

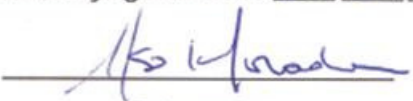
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
COMISSÃO DE PROGRAMA MULTIDISCIPLINAR DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Estudo dos Principais Parâmetros da
Confiabilidade de Falha a Fadiga de um *Riser*
Marítimo de Produção

Autora: **Wânia Stefane**

Orientador: **Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka**

07/10

Este exemplar corresponde à redação final
da tese defendida por WÂNIA STEFANE
_____ aprovada
pela comissão julgadora em 22/07/10

Orientador

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
COMISSÃO DE PROGRAMA MULTIDISCIPLINAR DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO**

Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha a Fadiga de um *Riser* Marítimo de Produção

Autora: **Wânia Stefane**

Orientador: **Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka**

Curso: Ciências e Engenharia de Petróleo

Área de Concentração: AA - Exploração

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à Comissão de Pós Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2010
S.P. – Brasil.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA DA ÁREA
DE ENGENHARIA E ARQUITETURA – BAE - UNICAMP

St32e Stefane, Wânia
Estudo dos principais parâmetros da confiabilidade de falha a fadiga de um riser marítimo de produção / Wânia Stefane. --Campinas, SP: [s.n.], 2010.

Orientador: Celso Kazuyuki Morooka.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Estruturas marítimas - Hidrodinâmica. 2. Engenharia de petróleo. 3. Fadiga. 4. Confiabilidade. I. Morooka, Celso Kazuyuki . II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Study of main parameters of reliability of failure due to fatigue of a offshore riser

Palavras-chave em Inglês: Maritime structures - Hydrodynamics, Petroleum engineering, Fatigue, Reliability, Risk

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Luis Volnei Sudati Sagrilo, Ricardo Franciss, Sérgio Nascimento Bordalo

Data da defesa: 22/07/2010

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

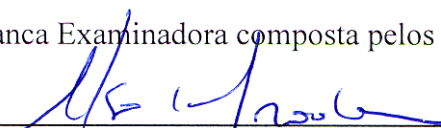
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
COMISSÃO DE PROGRAMA MULTIDISCIPLINAR DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha a Fadiga de um *Riser* Marítimo de Produção


Autora: Wânia Stefane

Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

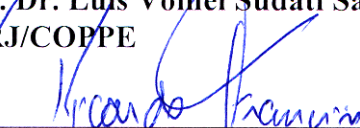
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



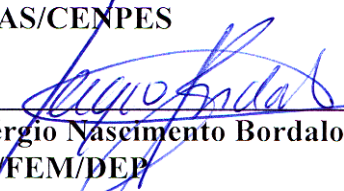
Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, Presidente
UNICAMP/FEM/DEP



Prof. Dr. Luis Volnei Sudati Sagrilo
UFRJ/COPPE



Prof. Dr. Ricardo Franciss
PETROBRAS/CENPES



Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo
UNICAMP/FEM/DEP

Campinas, 22 de julho de 2010

Dedicatória:

Dedico este trabalho aos meus pais Antonio e Alice, a minha avó Maria e aos meus irmãos Tânia, Clayton e Priscila que sempre estiveram presentes durante os momentos difíceis e de indecisão e pelo incentivo dado em mais uma etapa da minha vida.

Agradecimentos

A Deus pela paciência, coragem e perseverança na realização deste trabalho.

Ao CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, por financiar este trabalho, concedendo a mim dedicação exclusiva na execução do mesmo.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, pela oportunidade concedida.

Ao Prof. Dr. Ivan Rizzo Guilherme por apresentar-me ao Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka.

Gostaria também de agradecer a todos que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

A todos os amigos de laboratório Raphael Tsukada, Maurício, Dustin, Deolinda, Paulo Gassi, Ana Elitha, Julia, Juarez, Sócrates, Márcia, Eugênio, Claudio, Rafinha, Paulo Valdivia, e ao Denis que me ajudou muitas vezes nas discussões.

Aos amigos de departamento Alexandre Lima, Fernando, Teresinha e de modo especial agradeço ao Roberton e à Cynthia.

A equipe da Escola Inova Línguas Rodolfo, Prof. Stive e Mel, à Renata pelo estímulo, e principalmente à Prof^a Malu que além de ter sido uma presença fundamental e importante na minha proficiência em inglês, soube incentivar-me na reta final deste trabalho.

À Dra Ana Lúcia, à Dra Iara e à Dra. Luciana pela motivação e dedicação imensuráveis.

Às secretárias Beth, Sônia e Michele.

À bibliotecária Alice deste departamento de engenharia de petróleo.

*Pedras no caminho? Guardo todas, um
dia vou construir um castelo...*

Fernando Pessoa

Resumo

STEFANE, Wânia, Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha a Fadiga de um *Riser* Marítimo de Produção, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2010. 85 p. Dissertação de Mestrado.

O presente trabalho propõe um procedimento para calcular a probabilidade de falha por fadiga em um SCR (*Steel Catenary Riser*), identificando os principais parâmetros e avaliando a influência destes na probabilidade desse tipo de falha. São consideradas nesse procedimento as condições oceanográficas, tais como esforços de ondas, correntezas e movimentos da plataforma, e as incertezas presentes no dano acumulado total à fadiga — dado pela regra de Miner-Palmgren. A metodologia adotada é probabilística e se baseia no Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM). Uma função de falha para o SCR é definida considerando-se a resistência e os carregamentos aplicados no *riser*, a aleatoriedade das condições oceanográficas e as características mecânicas do SCR. Neste trabalho, o procedimento proposto foi implementado em um programa comercial e aplicado para um caso reportado na literatura e para outro caso, considerando dados obtidos via Petrobras, de um campo marítimo brasileiro em operação. Os resultados de probabilidade de falha por fadiga, bem como de vida útil, são discutidos e avaliados para diferentes localizações ao longo do comprimento do SCR. Estes resultados mostraram-se bons quando comparados com os resultados encontrados na literatura. Através destes resultados verificou-se a sensibilidade da probabilidade de falha por fadiga para os principais parâmetros, sendo o parâmetro m da curva S-N o mais influente.

Palavras Chave

Sistemas Marítimos, Produção de Petróleo, *Riser*, Fadiga, Confiabilidade.

Abstract

STEFANE, Wânia, Study of Main Parameters of Reliability of Failure due to Fatigue of a Offshore Riser, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2010. 85 p. Dissertação de Mestrado.

The current work presents a procedure to evaluate the probability of fatigue failure for an offshore Steel Catenary Riser (SCR), through identification and assessment of the influence of the main parameters involved in the probability of failure due to fatigue mechanism. Ocean conditions such as waves, currents and platform motions, as well as uncertainties due to total cumulative damage given by Miner-Palmgren's rule, are considered in this procedure. A probabilistic methodology is adopted, which is based on the First Order Reliability Method (FORM). A failure function for the SCR is defined considering the structural strength and the loads acting on the riser, as well as the random nature of ocean conditions and mechanical properties of the SCR. The suggested procedure was implemented and applied for two practical cases. The first case uses data from literature and the second one considers data from a typical Brazilian offshore operation field by Petrobras. In the calculations, results for the probability of failure are, as well as the riser service life, discussed and assessed at different locations along the SCR length. Good results were obtained from the analysis as they are comparable and very close to the results observed in literature. From those results, the sensitivity of the probability of failure due to fatigue for a SCR could be verified. It could also be observed that the m parameter from S-N curve has shown to be the most effective parameter.

Key Words

Offshore systems, Petroleum Production, Riser, Fatigue, Reliability.

Índice

Dedicatória	v
Agradecimentos	vii
Resumo	xi
Abstract	xiii
Índice	xv
Lista de Figuras	xvii
Lista de Tabelas	xix
Nomenclatura	xxi
Capítulo 1 – Introdução	1
Capítulo 2 – Revisão da Literatura	5
Capítulo 3 – Metodologia	11
3.1 – Comportamento Dinâmico do <i>Riser</i>	11
3.2 – Análise de Risco e Teoria da Confiabilidade	12
3.2.1 – Análise de Risco	12
3.2.2 – Teoria da Confiabilidade	19
3.3 – Dano Total a Fadiga	24
3.4 – Definições das incertezas Δ , B_R , B_S	26
3.4.1 – Incerteza Δ	26
3.4.2 – Incerteza B_R	27
3.4.3 – Incerteza B_S	27
3.5 – Determinação da Probabilidade de Falha por Fadiga	28
Capítulo 4 – Implementação e Verificação	35
4.1 – Considerando m e K determinísticos	37
4.2 – Considerando m e K probabilísticos	41

Capítulo 5 – Estudo de Caso	45
5.1 – Considerando m e K determinísticos	45
5.1.1 – Sensibilidade das variáveis de entrada B_S , Δ e B_R	48
5.2 – Considerando m e K probabilísticos	50
5.2.1 – Sensibilidade das variáveis de entrada B_S , Δ , B_R e m	51
5.2.2 – Probabilidade de Falha ao longo do Comprimento do <i>Riser</i>	53
5.2.3 – Probabilidade de Falha e Vida Útil do <i>Riser</i>	55
Capítulo 6 – Conclusão e Sugestões para próximos trabalhos	57
Referências	59
Anexo	63

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Ilustração do SCR e os carregamentos atuantes no mesmo	6
Figura 2.2 - Curva S-N API.....	8
Figura 2.3 - Curva S-N DNV	8
Figura 3.1 - Fluxograma da Metodologia de Análise de Risco	15
Figura 3.2 - Mecanismos e Modos de Falha para um SCR	16
Figura 3.3 - Matriz de Risco Qualitativa	17
Figura 3.4 - Árvore de Evento	18
Figura 3.5 - Representação genérico para a função de estado limite.....	19
Figura 3.6 - Esquema do FORM.....	24
Figura 3.7 - Exemplo de Curva S-N e indicação dos parâmetros m e K	25
Figura 3.8 - Fluxograma Simplificado para FORM	33
Figura 4.1 - Fluxograma detalhado do programa em Fortran.....	36
Figura 4.2 - Ilustração dos pontos analisados do SCR	39
Figura 5.1 - Ilustração dos pontos analisados do SCR	46
Figura 5.2 - Influência de Δ na probabilidade de falha.....	49

Figura 5.3 - Influência de B_R na probabilidade de falha	49
Figura 5.4 - Influência de B_S na probabilidade de falha.....	50
Figura 5.5 - Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga.....	52
Figura 5.6 - Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento.....	52
Figura 5.7 - Probabilidade de falha e fator de <i>bias</i>	53
Figura 5.8 - Probabilidade de falha e parâmetro m da curva S-N.....	53
Figura 5.9 - Probabilidade de falha ao longo do comprimento do SCR.....	54
Figura 5.10 - Probabilidade de falha e vida útil do SCR	55

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Matriz de Risco Quantitativo	18
Tabela 3.2 - Valores de <i>bias</i>	28
Tabela 4.1 - Parâmetros do SCR	39
Tabela 4.2 - Descrição dos dados de entrada.....	39
Tabela 4.3 - Resultados com o FORM	41
Tabela 4.4 - Resultados obtidos utilizando o FORM	42
Tabela 4.5 - Resultados considerando o FORM.....	43
Tabela 5.1 - Parâmetros do SCR - P-18.....	46
Tabela 5.2 - Resultados do FORM e da Vida Útil do SCR	47
Tabela 5.3 - Classe de Segurança	48
Tabela 5.4 - Resultados com o FORM e da Vida Útil do SCR	51

Nomenclatura

Letras Latinas

a	=	comprimento da trinca	[m]
A	=	área da seção transversal do <i>riser</i>	[m ²]
B _R	=	fator de incerteza de modelamento	
B _S	=	fator de <i>bias</i>	
C	=	constante	
C _f	=	consequência de falha	
D	=	distância	
D _i	=	dano acumulado parcial	[1/a]
f	=	função Densidade de Probabilidade	
f _i	=	fração dos ciclos de tensão total	
f _z	=	função Densidade de Probabilidade Conjunta	
F	=	função Distribuição Acumulada	
K	=	constante relativa à Curva S-N média	[ciclos]
L	=	função de Lagrange	
m	=	inclinação da curva S-N	
m _f	=	constante	
n _i	=	número de ciclos de tensão	[ciclos/a]
N	=	número de ciclos para a falha	[ciclos]
NSR	=	número de faixas de tensão	
NSS	=	número de estados de mar	
P _f	=	probabilidade de falha	
p _j	=	probabilidade de ocorrência dos estados de mar	
S _i	=	faixa de tensão	[MPa]
SCF	=	fator de concentração de tensão	
t	=	tempo	[s]
u _R	=	transformação da variável aleatória resistência	
u _S	=	transformação da variável aleatória carga	
T _Z	=	força axial do <i>riser</i>	[N]
X _i	=	distância do eixo x para o centro da área da seção transversal A	[m]
Y _i	=	distância do eixo y para o centro da área da seção transversal A	[m]
Y	=	fator que depende da geometria analisada	

.....

