.

O polinômio de β utilizado para duas das considerações do caso II foi analisado na seção 9.1. A partir dos gráficos 9.1 e da tabela 9.1 foi demonstrado que a diferença entre o polinômio gerado e os dados reais é muito baixa, em média 1,23% e, portanto foi considerada aceitável a sua aplicação. Através da tabela 9.3 vemos o peso da utilização do parâmetro β na vida de fadiga estimada neste trabalho. Para tamanho de trinca pequeno a diferença percentual para o a consideração β constante não é elevada (2,31% para trinca de 0,125 mm), mas conforme o tamanho de trinca inicial aumenta essa diferença percentual da vida estimada também aumenta, podendo chegar a 33,1% para o caso de trinca inicial de 1 mm. O tempo de simulação também é afetado pela utilização do parâmetro β constante ou variável. Pela tabela 9.2 podemos visualizar que a utilização do polinômio de β acarreta em um aumento percentual no tempo de simulação que neste trabalho variou de 2100 a 3200%. Portanto, não é aconselhável a utilização deste polinômio para trincas iniciais muito curtas, pois a diferença na vida estimada é muito pouca para muito tempo adicional de simulação. Mas para trincas maiores a utilização do parâmetro β variável se mostrou imprescindível para uma estimacão de vida de fadiga mais realista.

As outras considerações comparam o resultado da utilização ou não do fechamento de trinca de Elber. Já era esperado que a não utilização do fechamento de trinca resultaria em uma estimacão vida de fadiga mais conservadora. Observando a tabela 9.6 percebe-se que a utilização do fechamento de trinca neste trabalho promoveu um aumento percentual da vida estimada por volta de 6%, para qualquer tamanho de trinca inicial adotado. Deve ser lembrado que o carregamento simulado é um carregamento gaussiano, ou seja, a incidência dos valores das cargas é maior próximo da média e, portanto não há grande incidência de sobrecargas. Pelos

gráficos 8.2 e 8.4 este pensamento é comprovado, pois se observa a grande frequência das faixas de carga média e baixa frequência das sobrecargas. Em carregamentos mais propícios ao fechamento de trinca esse aumento percentual da vida estimada pode ser ainda maior. Portanto, a utilização deste método em tubulações de transporte de petróleo, as quais podem estar sujeitas a grandes variações de cargas (risers) e intempéries (tubulações expostas), é justificada.

O efeito do tamanho de trinca inicial, como esperado, é crucial à vida de fadiga estimada. Observando a tabela 9.7 e o gráfico 9.3 percebe-se que a vida de fadiga em função do tamanho de trinca segue uma tendência potencial, sendo que neste trabalho a vida de fadiga estimada, ao se aumentar o tamanho de trinca, sofreu uma redução percentual que foi de 37,0 a 79,1%. Esses resultados comprovam a extrema importância de saber a situação do material para a confiabilidade da tubulação de transporte de petróleo.

Por fim, através deste trabalho conclui-se que a utilização dos métodos de análise de fadiga no domínio da frequência, em especial o modelo de Tovo-Benasciutti, são excelentes ferramentas para estimar a vida de fadiga de uma tubulação na fase de projeto, para uma estrutura sem a presença de defeitos do tipo trinca. Na fase de operação os métodos da mecânica da fratura, em especial o modelo de fechamento de trinca de Elber, em conjunto com métodos de ensaios não destrutivos são mais indicados. Através dos ensaios é possível detectar trincas no material e estimar a vida residual da tubulação utilizando a mecânica da fratura. Esta é uma excelente ferramenta para a manutenção preditiva, pois acompanha as condições da estrutura e estima o tempo que esta pode continuar executando suas funções com segurança e confiabilidade.