Letras Gregas

\mathbf{a}^*	=	vetor normal unitário	
α_k^*	=	componente do vetor normal unitário	
α_w	=	parâmetro de forma da Distribuição de Weibull	
β	=	distância ou índice de confiabilidade	
β_w	=	parâmetro de escala da Distribuição de Weibull	
Γ	=	Função Gama	
δa	=	crescimento da trinca	[m]
δN	=	números de ciclos de tensão	[ciclos]
Δ	=	resistência limite à fadiga	
ζ	=	parâmetro da Distribuição Lognormal	
λ	=	parâmetro da Distribuição Lognormal	
λ_L	=	variável (multiplicador de Lagrange)	
μ	=	média da variável aleatória	
σ	=	desvio padrão da variável aleatória	
Φ	=	função Distribuição Acumulada da Distribuição Normal Padrão	
Φ^{-1}	=	inversa da Função de Probabilidade Normal Padrão	
φ	=	função Densidade de Probabilidade da Distribuição Normal Padrão.	

.....

Superescritos

N	=	normal equivalente
t	=	transposta

.....

Matrizes & Vetores

[B]	=	matriz de amortecimento estrutural global	[kg/s ²]
[K]	=	matriz de rigidez	[kg/s]
[M]	=	matriz de massa	[kg]
\mathbf{F}	=	vetor de forças hidrodinâmicas atuantes no <i>riser</i>	[N]
\mathbf{x}	=	vetor de deslocamento do <i>riser</i>	[m]
$\dot{\mathbf{x}}$	=	vetor de velocidade do <i>riser</i>	[m/s]
$\ddot{\mathbf{x}}$	=	vetor de aceleração do <i>riser</i>	[m/s ²]
\mathbf{X}	=	vetor das variáveis aleatórias	

.....

Subscritos

f	=	falha
i	=	índice da faixa de tensão

j = estado de mar
k = variável aleatória
tt = total
tot = acumulado total
w = distribuição de Weibull

.....

Siglas

FORM = *First Order Reliability Method*
SCR = *Steel Catenary Riser*
SORM = *Second Order Reliability Method*
TDP = *Touch Down Point*

Capítulo 1

Introdução

As fontes dominantes de energia em nossa sociedade continuam sendo óleo e gás. Uma grande porcentagem desses hidrocarbonetos está presente no subsolo marítimo — isso é visto com as novas descobertas de reservas de hidrocarbonetos no Brasil, no Golfo do México e na Costa Oeste da África, localizadas em águas profundas e ultra-profundas. Dentre os países que dominam a perfuração marítima está o Brasil, com campos posicionados a mais de dois mil metros de profundidade e com descobertas para esse nível. As mais recentes são os Campos do Pré-sal, em reservatórios profundos nas formações salinas, estimando aumentar em 50% as reservas do país. Com essas crescentes descobertas há também as crescentes produções técnicas de equipamentos utilizados no escoamento desses hidrocarbonetos, que vão desde plataformas flutuantes até *risers*.

Os *risers* instalados nas suas variadas configurações espaciais têm se constituído como soluções tecnológicas para a produção de petróleo nos cenários mencionados. Assim sendo, é fundamental estudar, desenvolver e aprimorar as técnicas e metodologias de seu projeto, visando ao seu adequado dimensionamento.

Diferentes sistemas marítimos de produção estão descritos na literatura, dentre eles o sistema constituído de plataforma flutuante semisubmersível, com *riser* rígido em configuração de catenária (*Steel Catenary Riser* - SCR). Este é considerado uma solução segura que apresenta atrativos econômicos para sua aplicação na produção de óleo e gás.

A configuração das estruturas e as condições ambientais aos quais são expostas impactarão na sua durabilidade, não sendo diferente com os *risers*. O SCR sofre deformações devido ao seu peso próprio, aos movimentos e deslocamento de deriva da plataforma flutuante e a

carregamentos de onda (natureza aleatória) e de correnteza, ambos agindo diretamente em sua estrutura. Essas solicitações típicas de um SCR em operação podem provocar uma sobretensão em relação à máxima tensão admissível de projeto (material), assim como resultar em redução de sua vida útil, levando a uma eventual falha por fadiga. Falhas como esta podem resultar em consequências aos aspectos de segurança, ambientais e econômicos, devido ao vazamento de óleo ou gás ao meio ambiente — levando à poluição do mar ou do ar e podendo provocar combustão, com o perigo de fogo e explosão. Nesse caso, o ecossistema marinho sofreria sérios impactos e ocorreria perda de vida de pessoas embarcadas na plataforma. E, ainda, a reparação de equipamentos danificados como resultado desse tipo de acidente envolveria dispêndios com altos custos — havendo, além disso, a possibilidade de não recuperação dos mesmos, resultando em sua perda total. Diante desse possível cenário, é imprescindível o estudo dos possíveis parâmetros que causam os mecanismos de falha no SCR, a fim de monitorar os riscos e prevenir danos ao mesmo.

Nesse contexto, o presente trabalho tem por objetivo determinar os principais parâmetros da confiabilidade de falha a fadiga no comportamento dinâmico de um *riser* marítimo de produção, descrevendo para tanto um procedimento probabilístico, baseado na Teoria da Confiabilidade através do FORM. Os principais parâmetros avaliados são: o parâmetro m da curva S-N; o fator de incerteza de modelamento aplicado na resistência limite à fadiga; o fator de *bias* associado com os cálculos de dano à fadiga e a resistência limite à fadiga — todos presentes no mecanismo de falha por fadiga de um SCR. Além disso, a vida útil do SCR na falha por fadiga também será avaliada.

O presente trabalho organiza-se em seis capítulos, da seguinte maneira:

- Capítulo 2: Apresenta uma revisão da literatura sobre as regiões críticas no SCR, sobre confiabilidade estrutural e também uma revisão englobando trabalhos referentes aos parâmetros da confiabilidade de falha a fadiga.

- Capítulo 3: Expõe-se o procedimento adotado para determinação da probabilidade de falha, embasado na análise de risco e na teoria da confiabilidade, e considerando o dano acumulado total dado segundo a Regra de Miner-Palmgren.
- Capítulo 4: Os resultados e discussões inerentes ao presente assunto — originados da implementação do referido procedimento e simulado para o caso da literatura — são expostos.
- Capítulo 5: Um estudo de caso é apresentado, considerando um campo marítimo brasileiro em operação. Novos resultados de probabilidade de falha são mostrados, atentando para o comprimento do SCR e para sua vida útil.
- Capítulo 6: As principais conclusões referentes ao presente trabalho são discutidas, bem como as sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

Embora se verifique crescente descoberta de campos marítimos na história recente do Brasil, também há a preocupação em produzi-los de forma a minimizar riscos e custos de produção. Na literatura cresce o desenvolvimento de trabalhos a fim de determinar desde a melhor configuração de *riser*, até quais são os parâmetros da confiabilidade para o mesmo.

Riser é a parte suspensa do duto cilíndrico longo e esbelto que interliga a plataforma flutuante de produção na superfície do mar ao poço no fundo do oceano, podendo ter configuração vertical ou em catenária. Os *risers* verticais são tracionados no topo, sendo empregados na perfuração e na produção. Já os *risers* com geometria em catenária são dutos suspensos aplicados na produção. Dependendo do material utilizado, os *risers* podem ser classificados como rígidos ou flexíveis. Os *risers* rígidos são fabricados utilizando aço e os flexíveis são compostos por camadas de aço nas mais diferentes formas interpostas com polietileno. A Figura 2.1 representa um *riser* rígido em catenária.

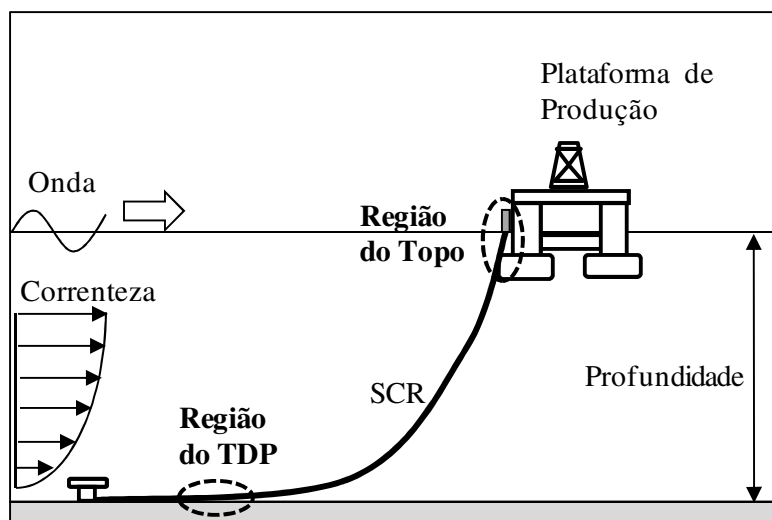


Figura 2.1: Ilustração do SCR e os carregamentos atuantes no mesmo.

Os SCRs, em suas diferentes configurações, estão tendo ampla participação na produção dos hidrocarbonetos. O sistema constituído por plataforma semisubmersível e *riser* de aço em configuração de catenária está se tornando uma opção segura e viável economicamente.

As diversas partes do SCR podem estar sujeitas a cargas dinâmicas e estáticas durante sua vida útil. A ação dos carregamentos ambientais, como onda e correnteza, sobre a plataforma flutuante provocam movimentos e estes são transferidos para a conexão de topo do SCR. Além disso, a tração atuante no topo é grande devido ao longo comprimento do SCR. Um procedimento proposto por Torres *et al.* (2001) para analisar a falha por fadiga em SCR utilizou um simulador de SCR (Anflex, 2001) e um programa de análise de fadiga aleatória. Através de simulações, comprovou-se que essa falha ocorre principalmente nas regiões do topo e na região de toque com o solo marinho, ou região do TDP (*Touch Down Point*), como representado na Figura 2.1.

Segundo a norma *Det Norsk Veritas* (DNV), as falhas por fadiga podem resultar em consequências aos aspectos de segurança, econômicos e ambientais. As consequências econômicas são determinadas através dos custos na reparação dos equipamentos e através das perdas de produção; as consequências de segurança são avaliadas pelas falhas que conduzem a fogo, explosão ou liberação de toxinas; e as consequências ambientais são estimadas pelos vazamentos de óleo e gás ocorridos no mar (DNV-RP-G101, 2002). Assim sendo, é

imprescindível o estudo dos possíveis parâmetros que causam os mecanismos de falha no SCR, a fim de monitorar os riscos e prevenir possíveis danos (DNV-RP-F107, 2001).

Em estruturas como o SCR, a segurança pode ser definida em função dos carregamentos atuantes no mesmo e da sua capacidade em resistir a estes esforços. No entanto, a resistência do SCR e sua segurança operacional são difíceis de serem previstas com exatidão (Ang e Tang, 1984). Isso ocorre em face da origem aleatória das cargas aplicadas no SCR e de seu comportamento estático e dinâmico. Logo, essas aleatoriedades podem receber um tratamento estatístico, inserindo assim as incertezas presentes. Todos os parâmetros usados para definir a resistência e o carregamento presentes na estrutura podem ser considerados variáveis aleatórias (Sagrilo e Lima, 1995). As incertezas e as variações presentes nos carregamentos fazem com que a estrutura não desempenhe corretamente a função para a qual foi projetada, resultando em uma probabilidade de falha. Esta probabilidade é avaliada por meio da análise de confiabilidade estrutural, que é uma ferramenta extra, possibilitando ao engenheiro quantificar as incertezas na estrutura analisada e tomar decisões com mais segurança (Sagrilo, 1994).

Para estruturas *offshore*, a fadiga é um dos mais importantes mecanismos de falha. As incertezas no dano acumulado à fadiga nessas estruturas são muito atuantes, graças ao fato de o dano à fadiga ser sensível às amplitudes de tensão aplicadas; ou seja, pequenas mudanças na amplitude resultam em grandes mudanças no dano (Nikolaidis e Kaplan, 1991). Dentre as formas de abordagem de fadiga, a utilização da curva S-N é comumente aplicada para cálculos de dano. Esta abordagem consiste basicamente na aplicação em laboratório de cargas cíclicas em um corpo de prova de um determinado material e obtenção de números de ciclos até a falha deste corpo de prova. A curva S-N é a apresentação desses resultados. Normas como, por exemplo, *Det Norske Veritas* (DNV-RP-C203, 2005) e *American Petroleum Institute* (API RP 2A-LRFD, 1997) apresentam curvas S-N para diferentes materiais, conforme ilustrado nas Figuras 2.2 e 2.3.

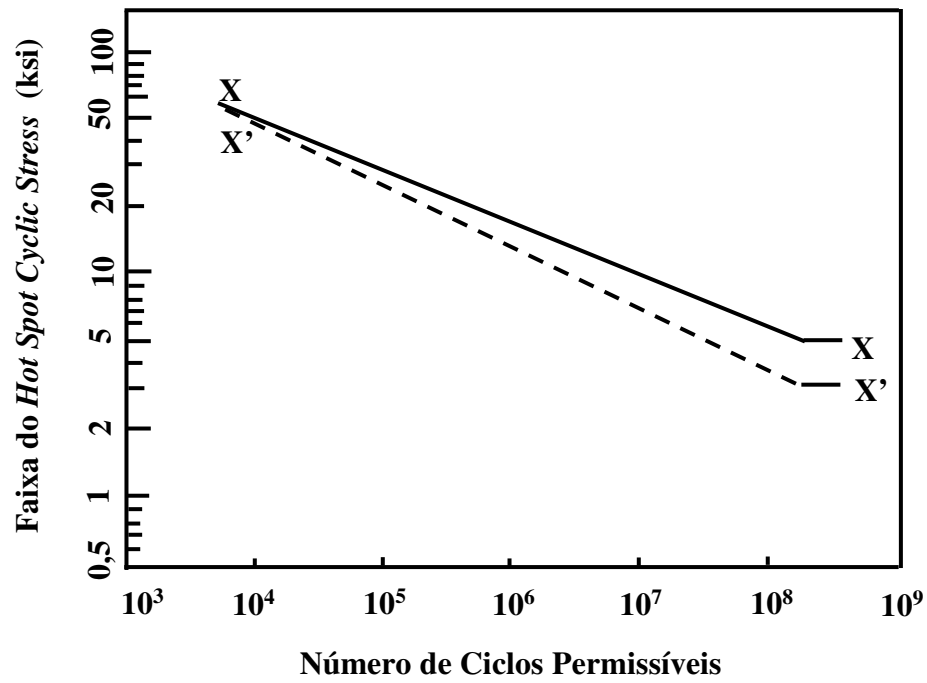


Figura 2.2: Curva S-N API, adaptado de API RP 2A-LRFD (1997).

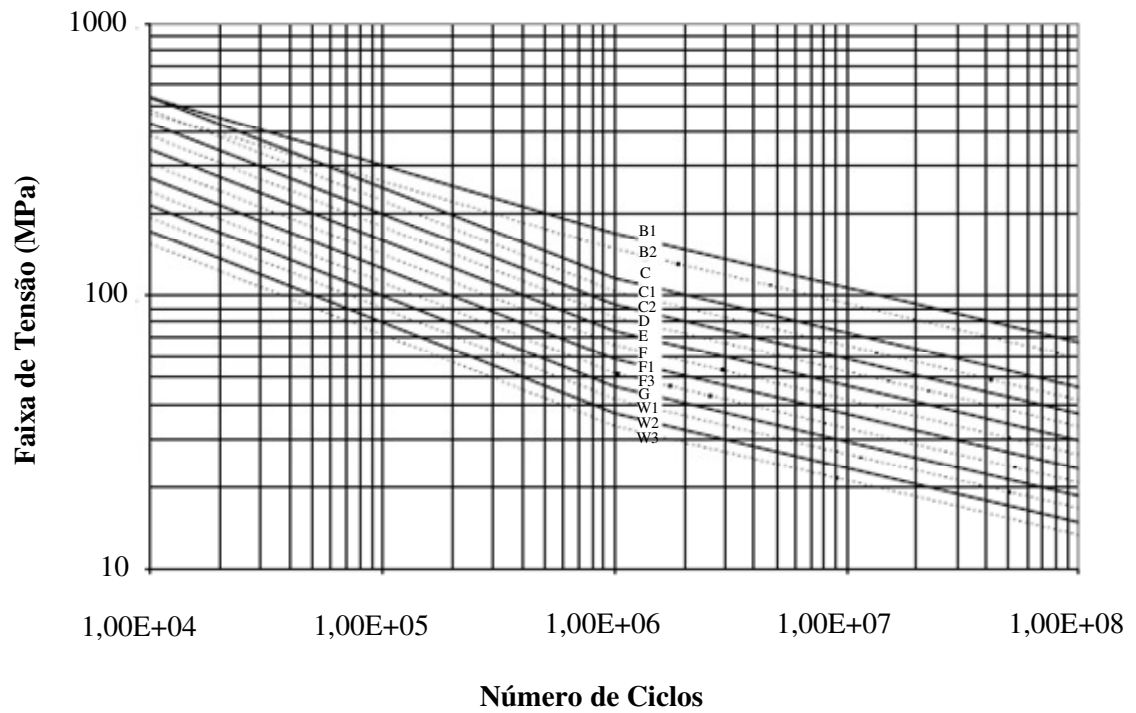


Figura 2.3: Curva S-N DNV, adaptado de DNV-RP-C203 (2005).

Segundo Wirsching (1979), a curva S-N possui fontes de incerteza inerentes ao fenômeno, como é evidenciado pela dispersão dos dados, uma vez que há incertezas na fabricação do material utilizado e também no modelo empregado para obter essa curva — como por exemplo, o método dos mínimos quadrados para estimá-la.

Com a crescente utilização de SCRs na produção de petróleo, a Petrobras iniciou o desenvolvimento de uma metodologia para gerenciamento de integridade de SCRs, utilizando análise de risco qualitativa, pressupondo a avaliação de risco do SCR desde o projeto até o seu abandono. Esta metodologia foi dividida em: subdivisão do SCR em componentes; identificação dos mecanismos de falha através da Análise de Modos e Efeitos de Falha (FMEA); categorização da probabilidade de falha e da consequência de falha considerando os aspectos de segurança, impacto ambiental e perda de produção; categorização do risco em três níveis; mitigação do risco; gerenciamento da integridade do SCR; reavaliação do risco caso o mesmo esteja acima do tolerável e reavaliação da estratégia de gerenciamento de integridade. A vantagem dessa metodologia é a fácil implementação além de permitir uma priorização para as ações mitigadoras. Essa metodologia está sendo aplicada em um SCR real, a fim de avaliar e implementar possíveis melhorias (Pezzi Filho *et al.*, 2007).

Akpan *et al.* (2007) realizaram um estudo sobre a confiabilidade a fadiga de SCRs instalados em águas ultra-profundas. Nesse estudo empregou-se a teoria da confiabilidade com o FORM, a fim de analisar o mecanismo de falha por fadiga. Dentre os parâmetros analisados, observou-se que o parâmetro m da curva S-N, a resistência limite à fadiga, o fator de incerteza de modelamento aplicado a essa resistência e o fator de *bias* associado com os cálculos de dano à fadiga afetavam a confiabilidade do SCR. Entretanto, o parâmetro m quando comparado aos demais apresentou um maior nível de influência.

Semelhante estudo foi realizado por Xia e Das (2008), porém os SCRs estavam instalados em águas profundas. Novamente, aplicou-se a metodologia probabilística com o FORM e outro método da teoria da confiabilidade — denominado SORM (Método de Confiabilidade de Segunda Ordem) — para também analisar a falha por fadiga. Xia e Das (2008) consideraram os mesmos parâmetros analisados por Akpan *et al.* (2007) e concluíram que a resistência limite à

fadiga, o fator de incerteza de modelamento aplicado nesta resistência e o fator de *bias* associado com os cálculos de dano à fadiga influenciaram igualmente na confiabilidade. Mais uma vez o parâmetro m da curva S-N se mostrou ser o mais influente na confiabilidade do SCR.

De acordo com Bai (2003), o FORM é um método amplamente aceito que prevê a sensibilidade da probabilidade de falha com relação às variáveis de entrada, as quais são essenciais para otimizar a confiabilidade da estrutura no projeto, na construção e na manutenção. A vantagem desse método é o menor tempo computacional demandado para os cálculos (DNV-CN-30.6, 1992).

A fadiga é um importante mecanismo de falha de impacto na vida operacional do SCR. Diante disso, o presente trabalho descreve um procedimento probabilístico, baseado no FORM, para avaliar a influência do parâmetro m da curva S-N, do fator de incerteza de modelamento aplicado na resistência limite à fadiga, do fator de *bias* associado com os cálculos de dano à fadiga e da resistência limite à fadiga, todos presentes no mecanismo de falha por fadiga de um SCR.

Capítulo 3

Metodologia

Neste capítulo é apresentado o desenvolvimento da metodologia considerada para o presente trabalho, tomando como primícias o comportamento dinâmico do *riser* e a análise de risco. A partir disso, os fundamentos da teoria da confiabilidade são explicados juntamente com o cálculo do dano à fadiga e a definição de algumas incertezas específicas no cálculo desse dano. O capítulo é concluído com a determinação da probabilidade de falha por fadiga no *riser*.

3.1 Comportamento Dinâmico do *Riser*

A análise de estruturas marítimas está associada aos efeitos de ondas que por sua vez possuem a característica de variar no tempo, ou seja, dinâmica. As cargas induzidas pelo fluido em cilindros esbeltos como o *riser* podem ser estimadas pela equação de Morison. Devido ao movimento induzido pela plataforma flutuante, o *riser* possui velocidades e acelerações sendo assim necessário considerar a análise dinâmica. Além disso, esses problemas são não-lineares, e as equações de equilíbrio do sistema são resolvidas através da abordagem incremental, linearizando em torno de cada configuração de equilíbrio.

Na solução das equações do comportamento dinâmico do *riser* foi aplicada a discretização do contínuo através de elementos finitos.

A representação matricial da equação do comportamento de um *riser* em termos de seus deslocamentos, velocidades e acelerações está representada pela Equação (3.1), a seguir:

$$[M]\ddot{\mathbf{x}} + [B]\dot{\mathbf{x}} + [K]\mathbf{x} = \mathbf{f} \quad (3.1)$$

onde $[M]$ é a matriz de massa, $[B]$ é a matriz de amortecimento estrutural global, $[K]$ é a matriz de rigidez, \mathbf{x} é o vetor de deslocamento do *riser*, $\dot{\mathbf{x}}$ é o vetor de velocidade do *riser*, $\ddot{\mathbf{x}}$ é o vetor de aceleração do *riser*, e \mathbf{f} é o vetor das forças hidrodinâmicas.

Os esforços oriundos da onda, da correnteza e dos movimentos da plataforma induzem a esforços cíclicos no *riser*. Assim, os valores de tensão $S(t)$ para um determinado ponto de uma dada área A da seção transversal do *riser*, ao longo do seu comprimento, em um dado tempo t (Torres *et al.*, 2001) podem ser calculados conforme a Equação (3.2):

$$S(t) = \pm SCF_Y \frac{M_Y(t)}{I_Y} X_i \pm SCF_X \frac{M_X(t)}{I_X} Y_i + \frac{T_Z}{A} \quad (3.2)$$

sendo $M_X(t)$ e $M_Y(t)$ os momentos devido a flexão no tempo t , I_X e I_Y são os momentos de inércia em relação aos eixos locais x e y , SCF é o fator de concentração de tensão, X_i e Y_i são as distâncias do centro da área da seção transversal A aos eixos locais x e y respectivamente e T_Z é a força axial.

A Equação (3.2) fornece as séries temporais de tensão para uma dada localização do *riser*, ao longo do seu comprimento. Aplicando o Método de Contagem de Ciclos *Rainflow* (vide, por exemplo, Almar-Neass, 1985), identificam-se os picos e os vales (máximos e mínimos) da série temporal, e classifica-se a tensão nas diferentes faixas estabelecidas para a tensão. Faz-se a contagem do número de ciclos de tensão encontrados em cada faixa estabelecida para a tensão. E finalmente, para análise da fadiga, extrapolam-se os números de ciclos encontrados para o período de tempo total de um ano.

3.2 Análise de Risco e Teoria da Confiabilidade

3.2.1 Análise de Risco

A análise de risco é uma metodologia que, a partir de dados, identifica e quantifica o risco que certa ação ou ocorrência poderá causar ao meio ambiente, ao indivíduo e à instalação (DNV-

RP-F107, 2001). Segundo Bai (2001), o objetivo da análise de risco aplicada a análise de dutos é identificar e avaliar, em termos de probabilidades e consequências, todos os perigos razoavelmente esperados ao indivíduo, ao meio ambiente e à instalação, quando um duto é construído e instalado.

A consequência e a falha são conceitos importantes na análise de risco e segundo a norma *Det Norske Veritas* podem ser definidos como:

- Consequência: é o resultado de um evento acidental, causando ou impacto ambiental, e/ou vítimas fatais, e/ou gastos com reparação e/ou eventuais substituições dos equipamentos (DNV-RP-F107, 2001).
- Falha: é um evento afetando um componente ou sistema e causando um ou ambos os efeitos: perda da função do componente ou do sistema; deterioração da capacidade funcional que se estende na redução da segurança da instalação, dos indivíduos ou do meio ambiente (DNV-OS-F101, 2007).

A partir dessas definições, o risco pode ser definido como o produto da probabilidade de falha pela consequência dessa falha (Pezzi *et al.*, 2007), conforme a Equação (3.3):

$$Risco = P_f \cdot C_f \quad (3.3)$$

com P_f sendo a probabilidade de falha que é o foco do presente trabalho e C_f a consequência da falha.

A avaliação do risco pode ser realizada por meio da análise qualitativa e da análise quantitativa (API/PETRO PUBL 581, 2000). Na análise qualitativa as probabilidades de falha e as consequências de falha são combinadas, resultando em uma matriz de risco, na qual o risco é classificado em baixo, médio, médio alto e alto. Essa análise é bem subjetiva, requer poucos detalhes sobre o sistema analisado e o tempo despendido na sua realização é bem menor. Na análise quantitativa os valores de probabilidades de falha e de consequência de falha resultam em um valor numérico para o risco, sendo necessário nessa análise utilizar o histórico de dados do sistema.