11. REFERÊNCIAS

- 1 ARIDURU, S. **Fatigue life calculation by Rainflow cycle counting method.** Middle East Technical University, 2004.
- 2 ASTM E-1049. **Standard practices for cycle counting in fatigue analysis.** American Society for Testing and Materials, 1985.
- 3 BENASCIUTTI, D. e TOVO, R. **Fatigue analysis of random loadings.** University of Ferrara, 2005.
- 4 BISHOP, N. W. **Vibration fatigue analysis in the finite element environment.** XVI Encuentro del Grupo Español de Fractura, 1999.
- 5 CALLISTER, W. D. **Material science and engineering: An introduction.** 7th ed. John Wiley and Sons, 2007.
- 6 COLLINS, J. A. **Failure of materials in mechanical design.** New York, John Wiley & Sons, 1981.
- 7 ELBER, W. **Fatigue crack growth under spectrum loads.** ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, 1976.
- 8 GALLAGHER, J.P. **The role of crack growth life prediction in aircraft.** Materials Science and Engineering, v. A-103, 1988.
- 9 HIBBELER, R. C. **Resistência dos materiais.** 7. Ed. São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2012.
- 10 IRWIN, G. R. **Analysis of stress and strains near the end of a crack traversing a plate.** Journal of Applied Mechanics, v.24, p.361-364, 1957.

- 11 KHAN, S. U. et al. **On the fatigue growth prediction under variable amplitude loading.** Department of Aerospace Materials and Structures, Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, 2008?,
- 12 LEE, Y. L. et al. **Fatigue testing and analysis.** Elsevier, 2005.
- 13 MRSY NIÇ M. et al. **Frequency-domain methods for vibration-fatigue-life estimation:** Application to real data. International Journal of Fatigue, v.47, 2013.
- 14 NASA-STD-5009. **Nondestructive evaluation requirements for fracture-critical metallic components.** NASA, Washington DC, 2008.
- 15 NORTON, R. L. **Machine desing:** An integrated approach. 3th ed. Pearson Prentice Hall, 2006.
- 16 PLUVINAGE, G. et al. **Domain failure assessment diagrams for defect assessments for gas pipes.** University of Aleppo, 2012?.
- 17 RIBEIRO, A. S. et al. **Variable amplitude fatigue crack growth modelling.** Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões, 2009?.
- 18 RICE, R. C. et al. **Fatigue design handbook.** 3rd ed. Society of Automotive Engineers Inc, 1988.
- 19 SCHIJVE, J. **Prediction methods for fatigue crack growth in aircraft material.** Fracture Mechanics: Twelfth Conference, ASTM STP 700, 1980.
- 20 SCHIJVE, J. **Fatigue crack closure:** Observations and technical significance. Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982, 1988.
- 21 SHETTY, N. K. e BAKER, M. J. **Fatigue reliability of tubular joints in offshore structures:** Fatigue loading. In proceedings of the 9th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Houston, 1990.

- 22 SHIGLEY, J. E. **Mechanical engineering design**. 8th ed. McGraw-Hill, 2006.
- 23 SISQUINI, G. R. **Vida residual de estruturas oceânicas**. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2001.
- 24 SISQUINI, G. R. e FREITAS, M. S. **Avaliação de métodos de estimação da vida residual de estruturas oceânicas baseados na curva S-N e na mecânica da fratura**. Cilance, 2010.
- 25 STROHAECKER, T. R. **Mecânica da fratura**. UFRGS, Rio Grande do Sul, 2003.
- 26 UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPIRITO SANTO. Biblioteca Central. **Normalização de referências: NBR 6023:2002**. Vitória, ES: A biblioteca, 2006.
- 27 UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPIRITO SANTO. Biblioteca Central. **Normalização e apresentação de trabalhos científicos e acadêmicos**. Vitória, ES: A biblioteca, 2006.
- 28 WÆGTER, J. **Fatigue design based on S-N data**. Denmark. Ramboll Oil & Gas, 2009.
- 29 WIKIPEDIA. **Rainflow counting algorithm**. Disponível em:
< http://en.wikipedia.org/wiki/Rainflow-counting_algorithm>. Acesso em 2013.
- 30 WILLIAMS, M. L. **On the stress distribution at the base of a stationary crack**. Journal of Applied Mechanics, v.24, p.109-114, 1957.
- 31 WIRSCHING, P. H. e SHEHATA, A. M. **Fatigue under wide band random stresses using the Rainflow method**. Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, 1977.
- 32 YU, L. **Fatigue reability of ship structures**. University of Glasgow, PhD thesis, 2010.