A metodologia para a análise de risco pode ser representada pelo fluxograma da Figura 3.1. Nesta metodologia, antes de subdividir o sistema, o seu projeto já foi ajustado dentro dos requerimentos das normas previstas para sua instalação e a tolerabilidade ao risco já foi definida. A partir disso, o sistema é dividido em componentes devido à possibilidade de ocorrer diferentes falhas; geralmente é o projetista da análise quem define esta divisão (Pezzi *et al.*, 2007). Para o caso de um SCR, essa divisão poderia ser em duto e conexões. Dentro de cada componente são identificados todos os mecanismos e modos de falha, sendo os modos de falha a observação desses mecanismos. Na Figura 3.2 estão exemplificados os mecanismos e os modos de falha para um SCR, sendo o mecanismo de falha por fadiga objeto de estudo deste trabalho. Na sequência são determinados os procedimentos para calcular as probabilidades e as consequências de falha, optando-se pela análise qualitativa ou quantitativa. Após isso, o risco é avaliado mediante o cálculo das probabilidades e das consequências de falha. Se o risco não for tolerável, dentro do critério definido de tolerabilidade, medidas são tomadas para mitigá-lo. Caso contrário, estratégias são criadas para monitorar o sistema e verificar a evolução das falhas, além da medida tomada para mitigar o risco.

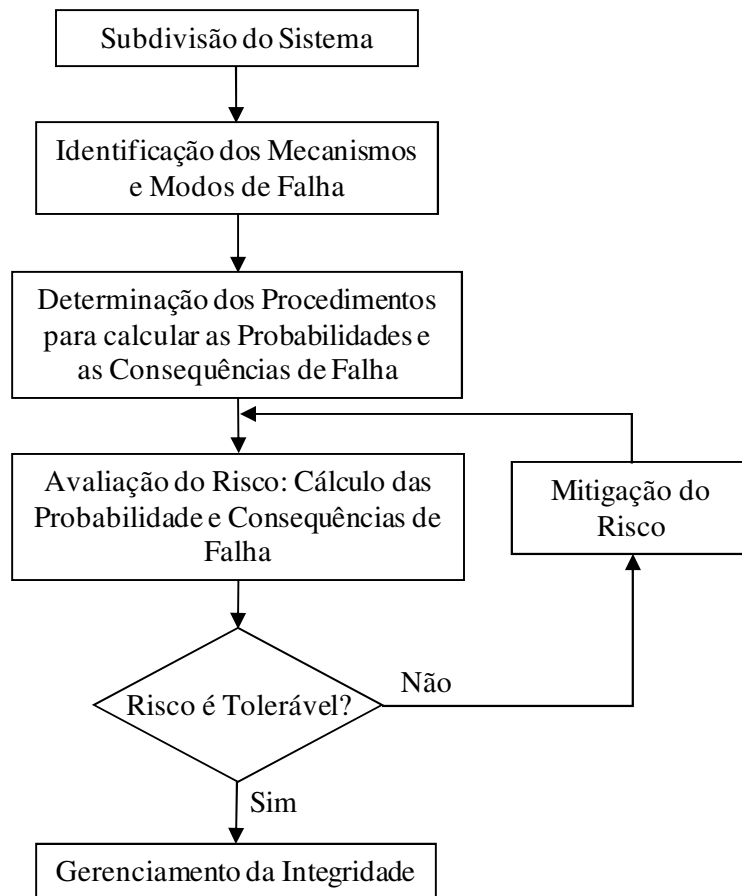


Figura 3.1. Fluxograma da Metodologia de Análise de Risco, adaptado de Pezzi *et al.*(2007), Bai (2001), DNV-OS-F101 (2007).

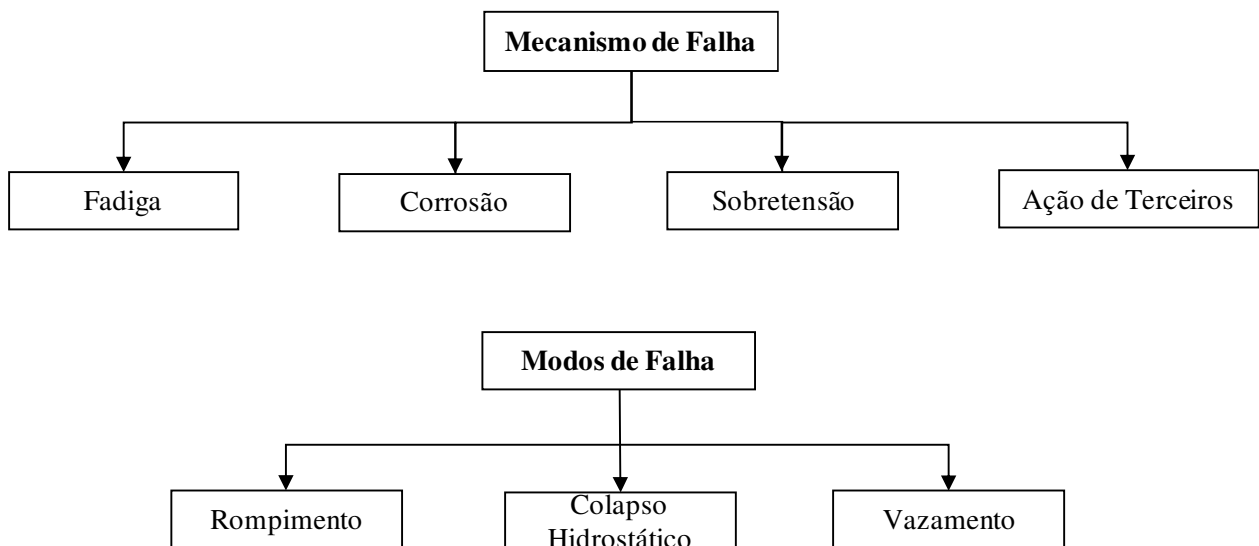


Figura 3.2: Mecanismos e Modos de Falha para um SCR.

Segundo Pezzi *et al.* (2007) e a norma *American Petroleum Institute* (API/PETRO PUBL 581, 2000), os procedimentos para realizar a análise de risco qualitativa são os seguintes:

1. Divisão do duto em componentes, uma vez que em cada um podem ocorrer falhas diferentes.
2. Identificação dos mecanismos de falha dentro de cada componente.
3. Para cada mecanismo de falha, cria-se uma árvore de decisão listando todas as variáveis que podem causar esse mecanismo de falha. Essas variáveis listadas são, então, relacionadas e comparadas entre si.
4. Definição dos índices de probabilidade de falha para o mecanismo de falha considerado. Este índice geralmente está entre 1 e 5.
5. Após comparar as variáveis, define-se em quais índices (1 - 5), a probabilidade estará. Este procedimento é repetido para os outros mecanismos de falha dentro dos outros componentes.
6. Definir em ordem crescente de nível (A - E) onde cada consequência de falha estará.

7. Categorização do risco em baixo, médio, médio alto e alto.

Após realizar todos esses procedimentos, o risco é definido segundo a combinação matricial da probabilidade de falha pela consequência da falha. A Figura 3.3 representa a categorização do risco.

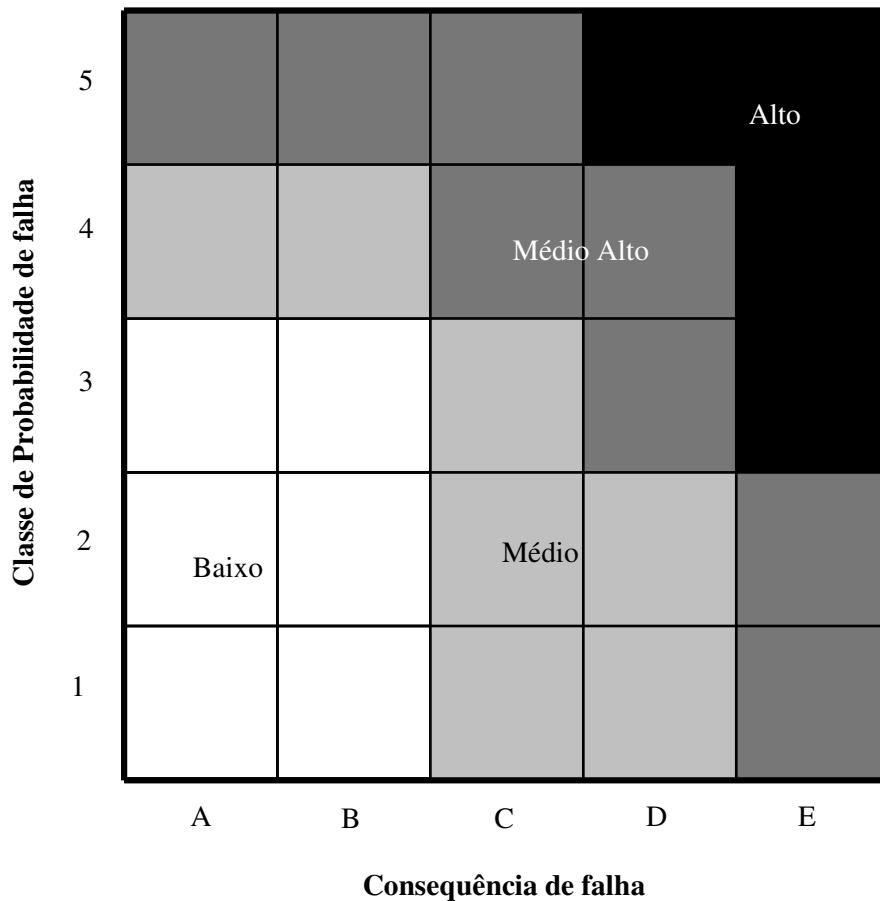


Figura 3.3. Matriz de Risco Qualitativa, adaptado de API/PETRO PUBL 581 (2000).

A análise de risco quantitativa é executada através dos seguintes procedimentos (DNV-RP-G101, 2002):

1. Divisão do duto em componentes e identificação dos mecanismos de falha para cada componente.

2. Construção da árvore de evento para cada mecanismo de falha, conforme indicado na Figura 3.4.
3. Construção de tabela com a probabilidade desse mecanismo de falha ocorrer e suas consequências, como esquematizado na Tabela 3.1. Em geral, as consequências representam fardos monetários através de reparos, remediações, enfim, penalizações de diferentes naturezas.



Figura 3.4. Árvore de Evento, adaptado de DNV-RP-G101, 2002.

Tabela 3.1 - Matriz de Risco Quantitativo (Adaptado de DNV-RP-G101, 2002).

Probabilidade de Ocorrência	Consequência dos Eventos			Risco (R)		
	Individual	Instalação	Meio Ambiente	Individual	Instalação	Meio Ambiente
P_1	S_1	B_1	E_1	$P_1 \cdot S_1$	$P_1 \cdot B_1$	$P_1 \cdot E_1$
P_2	S_2	B_2	E_2	$P_2 \cdot S_2$	$P_2 \cdot B_2$	$P_2 \cdot E_2$
\vdots	\vdots	\vdots	\vdots	\vdots	\vdots	\vdots
P_i	S_i	B_i	E_i	$P_i \cdot S_i$	$P_i \cdot B_i$	$P_i \cdot E_i$
				$R_S = \sum_{i=1}^n P_i S_i \quad R_B = \sum_{i=1}^n P_i B_i \quad R_E = \sum_{i=1}^n P_i E_i$		

Ao final, calculamos o risco para o mecanismo de falha analisado. Esse processo é realizado para cada mecanismo de falha dentro de cada componente.

3.2.2 Teoria da Confiabilidade

As estruturas possuem resistência R e estão sujeitas às cargas S , podendo estar em um estado de falha ou de segurança. Tanto a resistência quanto as cargas possuem unidades de mesma grandeza. No caso de um SCR, as cargas são, em geral, provenientes dos movimentos da plataforma flutuante, das ondas e de correntezas marítimas, e a sua resistência resulta das propriedades materiais do *riser*. Diante disso, a confiabilidade estrutural do *riser* pode ser definida como a probabilidade do *riser* operar durante um determinado período, em dadas condições de serviço. Sendo assim, para um SCR com \mathbf{Z} variáveis aleatórias, o qual R e S estão em \mathbf{Z} , e função densidade de probabilidade conjunta $f_{\mathbf{z}}(\mathbf{Z})$, o limite entre o estado de falha e o estado de segurança é definido pela função de falha ou função de estado limite, segundo a Equação (3.4):

$$g(\mathbf{Z}) = R(\mathbf{Z}) - S(\mathbf{Z}) \quad (3.4)$$

A função de estado limite representa uma hipersuperfície no Espaço \mathbf{Z} , de tal forma que, para o estado seguro, $g(\mathbf{Z}) > 0$; e para o estado de falha, $g(\mathbf{Z}) \leq 0$, conforme exemplificado na Figura 3.5.

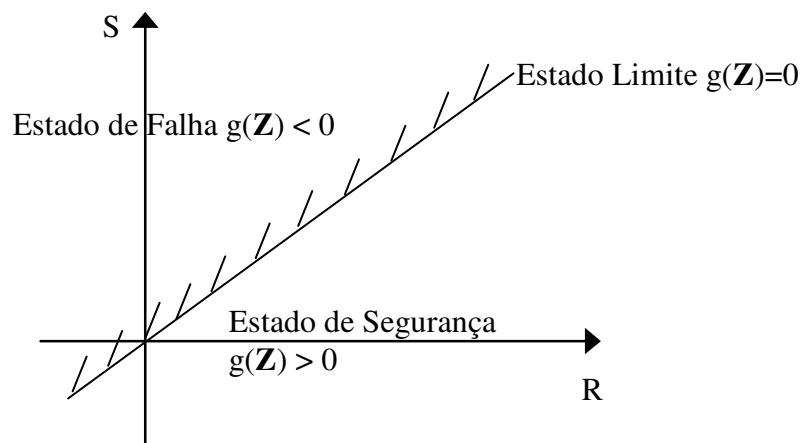


Figura 3.5. Representação genérica para a função de estado limite.

A probabilidade de falha é definida conforme a Equação (3.5):

$$P_f = \int_{g(\mathbf{Z}) \leq 0} f_{\mathbf{Z}}(\mathbf{Z}) d\mathbf{z} \quad (3.5)$$

No entanto, o cálculo da P_f através da integração nem sempre é simples. Alguns métodos analíticos e de simulação foram desenvolvidos para realizar esse cálculo. Dentre os métodos analíticos podem-se destacar o FORM e o SORM. No caso dos métodos de simulação, há destaque para a Simulação Monte Carlo.

A Simulação Monte Carlo é uma técnica baseada em simulações computacionais que utiliza amostras aleatórias para a estimativa da probabilidade de falha. Um número de amostras é gerado e, para cada uma destas amostras, a função $g(\mathbf{Z})$ é avaliada. Uma falha é contada quando $g(\mathbf{Z}) \leq 0$. Se o experimento é repetido N vezes e a falha é observada n vezes, então a probabilidade de falha é estimada calculando n/N .

O FORM e o SORM são métodos em que o cálculo da probabilidade de falha pode ser realizado através de transformação nas variáveis aleatórias, cálculo através do qual as mesmas são transformadas em variáveis Normais padrão, com média zero e desvio padrão um, estatisticamente independentes. Além disso, a função de estado limite é escrita no espaço que é representado por estas variáveis. No caso do FORM, a função de estado limite é aproximada por um hiperplano tangente — sendo um hiperplano em \mathfrak{R}^n definido como um espaço descrito algebricamente por uma equação linear — no ponto mais provável de falha, onde esse ponto possui a mínima distância da origem até ele próprio. No SORM, a aproximação é quadrática, sendo realizada por um hiperparaboloide.

No presente trabalho é considerado o FORM para estimar a probabilidade de falha por fadiga em um SCR.

Um passo inicial para o FORM é transformar as variáveis aleatórias normais em variáveis normais padrão independentes. Para o caso das variáveis aleatórias R e S , a transformação ficaria como mostrado nas Equações (3.6) e (3.7):

$$u_R = \frac{R - \mu_R}{\sigma_R} \quad (3.6)$$

$$u_S = \frac{S - \mu_S}{\sigma_S} \quad (3.7)$$

onde μ_R e μ_S são as médias das variáveis R e S respectivamente, e σ_R e σ_S são respectivamente os desvios padrões de R e S .

Logo, as variáveis R e S podem ser representadas pelas Equações (3.8) e (3.9):

$$R = u_R \sigma_R + \mu_R \quad (3.8)$$

$$S = u_S \sigma_S + \mu_S \quad (3.9)$$

Após essa transformação de domínio, o ponto de falha (\mathbf{U}^*) deverá ser determinado no espaço \mathbf{U} . O espaço \mathbf{U} também é chamado de espaço das variáveis reduzidas, sendo assim definido pelo fato de as variáveis aleatórias serem normais padrão. Uma vez que o ponto \mathbf{U}^* está localizado em $g(\mathbf{U}) = 0$ — e, nesse domínio, o ponto de máxima densidade de probabilidade local corresponde ao ponto cuja distância até a origem da função de falha é mínima — ele é chamado de ponto de mínimo. Para determinar este ponto de falha, é proposto um procedimento (Ang e Tang, 1984).

Considere o vetor das variáveis aleatórias $\mathbf{X} = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ no Espaço \mathbf{Z} . Para esse caso a transformação para um espaço padronizado \mathbf{U} ficaria como a Equação (3.10):

$$u_k = \frac{x_k - \mu_{x_k}}{\sigma_{x_k}} \quad (3.10)$$

onde u_k é a coordenada padronizada.

Shinozuka (1983) mostrou que o ponto sobre a superfície de falha com mínima distância até a origem é o ponto mais provável de falha. Para determinar essa mínima distância, considere um

ponto $\mathbf{U} = (u_1, u_2, \dots, u_n)$, localizado na superfície de falha $g(\mathbf{U}) = 0$. A distância de \mathbf{U} até a origem é dada pela Equação (3.11) (Ang e Tang, 1984):

$$D = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2} = (\mathbf{U}^t \mathbf{U})^{1/2} \quad (3.11)$$

onde o índice t denota a transposta de \mathbf{U} .

O ponto $\mathbf{U}^* = (u_1^*, u_2^*, \dots, u_n^*)$ sobre a superfície de falha condizendo com a mínima distância até a origem, pode ser determinado considerando esse problema como um problema de minimização, com as seguintes restrições:

Minimizar D

sujeito a $g(\mathbf{X}) = 0$

Existem vários métodos que podem ser empregados. Para esse problema será considerado o Método dos Multiplicadores de Lagrange. Um resumo das equações utilizadas nesse método é apresentado a seguir, mas o desenvolvimento completo das mesmas pode ser encontrado no Anexo I.

Considere a Equação (3.12):

$$L = D + \lambda_L g(\mathbf{X}) \quad (3.12)$$

ou

$$L = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2} + \lambda_L g(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (3.13)$$

onde λ_L é uma variável (o multiplicador de Lagrange) e $x_k = \sigma_{xk} u_k + \mu_{xk}$.

Calculando o mínimo de L , resulta no seguinte conjunto de $n+1$ equações com $n+1$ incógnitas, dadas segundo a Equação (3.14):

$$\frac{\partial L}{\partial u_k} = \frac{u_i}{\sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2}} + \lambda_L \frac{\partial g}{\partial u_k} = 0 \quad (3.14)$$

com $k=1,2,\dots,n$ e

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda_L} = g(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 \quad (3.15)$$

Determinando a solução das equações acima, resulta no ponto mais provável de falha \mathbf{U}^* , com seu componente na forma escalar dado segundo a Equação (3.16):

$$u_k^* = -\alpha_k^* \beta \quad (3.16)$$

sendo β a mínima distância e α_k^* o componente do vetor normal unitário \mathbf{a}^* para a superfície de falha em \mathbf{U} , determinados pela Equação (3.17):

$$\alpha_k^* = \frac{\left(\frac{\partial g}{\partial u_k} \right)_*}{\sqrt{\sum_k \left(\frac{\partial g}{\partial u_k} \right)_*^2}} \quad (3.17)$$

Para melhor ilustrar o FORM, um esquema é dado na Figura 3.6 para duas variáveis aleatórias z_1 e z_2 . Inicialmente, essas variáveis e a função de estado limite ($g(\mathbf{Z}) = 0$) são transformadas para o Espaço \mathbf{U} . Concluída a transformação, determina-se um ponto de falha (\mathbf{U}) nesse espaço. O ponto \mathbf{U} está localizado em $g(\mathbf{U}) = 0$. A função $g(\mathbf{U}) = 0$ é aproximada para o seu plano tangente, no ponto \mathbf{U} . A distância (β) de \mathbf{U} até a origem do Espaço \mathbf{U} é determinada. Caso essa distância seja a menor, então \mathbf{U} será o ponto o mais provável de falha ou \mathbf{U}^* .

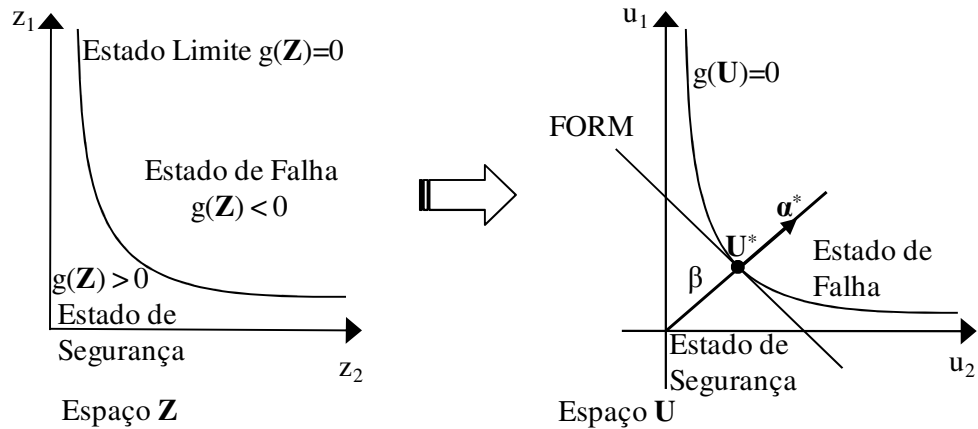


Figura 3.6. Esquema do FORM.

3.3 Dano Total a Fadiga

O *riser*, quando sujeito a carregamentos ambientais (ondas e correntezas), aos movimentos da plataforma flutuante e à deformação devido ao seu próprio peso sofre ao efeito cíclico desses carregamentos, provocando redução de sua vida útil (vide Anexo II) e consequente dano a fadiga. Este dano pode ser calculado por várias abordagens descritas na literatura. Dentre as abordagens destacam-se a Mecânica da Fratura e a Curva S-N.

A Mecânica da Fratura analisa o crescimento da trinca e a fratura final da mesma. Em estruturas de aço, esse crescimento é dado segundo a regra de Paris & Erdogan, conforme a Equação (3.18):

$$\delta a = C \left(Y S_i \sqrt{\pi a} \right)^{m_f} \delta N \quad (3.18)$$

sendo que δa é o crescimento da trinca, S_i é a faixa de tensão, δN são os números de ciclos de tensão, Y é o fator que depende da geometria analisada, a é o comprimento da trinca e C e m_f são constantes que dependem do material analisado.

A Curva S-N determina o número de ciclos que o material suporta até que a falha ocorra. Através de experimentos, vários níveis de tensão são aplicados em uma amostra de determinado

material e o número de ciclos de tensão para cada um desses níveis é contado, até o material fraturar. A relação entre a tensão e o número de ciclos para a falha pode ser dada pela Equação (3.19):

$$N(S)^m = K \quad (3.19)$$

onde S é o nível de tensão, N é o número de ciclos para a falha, m é a inclinação da curva S-N e K é a constante relativa à Curva S-N média, como exemplificado na Figura 3.7.

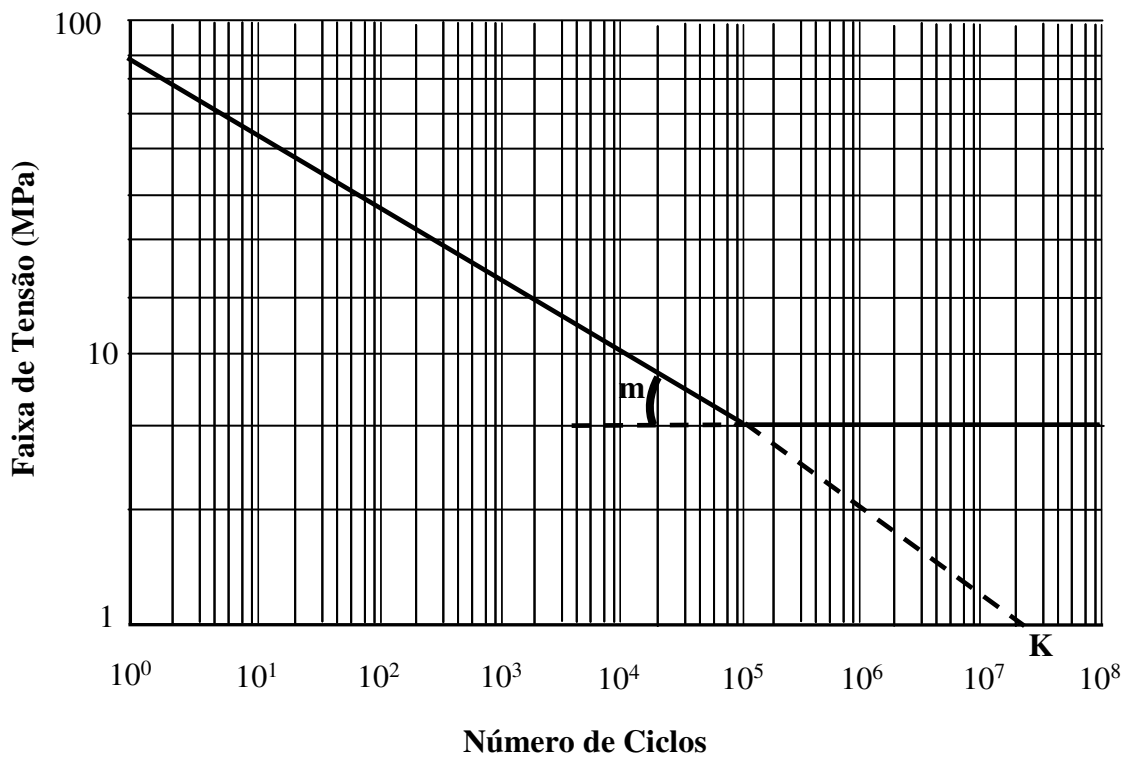


Figura 3.7. Exemplo de Curva S-N e indicação dos parâmetros m e K .