APÊNDICE

A. ALGORITMOS DESENVOLVIDOS EM AMBIENTE MATLAB

A.1 Geração do Carregamento Ergótico

```
function [P,t]=geracaomc(num,int,muP,sigmaP)

% Algoritmo que gera um carregamento aleatório de distribuição da
% pressão interna na tubulação. Utiliza como base a média e o desvio
% padrão da pressão interna. O carregamento gerado é gaussiano, ou
% seja, normalmente distribuído.
% -----
% Descrição das variáveis:
%
% num é o número de valores desejado;
% int é o intervalo de aquisição entre dois pontos em segundos;
% muP é a média do carregamento;
% sigmaP é o desvio padrão.
% -----

% Geração randômica do vetor de pressão interna.

P=normrnd(muP,sigmaP,num,1);
P=P';

% Geração do vetor de intervalos no tempo.

t=0:1:(num-1);
t=t.*int;

% Visualização do carregamento gerado.

figure(1)
plot(t,P)
title('Distribuição da Pressão Interna')
xlabel('Tempo [s]')
ylabel('Pressão Interna [kPa]')
```

```
% Geração de um histograma para comprovação que o carregamento é
% gaussiano.
```

```
figure(2)
histfit(P)
title('Histograma da Pressão Interna')
xlabel('Faixas de Carga [kPa]')
ylabel('Frequência')
```

A.2 Transformação da Pressão Interna em Tensão

```
function [St]=calctensao(e,d,P,t)

% Algoritmo que transforma o carregamento da pressão interna na tensão
% circunferencial que é a utilizada para estimar a vida de fadiga.
% -----
% Descrição das variáveis:
%
% e é a espessura da parede da tubulação;
% d é o diâmetro externo da tubulação;
% P é o vetor da distribuição de pressão;
% t é o vetor de intervalo no tempo da distribuição;
% -----

% Cálculo da tensão circunferencial.

St=((d/(2*e))*P)/1000;

% Visualização do carregamento no domínio do tempo gerado.

figure(1)
plot(t,St)
title('Carregamento no Domínio do Tempo')
xlabel('Tempo [s]')
ylabel('Tensão Circunferencial [MPa]')
```

A.3 Transformada Rápida de Fourier:

```
function [f,Sf]=trfft(t,St)

% Função que aplica a transformada rápida de Fourier (FFT)
% usando o sinal no domínio do tempo.
% -----
% Descrição das variáveis:
%
% St é vetor de dados no domínio do tempo (carregamento);
% Sf = vetor com os valores absoluto (módulo) da FFT de St;
% t = vetor dos intervalos de tempo correspondente a St;
% f = vetor dos intervalos de frequência correspondente a Sf.
%
% Obs: O número de pontos de St deve ser uma potência de 2.
% -----

% Calculo do número de pontos do vetor t e o intervalo do tempo de
% amostragem

n=max(size(t));
dt=t(1,2)-t(1,1);

% Extrai os pontos na potência de 2. Trunca os pontos extras tal que
% o número final dos pontos está na potência de dois e também tão
% próximo quanto possível ao dado número de pontos.

N=fix(log10(n)/log10(2));

% Calcula a FFT dos dados no domínio do tempo e obtêm os valores
% absolutos do resultado.

St=St';
Sf=fft(St(1:2^N,:));
Sf=abs(Sf(1:2^N/2,:))*dt;

% Monta a escala de frequência do intervalo de amostragem obtido.
% Aplica o critério de Nyquist para estabelecer a frequência máxima.

fmax=(1/dt)/2; % Valor da frequência máxima ou final
df=fmax/(2^N/2); % Intervalo de frequência
```

```
f=0:df:fmax-df; % Valores do eixo de frequência
```

```
Sf=Sf';
```

A.4 Determinação de parâmetros:

```
function [mv,N0,Np,alfa]=param(Sf,f)
```

```
% Algoritmo utilizado para determinação dos parâmetros necessários para  
% aplicação dos métodos de estimação de vida de fadiga, a partir dos  
% dados no domínio da frequência.
```

```
% -----
```

```
% Descrição das variáveis:
```

```
%
```

```
% Sf = vetor com os valores absoluto (módulo) da FFT de St;
```

```
% f = vetor dos intervalos de frequência correspondente a Sf.
```

```
% -----
```

```
format long
```

```
% Inicialmente é criado um vetor auxiliar que será utilizado na função.
```

```
aux=[0 0.75 1 2 4];
```

```
% Obtenção dos momentos da função densidade espectral de energia (FDS).
```

```
for i=1:5
```

```
    a=(f.^aux(i)).*Sf; % Expressão do momento
```

```
    mv(i)=trapz(f,a); % Função de integração
```

```
end
```

```
% Cálculo da taxa de cruzamento de nível zero.
```

```
N0=sqrt(mv(4)/mv(1));
```

```
% Cálculo da taxa de picos.
```

```
Np=sqrt(mv(5)/mv(4));
```

```
% Cálculo do fator de irregularidade.
```

```
alfa=sqrt((mv(4)^2)/(mv(1)*mv(5)));
```

A.5 Modelo Tovo-Benasciutti

```
function [dlinha,vidafadtb]=modelotb(N0, alfa, mv, m, k)
```

```
% Algoritmo que implementa o modelo de Tovo-Benasciutti para estimar  
% a vida de fadiga de uma estrutura ou equipamento.
```

```
% -----
```

```
% Descrição das variáveis:
```

```
%
```

```
% N0 é a taxa de cruzamento de nível zero;
```

```
% alfa é o fator de irregularidade;
```

```
% mv é o vetor dos momentos espectrais;
```

```
% m é o expoente da curva S-N;
```

```
% k é o coeficiente da curva S-N.
```

```
% -----
```

```
% Cálculo dos parâmetros de largura de banda.
```

```
alfa1=sqrt((mv(3)^2)/(mv(1)*mv(4)));
```

```
alfa2=alfa;
```

```
% Cálculo do fator de peso.
```

```
b=((alfa1-alfa2)*(1.12*(1+(alfa1*alfa2)-  
(alfa1+alfa2))*exp(2.11*alfa2)+(alfa1-alfa2)))/((alfa2-1)^2);
```

```
% Cálculo da intensidade de dano.
```

```
dlinha=(b+(1-b)*(alfa2^(m-1)))*(N0/k)*((sqrt(2*mv(1)))^m)*gamma(1+(m/2));
```

```
% Estimação da vida de fadiga em anos.
```

```
vidafadtb=(1/dlinha)*(1/3600)*(1/24)*(1/365);
```

A.6 Algoritmo Integrado Caso I

```

function [f,Sf,mv,N0,Np,alfa,dlinha,vidafadtb,duracao]=casoi(St,t)

% Algoritmo utilizado para estimar a vida de fadiga para o caso I
% utilizando as funções desenvolvidas.
% -----
% Descrição das variáveis:
%
% St é vetor de dados no domínio do tempo (carregamento);
% t é o vetor de intervalo no tempo da distribuição;
% -----

% Definição de alguns parâmetros iniciais.

t0=clock;           % Para calcular o tempo gasto na simulação.
load DadosIniciais; % Propriedades do material e da tubulação.

% Aplicação da FFT.

[f,Sf]=trfft(t,St);

% Determinação dos parâmetros do domínio da frequência.

[mv,N0,Np,alfa]=param(Sf,f);

% Estimação da vida de fadiga pelo Modelo Tovo-Benasciutti em anos.

[dlinha,vidafadtb]=modelotb(N0,alfa,mv,m,k);

tf=clock;           % Para calcular o tempo gasto na simulação.

% Cálculo do tempo de simulação.

duracao=((tf(4)*3600+tf(5)*60+tf(6))-(t0(4)*3600+t0(5)*60+t0(6)));