Assim, no presente trabalho para o cálculo do dano acumulado a fadiga será considerada a abordagem da Curva S-N em conjunto com a Regra de Miner-Palmgren. Segundo essa regra, o dano a fadiga que é determinado pela razão entre os números de ciclos de tensão e os números de ciclos de falha para cada nível de tensão, pode ser somado, resultando em um dano acumulado parcial, conforme a Equação (3.20).

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (3.20)$$

Para estruturas *offshore* este dano é determinado para cada nível de tensão em cada estado de mar; logo, somando-se o produto do dano acumulado parcial pela probabilidade de ocorrência (p_j) de cada estado de mar dará origem ao dano acumulado total anual, segundo a Equação (3.21):

$$D_{tot} = 2920 \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) \quad (3.21)$$

onde N_{tt} é o número total de ciclos de tensão ocorridos durante o estado de mar j , f_i é a fração dos ciclos de tensão total de um dado estado de mar ocorridos na faixa de tensão S_i ou a frequência relativa para cada S_i , S_i é a específica faixa de tensão, NSS é o número de estados de mar considerados e NSR_j é o número de faixas de tensão ocorridos durante o estado de mar j .

O desenvolvimento detalhado da Equação (3.21) pode ser verificado no Anexo II.

3.4 Definições das Incertezas Δ , B_R , B_S

As incertezas resistência limite à fadiga Δ , fator de incerteza de modelamento B_R e fator de *bias* B_S foram introduzidas na função de estado limite, como será visto na seção 3.5, Equação (3.26), por Akpan *et al.* (2007), porém, outros autores pertencentes à área de confiabilidade de estruturas *offshore* e de integridade estrutural haviam estudado essas mesmas incertezas, como será apresentado a seguir.

3.4.1 Incerteza Δ

Wirsching (1979) definiu Δ como o valor crítico do dano acumulado total na condição de falha por fadiga. De acordo com a regra de Miner-Palmgren, a falha ocorre quando esse dano acumulado $\geq 1,0$. Experimentos realizados (Wirsching, 1979) na área de confiabilidade e fadiga mostraram que o valor de Δ nem sempre é igual a 1,0, mas que, de fato, assume uma grande

distribuição de valores. Portanto, é sugerido que Δ seja considerado como sendo uma variável aleatória e que a falha pode ser definida como o evento: dano acumulado total $> \Delta$.

Para Ayyub *et al.* (2002), Δ é denominado o limite de dano à fadiga, sendo considerado como uma variável aleatória devido às várias incertezas atuantes no cálculo do dano, relacionadas aos carregamentos, a fabricação, a operação e a outros erros de modelamento.

Diante das definições apresentadas na literatura mencionadas acima, pode-se concluir que Δ seria a resistência limite à fadiga, e que a partir deste valor o material romperia por dano à fadiga. Como há imprecisões na obtenção dos valores de Δ , uma vez que o mesmo está associado com o dano à fadiga que contém incertezas no seu cálculo, essas imprecisões podem ser admitidas considerando Δ como sendo uma variável aleatória.

3.4.2 Incerteza B_R

Nikolaidis e Kaplan (1991) consideraram que a incerteza de modelamento (B_R) ocorre devido à falta de conhecimento sobre os fenômenos físicos associados aos carregamentos e às simplificações realizadas nos procedimentos analisados. Essa incerteza pode ser reduzida aumentando o conhecimento sobre o fenômeno físico associado. Os mesmos autores, e também Melchers (1999), definiram a incerteza de modelamento como a razão entre o valor medido experimentalmente e o valor teórico, podendo este último ser obtido da literatura ou de normas específicas. Como no presente trabalho essa incerteza está aplicada à resistência limite à fadiga, tanto o valor medido experimentalmente como o teórico seriam referentes a essa resistência limite.

3.4.3 Incerteza B_S

Na estatística o fator de *bias* ou viés ou, ainda, tendenciosidade é considerado quando uma amostra de determinada variável não a representa exatamente. Para a norma API RP 2A-LRFD (1997), e também para Nikolaidis e Kaplan (1991), o fator de *bias* (B_S) associado ao dano acumulado à fadiga foi definido como a razão entre o valor médio de todas as medidas obtidas experimentalmente do dano acumulado à fadiga e a quantidade especificada desse dano pelo

projeto. Ainda segundo esses últimos autores, o mesmo fator de *bias* para estruturas *offshore* é dado pela Equação (3.22):

$$B_S = B_M B_E B_F B_N B_H \quad (3.22)$$

com B_M sendo o *bias* para incerteza na geometria devido à fabricação, B_E o *bias* para incerteza na descrição do estado de mar, B_F o *bias* para incerteza nas previsões de carga de onda, B_N o *bias* para os erros em análise estrutural e B_H o *bias* para incertezas nos fatores de concentração de tensão.

Os valores para os *bias* mostrados na Equação (3.22) foram resumidos (Wirsching, 1984) e são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Valores de bias

<i>Bias</i>	Valores de <i>Bias</i>
B_M	0,90 - 1,30
B_S	0,60 - 1,20
B_F	0,60 - 1,10
B_N	0,80 - 1,10
B_H	0,80 - 1,20

3.5 Determinação da Probabilidade de Falha por Fadiga

Como mencionado na seção 3.2.1, a determinação da probabilidade de falha pode ser realizada através da Análise de Risco, admitindo a análise qualitativa ou quantitativa. Para o

presente trabalho será assumida a determinação da probabilidade de falha por fadiga dada pela análise quantitativa. Nessa análise será utilizada a teoria da confiabilidade com o FORM.

Dependendo da falha analisada na teoria da confiabilidade, a função de estado limite dada pela Equação (3.4) tem os seus termos de resistência e de carga aplicados na correspondente falha. Como no presente trabalho a falha analisada se deve à fadiga, a função de estado limite para estruturas *offshore* — baseada na curva S-N — pode ser definida conforme a Equação (3.23):

$$g(\mathbf{X}) = \Delta - D_{tot} \quad (3.23)$$

onde \mathbf{X} é o vetor das variáveis aleatórias, Δ descreve o valor do dano acumulado na condição de falha por fadiga “resistência” e D_{tot} é o dano acumulado total “carga”.

A Equação (3.23) pode ser reformulada inserindo, assim, as incertezas nos termos que representam a resistência e a carga. Segundo Akpan *et al.* (2007), a função de estado limite para estruturas *offshore* considerando incertezas pode ser representada pela Equação (3.24):

$$g(\mathbf{X}) = B_R \Delta - B_S D_{tot} \quad (3.24)$$

onde \mathbf{X} é o vetor das variáveis aleatórias, B_R é o fator de incerteza de modelamento aplicado à resistência limite a fadiga Δ e, B_S é o fator de *bias* associado com os cálculos de dano à fadiga.

Sendo o dano acumulado total dado pela Equação (3.21), podemos reescrever a Equação (3.24), resultando na Equação (3.25):

$$g(\mathbf{X}) = B_R \Delta - B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) \quad (3.25)$$

No presente trabalho considera-se, de acordo com Akpan *et al.* (2007), que as variáveis aleatórias Δ e B_R têm distribuição de Weibull. Para as variáveis B_S , m e K a distribuição assumida é Lognormal, e a distribuição que modelou S é a distribuição de Gumbel, devido ao fato de níveis de tensão possuírem altos valores de desvio padrão (INTEC *Engineering*, 2006a). Diferentes autores utilizam distribuições de probabilidade diferente para cada variável mencionada. No

entanto, para maioria das análises envolvendo fadiga, as distribuições de probabilidade utilizadas são aquelas adotadas para o presente trabalho. As equações referentes a essas distribuições podem ser consultadas no Anexo III deste trabalho. Dado que as mesmas distribuições são não-normais, as mesmas precisam ser transformadas para distribuição normal, a fim de aplicar o FORM. Rackwitz e Fiessler, (1977) sugeriram uma transformação tal que, em um dado ponto, tanto a função de distribuição original como a função de distribuição normal e suas densidades tenham os mesmos valores, respectivamente. Segundo Ditlevsen (1981) esta transformação seria o Princípio da Aproximação da Extremidade da Normal. Assim, para cada variável aleatória (x_k), a média e o desvio padrão da distribuição normal equivalente são dadas pelas Equações (3.26) e (3.27):

$$\mu_{x_k}^N = x_k - \sigma_{x_k}^N \Phi^{-1} [F_{x_k}(x_k)] \quad (3.26)$$

$$\sigma_{x_k}^N = \frac{\varphi\{\Phi^{-1}[F_{x_k}(x_k)]\}}{f_{x_k}(x_k)} \quad (3.27)$$

onde Φ^{-1} é a Inversa da Função de Probabilidade Normal Padrão, F_{x_k} e f_{x_k} é a Função Distribuição Acumulada e a Função Densidade de Probabilidade de x_k , respectivamente, e φ é a Função Densidade de Probabilidade da Distribuição Normal Padrão.

Para as variáveis B_S , m e K , Ang e Tang (1984) demonstraram que as Equações (3.26) e (3.27) podem ser escritas segundo as Equações (3.28) e (3.29):

$$\mu_{x_k}^N = x_k (1 - \ln(x_k) + \lambda) \quad (3.28)$$

$$\sigma_{x_k}^N = x_k \zeta \quad (3.29)$$

onde x_k é cada um dos valores instantâneos das variáveis B_S , m e K , e os parâmetros da distribuição Lognormal λ e ζ são dados pela Equações (3.30) e (3.31):

$$\lambda = \ln(\mu) - \frac{1}{2} \zeta^2 \quad (3.30)$$

$$\zeta = \sqrt{\ln\left(\frac{\sigma^2}{\mu^2} + 1\right)} \quad (3.31)$$

e μ e σ são a média e o desvio padrão da distribuição Lognormal, referentes às variáveis citadas acima, respectivamente.

No caso da distribuição de Weibull, a mesma é caracterizada por parâmetros de forma (α_w) e de escala (β_w) que podem ser determinados através de Regressão Linear com medição de dados ou por parâmetros estatísticos como valor de Coeficiente de Variação (COV) e de média (μ), presentes na literatura técnica (Wirsching, 1998). No presente trabalho, α_w e β_w são estimados conforme as Equações (3.32) e (3.33):

$$\alpha_w = COV^{-1.08} \quad (3.32)$$

$$\beta_w = \frac{\mu}{\Gamma\left(\frac{1}{\alpha_w} + 1\right)} \quad (3.33)$$

com μ sendo a média das variáveis aleatórias consideradas Δ e B_R , Γ a Função Gama e

$$COV = \frac{\sigma}{\mu}.$$

Concluída as transformações das variáveis para a distribuição normal equivalente, o ponto mais provável de falha (U^*) é determinado através de um procedimento iterativo, onde cada componente deste ponto é reescrito segundo a Equação (3.16). Para tanto, utilizam-se as Equações (3.10), (3.26) e (3.27) e os componentes Δ , B_R , B_S , m , K e S_i , resultando nas Equações (3.34 – 3.39):

$$u_{\Delta}^* = \frac{\Delta - \mu_{\Delta}^N}{\sigma_{\Delta}^N} \Rightarrow -\alpha_1^* \beta = \frac{\Delta - \mu_{\Delta}^N}{\sigma_{\Delta}^N} \Rightarrow \Delta = \mu_{\Delta}^N - \alpha_1^* \sigma_{\Delta}^N \beta \quad (3.34)$$

$$u_{B_R}^* = \frac{B_R - \mu_{B_R}^N}{\sigma_{B_R}^N} \Rightarrow -\alpha_2^* \beta = \frac{B_R - \mu_{B_R}^N}{\sigma_{B_R}^N} \Rightarrow B_R = \mu_{B_R}^N - \alpha_2^* \sigma_{B_R}^N \beta \quad (3.35)$$

$$u_{B_S}^* = \frac{B_S - \mu_{B_S}^N}{\sigma_{B_S}^N} \Rightarrow -\alpha_3^* \beta = \frac{B_S - \mu_{B_S}^N}{\sigma_{B_S}^N} \Rightarrow B_S = \mu_{B_S}^N - \alpha_3^* \sigma_{B_S}^N \beta \quad (3.36)$$

$$u_m^* = \frac{m - \mu_m^N}{\sigma_m^N} \Rightarrow -\alpha_4^* \beta = \frac{m - \mu_m^N}{\sigma_m^N} \Rightarrow m = \mu_m^N - \alpha_4^* \sigma_m^N \beta \quad (3.37)$$

$$u_K^* = \frac{K - \mu_K^N}{\sigma_K^N} \Rightarrow -\alpha_5^* \beta = \frac{K - \mu_K^N}{\sigma_K^N} \Rightarrow K = \mu_K^N - \alpha_5^* \sigma_K^N \beta \quad (3.38)$$

$$u_{S_i}^* = \frac{S_i - \mu_{S_i}^N}{\sigma_{S_i}^N} \Rightarrow -\alpha_6^* \beta = \frac{S_i - \mu_{S_i}^N}{\sigma_{S_i}^N} \Rightarrow S_i = \mu_{S_i}^N - \alpha_6^* \sigma_{S_i}^N \beta \quad (3.39)$$

onde α_6 dependerá do tamanho da faixa de tensão (S_i) considerada, podendo aumentar ou diminuir o número de variáveis.