```

A.7 Contagem de Ciclos Rainflow

```

function [fc,St]=rainflow(St)

% Algoritmo que calcula as faixas de carga e os seus respectivos
% números de ciclos de um carregamento.
% -----
% Descrição das variáveis:
%
% St é o vetor contendo a tensão circunferencial simulada;
% fc é a matriz de faixa de carga;
% St (saída) é o vetor resultante da contagem, contendo o resíduo.
% -----

% Obtenção de parâmetros de entrada e variáveis auxiliares.

tam=max(size(St));

if St(1)==St(tam); % Evita que seja formado um ciclo por St(1) e St(n)
    tam=tam-1;      % se esses pontos forem iguais.
end

i=1;
k=1;

% Verificação dos tamanhos absolutos dos vetores para calculo das faixas.

while i < (tam-3)

    i1=abs(St(i)-St(i+1));
    i2=abs(St(i+1)-St(i+2));
    i3=abs(St(i+2)-St(i+3));

    % Analise da formação dos mínimos e máximos de uma amplitude, para formar
    % as faixas de carga (fc).

    if (i2<=i1) && (i2<=i3)
        val=[St(i+1) St(i+2)];
        fc(k,1)=min(val);
        fc(k,2)=max(val);
        if St(i)==St(i+3)

```

```

        St=[St(1:i) St(i+4:tam)];
        tam=tam-1;
    else
        St=[St(1:i) St(i+3:tam)];
    end

    i=i-2;

    if i <= 0
        i=1;
    end

    k=k+1;
    tam=tam-2;

else
    i=i+1;
end

end

% Obtenção das faixas de carga a partir dos mínimos e máximos das
% amplitudes.

n=max(size(fc));

for j=1:n
    fc(j,3)=abs(fc(j,2)-fc(j,1));
end

```

A.8 Modelo de Elber

```

function [a,bloco,vidafadelb]=modeloelber(C,m,a0,x,y,fc,e,num,int)

% Algoritmo que calcula a propagação da trinca a partir do método de
% fechamento de trinca de Elber, até o tamanho de trinca crítico ac.
% -----
% Descrição das variáveis:
%

```

```

% m é o expoente da curva de Paris;
% C é o coeficiente da curva de Paris;
% a0 é o tamanho inicial de trinca;
% x e y são os vetores de pontos do gráfico de bbeta;
% fc é a matriz de faixa de carga;
% e é a espessura da parede da tubulação.
% -----

% Definição de alguns parâmetros iniciais.

format long
tam=max(size(fc));
a=a0;
bloco=0;
coef=polyfit(x,y,3); % Geração de um polinômio para aproximar a curva.

% Aplicação das equações do modelo de Elber e da lei de Paris-Erdogan.

while a<e      % Propagação da trinca até atravessar a tubulação.

    for i=1:tam
        R=(fc(i,1)/fc(i,2));
        if R>=0
            U=1;
        else
            U=1/(1-R);
        end

        aux=a/e;
        bbeta=polyval(coef,aux);    % Obtenção do valor de bbeta.

        deltaKI=bbeta*fc(i,3)*sqrt(pi*a);
        deltaKIef=U*deltaKI;
        da=(C*(deltaKIef^m));
        a=a+da;

    end

    bloco=bloco+1
end

```

```
% Estimação da vida de fadiga em anos.
```

```
vidafadelb=(bloco*num)*(int/3600)*(1/24)*(1/365);
```

A.9 Algoritmo Integrado Caso II

```
function [a,vidafadelb,duracao]=casoii(St,num,int,a0)
```

```
% Algoritmo utilizado para estimar a vida de fadiga para o caso II  
% utilizando as funções desenvolvidas.
```

```
% -----
```

```
% Descrição das variáveis:
```

```
%
```

```
% St é vetor de dados no domínio do tempo (carregamento);
```

```
% a0 é o tamanho inicial de trinca;
```

```
% int é o intervalo de aquisição entre dois pontos em segundos;
```

```
% num é o número de valores desejado;
```

```
% -----
```

```
% Definição de alguns parâmetros iniciais.
```

```
t0=clock; % Para calcular o tempo gasto na simulação.
```

```
load DadosIniciais; % Propriedades do material e da tubulação.
```

```
load Bbeta % Vetores do parâmetro beta
```

```
% Aplicação do método Rainflow.
```

```
[fc,Stres]=rainflow(St);
```

```
Stresf=[Stres Stres]; % Soma do resíduo.
```

```
[fcres,Stresf]=rainflow(Stresf); % Aplicação do Rainflow no resíduo.
```

```
fcf=[fc;fcres]; % Faixa de carga completa.
```

```
% Plotagem da distribuição de faixas de carga.
```

```
histfit(fcf(:,3),20,'exponential');
```

```
title('Distribuição das Faixas de Carga');
```

```
xlabel('Faixas de Carga [MPa]');
```

```
ylabel('Frequência')
```

% Estimação da vida de fadiga pelo modelo de Elber em anos.

```
[a,bloco,vidafadelb]=modeloelber(C,m,a0,x,y,fcf,e,num,int)
```

```
tf=clock; % Para calcular o tempo gasto na simulação.
```

% Cálculo do tempo de simulação.

```
duracao=((tf(4)*3600+tf(5)*60+tf(6))-(t0(4)*3600+t0(5)*60+t0(6)));
```

B. CURVA DE WÖHLER

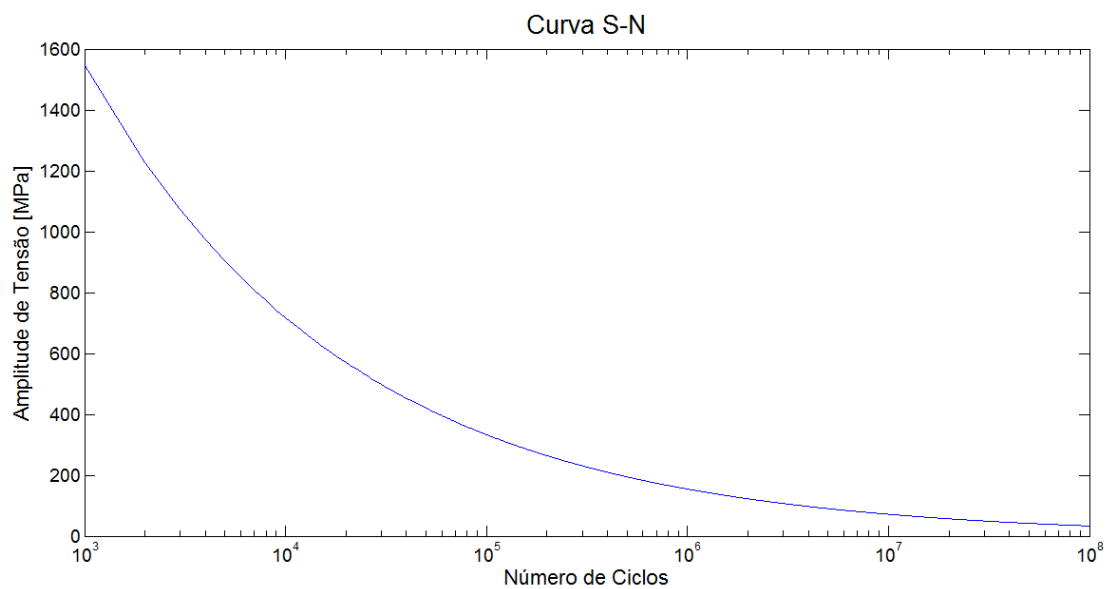


Gráfico B.1 - Curva S-N do aço BS 4360 Gr-50D
Fonte: Autor