As Equações (3.34 – 3.39) são substituídas na Equação (3.25) gerando a Equação (3.40)

$$\begin{aligned} g(X) &= B_R \Delta - B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) = \\ &= (\mu_{B_R}^N - \alpha_2 \sigma_{B_R}^N \beta) (\mu_{\Delta}^N - \alpha_1 \sigma_{\Delta}^N \beta) - (\mu_{B_S}^N - \alpha_3 \sigma_{B_S}^N \beta) \\ &\quad \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{\mu_K^N - \alpha_5 \sigma_K^N \beta} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (\mu_{S_i}^N - \alpha_6 \sigma_{S_i}^N \beta)_j^m (\mu_m^N - \alpha_4 \sigma_m^N \beta) \right) \right) \end{aligned} \quad (3.40)$$

Resolvendo a Equação (3.40), β é determinado; porém, como esse procedimento é iterativo, a convergência ocorre quando a diferença entre os valores de β em espaços subsequentes de tempo for menor que uma tolerância previamente definida pelo usuário. Obtido o β , calcula-se cada componente do ponto mais provável de falha. Uma vez que as variáveis foram transformadas para distribuição normal equivalente, a probabilidade de falha (P_f) pode ser calculada através da Equação (3.41):

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \quad (3.41)$$

sendo Φ a Função Distribuição Acumulada da Distribuição Normal Padrão.

O fluxograma simplificado do FORM é representado na Figura 3.8.

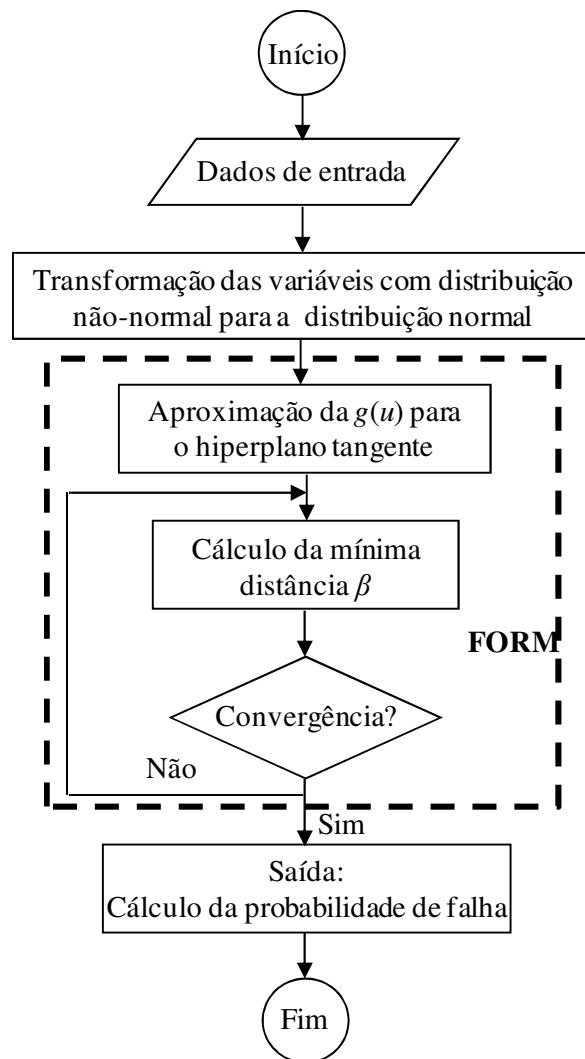


Figura 3.8. Fluxograma Simplificado para o FORM.

Capítulo 4

Implementação e Verificação

A fim de determinar a probabilidade de falha por fadiga em um SCR, o FORM foi implementado na linguagem de programação Fortran. Para melhor ilustrar o funcionamento do programa implementado, o seu fluxograma é mostrado na Figura 4.1. O arquivo de entrada desse programa contém os números de faixas de tensão ocorridas durante o estado de mar j (NSR_j); o valor médio da faixa de tensão (S_i) e os números de ciclos de tensão (n_i), ambos referentes a cada faixa de tensão; os números de estados de mar j (NSS); as probabilidades de ocorrência dos estados de mar (p_j); a média, o desvio padrão e coeficiente de variação (COV) das variáveis resistência limite à fadiga (Δ) e fator de incerteza de modelamento (B_R); a média e o desvio padrão das variáveis fator de *bias* (B_S), m e K . Após a leitura do arquivo de entrada, o número total de ciclos de tensão (N_n) e a fração (f_i) dos ciclos de tensão total são calculados através das Equações (A.12) e (A.16), respectivamente. As variáveis Δ , B_R , B_S , K , m , e S_i são iniciadas com o valor de suas respectivas médias, também chamado na literatura como Palpite Inicial. Os parâmetros das distribuições de Weibull, Lognormal e de Gumbel são obtidos, segundo respectivamente as Equações (3.32) e (3.33), (3.30) e (3.31), e (A.26) e (A.27). O processo iterativo para determinar β é iniciado assumindo um valor inicial para o mesmo. A média e o desvio padrão da distribuição normal equivalente são calculados através das Equações (3.26) e (3.27), e (3.28) e (3.29) para a distribuição Lognormal. Prosseguindo, o gradiente da função de estado limite (g) é calculado para cada variável aleatória x_k segundo a Equação (A.1). O desenvolvimento completo destes gradientes encontra-se no Anexo IV deste trabalho. Com o cálculo dos gradientes, determinam-se os componentes α_k^* do vetor normal unitário α^* , conforme a Equação (3.17), referentes a cada variável considerada. Após isso, as variáveis aleatórias x_k são reescritas no espaço U utilizando as Equações (3.10), (3.16), (3.26) e (3.27), resultando nas Equações (3.34 – 3.39).

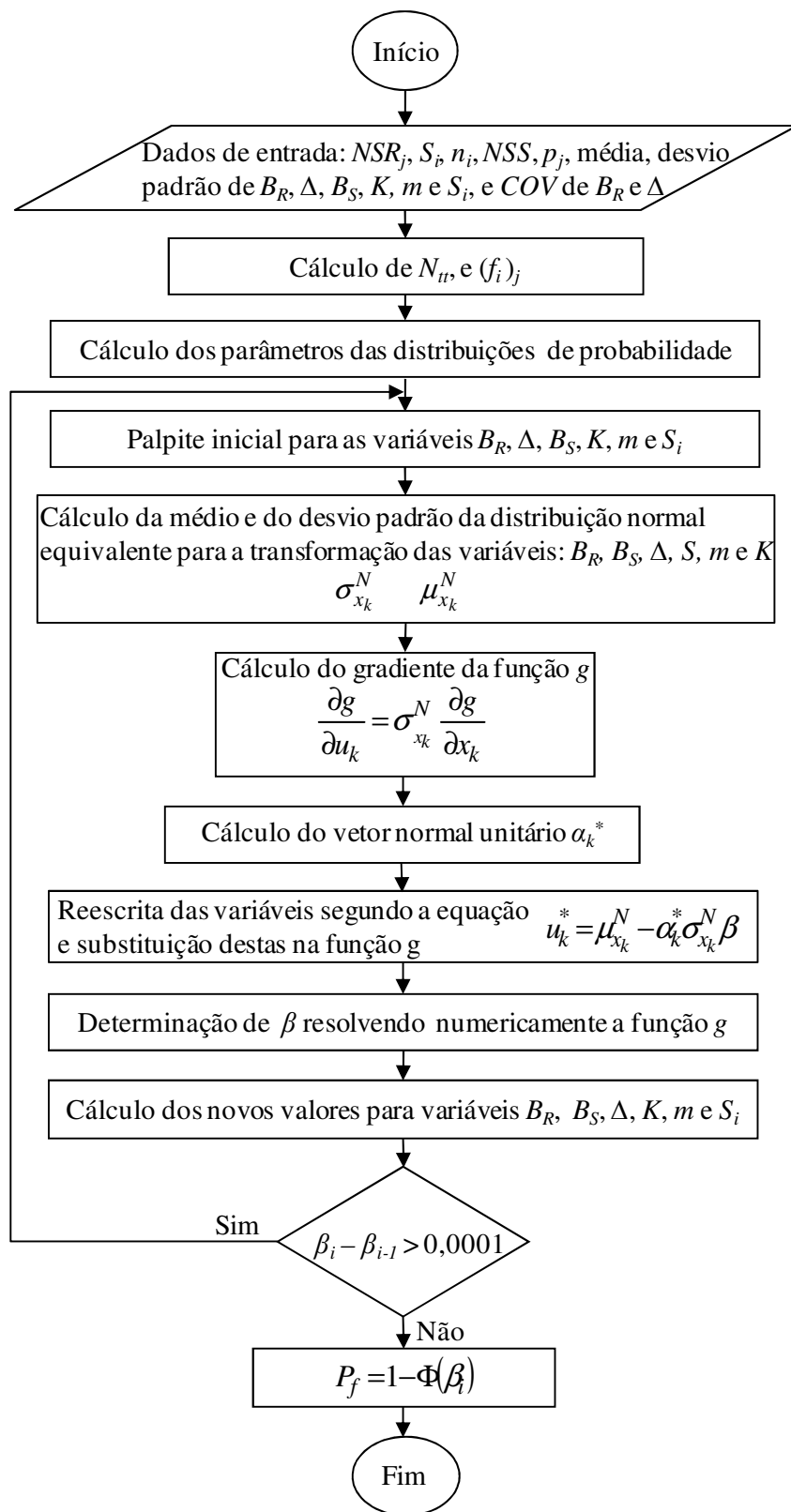


Figura 4.1: Fluxograma detalhado do programa em Fortran.

Resolvendo numericamente a Equação (3.40) pelo Método de Newton-Raphson (Anexo V), cuja implementação foi realizada neste programa, determina-se β no subsequente passo de tempo. Aplicando este valor de β nas Equações (3.34 – 3.39), obtêm-se os novos valores das variáveis aleatórias x_k . Como o FORM é um procedimento iterativo, a convergência ocorre quando a diferença entre os valores de β em espaços subsequentes de tempo for menor que uma tolerância previamente definida pelo usuário. Caso a convergência não ocorra, o processo iterativo continua, porém agora o valor inicial para as variáveis aleatórias x_k são os novos valores calculados anteriormente. Ocorrendo a convergência, a probabilidade de falha (P_f) pode ser calculada através da Equação (3.41).

Na tentativa de verificação do programa implementado, simulações foram realizadas considerando dados da literatura (INTEC *Engineering*, 2006a). Para esse caso, o SCR encontra-se na condição de operação em uma plataforma flutuante do tipo semisubmersível. A seguir, serão apresentados os referidos resultados.

4.1 Considerando m e K determinísticos

Nos resultados que seguem é considerado que m e K são determinísticos, a fim de simplificar a função de estado limite, dada segundo a Equação (3.40), e também para verificar o quanto estes parâmetros empíricos influenciariam no resultado de probabilidade de falha, quando a incerteza nelas presente é desprezada. Considerando esta hipótese, as variáveis de entrada seriam Δ , B_R e B_s , e mais o valor médio de cada faixa de tensão utilizada. Logo, a partir dessa hipótese a Equação (3.40) resultará na Equação (4.1):

$$\begin{aligned}
g(X) &= B_R \Delta - B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) = \\
&= (\mu_{B_R}^N - \alpha_2 \sigma_{B_R}^N \beta) (\mu_{\Delta}^N - \alpha_1 \sigma_{\Delta}^N \beta) - (\mu_{B_S}^N - \alpha_3 \sigma_{B_S}^N \beta) \\
&\quad \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (\mu_{S_i}^N - \alpha_6 \sigma_{S_i}^N \beta)_j^m \right) \right) \tag{4.1}
\end{aligned}$$

O SCR do presente caso está localizado em águas ultraprofundas, em uma lâmina d'água de 3.048 metros de profundidade (INTEC *Engineering*, 2006a). Foram impostos neste SCR 27 carregamentos ambientais de mar de fadiga, os movimentos da plataforma flutuante e consideraram-se vibrações induzidas por vórtices (VIV). A partir disso, a simulação numérica da dinâmica do SCR foi executada com um tempo de simulação de 10.800 segundos (3 horas). O VIV foi obtido, determinando as frequências naturais do *riser* e as utilizando no SHEAR7 (INTEC *Engineering*, 2006a). O dano acumulado total anual a fadiga era calculado com esse mesmo aplicativo. A Tabela 4.1 apresenta os parâmetros deste SCR. Para este caso adotaram-se quatro pontos ao longo do comprimento do *riser*, sendo de LC01 a LC04, como ilustrado na Figura 4.2. Os valores para NSR_j e NSS adotados foram 90, e 27 respectivamente, de acordo com o exemplo da referência em questão. A curva S-N utilizada é aço do tipo X' da API (API RP 2A-LRFD, 1997). Os dados de entrada para o problema, bem como suas respectivas médias, desvios padrões e distribuições de probabilidade estão apresentados na Tabela 4.2.

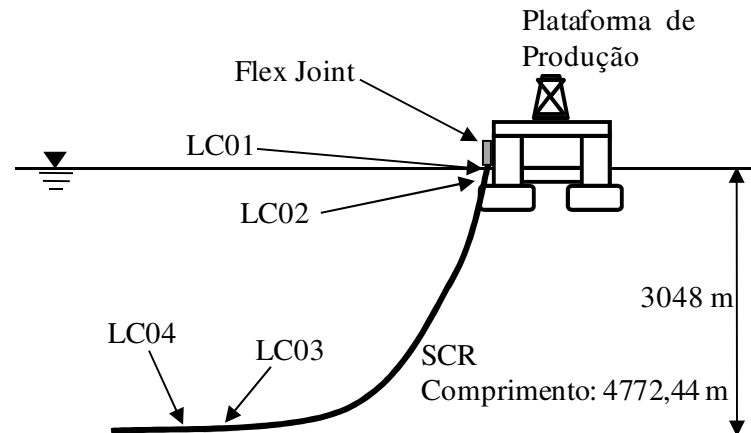


Figura 4.2: Ilustração dos pontos analisados do SCR.

Tabela 4.1 - Parâmetros do SCR (INTEC Engineering, 2006a).

Parâmetros	
Diâmetro externo [m]	0,406
Comprimento [m]	4772
Módulo de elasticidade [GPa]	208
Densidade [kg/m ³]	7850

Tabela 4.2 - Descrição dos dados de entrada (INTEC Engineering, 2006a).

Variáveis de Entrada	Unidades	Média	Desvio Padrão	Distribuição
		(μ)	(σ)	Probabilidade
Δ	Adimensional	1	0,25	Weibull
B_R	Adimensional	1	0,25	Weibull
B_S	Adimensional	1	0,25	Lognormal
m	Adimensional	3,74	0,374	Lognormal
K	Ciclos	$2,50 \times 10^{13}$	$\mu \times 0,1$	Lognormal
S_i	MPa	[0,25;147,5]	$\mu \times 0,4$	Gumbel

Foram realizadas simulações com os dados disponíveis da literatura (INTEC Engineering, 2006a). Nos cálculos, os valores de m e K são constantes iguais a 3,74 e $2,50 \times 10^{13}$

respectivamente, a tensão considerada estava em uma faixa entre 0,25 e 147,5 MPa. O desvio padrão para a tensão foi obtido fazendo o produto da média de cada faixa de tensão pelo seu respectivo COV da tensão, considerado para o presente estudo como sendo constante no valor de 0,4. O número total de ciclos de tensão e os limites de faixa de tensão foram determinados através da série temporal, considerando para tanto a probabilidade de ocorrência de cada estado de mar. Por conta da falta de dados, considerou-se que o somatório destas probabilidades na Equação (4.1) era igual a 1. Os parâmetros α_w e β_w da distribuição de Weibull, para Δ e B_R , foram estimados aplicando as Equações (3.32) e (3.33). Além disso, para ambas as variáveis o COV considerado era igual a 0,67. Esse valor foi determinado através de estudos realizados por Wirsching (1998), que realizou vários ensaios com estruturas do tipo viga e medições da resistência limite à fadiga, determinando este valor de COV . Os resultados dessa simulação e os resultados da literatura (INTEC *Engineering*, 2006a) são mostrados na Tabela 4.3. Os resultados da simulação apresentam-se satisfatórios, quando comparados com os resultados da literatura, com mesma ordem de grandeza. Percebe-se que o ponto de maior probabilidade de falha segundo a simulação está na região de topo do SCR, próximo a região de *hang-off* (LC01). As diferenças observadas nesses resultados são decorrentes da hipótese assumida para os valores de p_j , bem como da estimativa utilizada para a determinação dos parâmetros α_w e β_w , e também da suposição de que m e K seriam constantes. No caso da suposição para os valores de p_j , a literatura não disponibilizava a probabilidade de ocorrência dos estados de mar e nem os números de ciclos de tensão para cada faixa de tensão, mas sim um valor total dos mesmos.

Tabela 4.3 - Resultados com o FORM.

Localização	Literatura (INTEC <i>Engineering</i> , 2006a)		Simulação	
	β	P_f [Anual]	β	P_f [Anual]
Terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC01)	3,850	$58,988 \times 10^{-6}$	4,239	$11,20 \times 10^{-6}$
Abaixo da terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC02)	4,713	$1,194 \times 10^{-6}$	4,565	$2,498 \times 10^{-6}$
Acima do ponto crítico do TDP (LC03)	4,120	$18,924 \times 10^{-6}$	4,378	$5,998 \times 10^{-6}$
Ponto Crítico do TDP (LC04)	4,047	$25,867 \times 10^{-6}$	4,340	$7,127 \times 10^{-6}$

4.2 Considerando m e K probabilísticos

Os resultados apresentados a seguir tomam m e K como sendo probabilísticos, com distribuição de probabilidade Lognormal e com valores de média e desvio padrão dados na Tabela 4.2, como mencionado anteriormente. Assim, as incertezas presentes na determinação desses parâmetros da curva S-N são inseridas nos cálculos de probabilidade de falha, resultando em uma função de estado limite — na qual todas as incertezas atuantes em todas as variáveis são consideradas — dada segundo a Equação (3.40).

O SCR analisado neste caso é o referido na seção 4.1, com a mesma configuração e carregamentos atuantes no *riser* (INTEC *Engineering*, 2006a). Os pontos selecionados não foram alterados, sendo exibidos na Figura 4.2. Os dados de entrada para o problema continuam inalterados e são apresentados na Tabela 4.2. As mesmas suposições do caso apresentado na seção 4.1 são aqui assumidas, ou seja, o somatório da probabilidade de ocorrência de cada estado de mar ser igual a 1 na Equação (3.40), além da utilização do procedimento semelhante para determinar os parâmetros α_w e β_w , isto é, o COV para B_R e Δ . Na Tabela 4.4 são apresentados os resultados da simulação e novamente os resultados da literatura. Comparando os resultados

apresentados na Tabela 4.3 com estes resultados da Tabela 4.4, verifica-se uma melhor precisão nesses frente aos resultados da literatura, além da considerável alteração no resultado, devido ao fato de m e K serem considerados probabilísticos. Outras diferenças no resultado final continuam decorrentes da suposição realizada para a probabilidade de ocorrência dos estados de mar, bem como da estimativa para determinar os parâmetros α_w e β_w .

Considerando o COV de B_R e Δ igual a 0,25, como proposto por Miner (1945), Chakrabarti (2005) e pelo próprio Akpan *et al.* (2007), pode-se observar na Tabela 4.5 que os resultados simulados para esse valor de COV não têm uma boa concordância com os resultados da literatura, percebendo-se assim uma melhora nos resultados, quando se utiliza $COV = 0,67$. Caso os valores de probabilidade de ocorrência dos estados de mar e dos números de ciclos de tensão para cada faixa fossem disponíveis, os resultados para $COV = 0,25$ seriam mais satisfatórios.

Tabela 4.4 - Resultados obtidos utilizando o FORM.

Localização	Literatura (INTEC <i>Engineering</i> , 2006a)		Simulação	
	β	P_f [Anual]	β	P_f [Anual]
Terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC01)	3,850	$58,988 \times 10^{-6}$	4,166	$15,48 \times 10^{-6}$
Abaixo da terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC02)	4,713	$1,194 \times 10^{-6}$	4,620	$1,923 \times 10^{-6}$
Acima do ponto crítico do TDP (LC03)	4,120	$18,924 \times 10^{-6}$	4,363	$6,413 \times 10^{-6}$
Ponto Crítico do TDP (LC04)	4,047	$25,867 \times 10^{-6}$	4,353	$6,719 \times 10^{-6}$

Tabela 4.5 - Resultados considerando o FORM.

Localização	Literatura (INTEC <i>Engineering</i> , 2006a)		Simulação	
	β	P_f [Anual]	β	P_f [Anual]
Terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC01)	3,850	$58,988 \times 10^{-6}$	4,757	$9,831 \times 10^{-7}$
Abaixo da terminação superior do SCR no <i>hang-off</i> (LC02)	4,713	$1,194 \times 10^{-6}$	5,326	$50,32 \times 10^{-7}$
Acima do ponto crítico do TDP (LC03)	4,120	$18,924 \times 10^{-6}$	5,043	$2,296 \times 10^{-7}$
Ponto Crítico do TDP (LC04)	4,047	$25,867 \times 10^{-6}$	5,029	$2,462 \times 10^{-7}$

Capítulo 5

Estudo de Caso

Neste capítulo é mostrado um estudo de caso para o SCR da P-18 (Franciss e Santos, 2004), analisando dessa forma a sensibilidade de algumas variáveis aleatórias na probabilidade de falha. Também é exibida a distribuição da probabilidade de falha ao longo do comprimento do *riser*, bem como a vida útil do mesmo em função dessa probabilidade, para diferentes localizações do SCR.

5.1 Considerando m e K determinísticos

A plataforma flutuante do tipo semisubmersível P-18, na qual está conectado o SCR em questão, está localizada em uma lâmina d'água igual a 910 metros de profundidade (Franciss e Santos, 2004). Para o presente estudo de caso, foram considerados os movimentos da plataforma e 31 carregamentos ambientais, sendo a onda do mar de fadiga e a correnteza de extremos. Considerando-se estes carregamentos, foi realizada a simulação numérica da dinâmica do SCR (Anflex, 2001), considerando-se um tempo total de simulação de 300 segundos. Para fins estatísticos, considera-se um intervalo de tempo ideal de simulação de algo em torno de 10.800 segundos, isto é, 3 horas. Na presente análise, por simplicidade e devido a limitações computacionais de processamento numérico (número de elementos finitos na discretização e passos de tempo na simulação, dentre outras), a análise foi realizada para um intervalo de simulação menor do que se considera desejável. Entretanto, verificou-se através de testes e análise dos resultados obtidos, de que esta consideração permitiu, mesmo assim, verificar a adequação do FORM para análise de um SCR em operação. Novamente, utilizou-se nesta análise

a curva S-N, aço do tipo X', da API (API RP 2A-LRFD, 1997). Os parâmetros considerados para esse SCR estão apresentados na Tabela 5.1.

Foram escolhidos quatro pontos (P01 a P04) ao longo do comprimento do SCR, que podem ser vistos na Figura 5.1. O critério utilizado para determinar estes pontos foi considerar a vida útil do SCR. Primeiramente determinou-se a vida para as localizações do SCR e depois a região do TDP. A determinação dessa região ocorreu considerando o peso específico do *riser*, as forças que se devem à correnteza e ao empuxo. Assim, a região do TDP estava entre 731m a 735m da âncora. Dentre os pontos com menor vida, escolheram-se dois na região do topo do SCR e dois acima da região do TDP. Dentre os pontos selecionados na região do topo, um era a terminação superior do SCR e o outro estava a 3m da terminação superior do SCR. Na região do TDP, escolheram-se dois pontos a partir desta região, sendo um a 740m acima da âncora e outro a 737m acima da âncora.

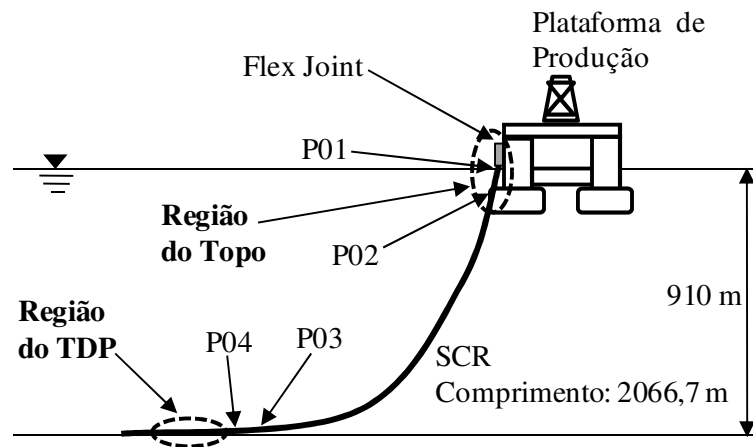


Figura 5.1: Ilustração dos pontos analisados do SCR.

Tabela 5.1 - Parâmetros do SCR - P-18 (Franciss e Santos, 2004).

Parâmetros	
Diâmetro externo [m]	0,273
Comprimento [m]	2066
Módulo de elasticidade [GPa]	208
Densidade [kg/m ³]	7850

Para este caso são consideradas as mesmas suposições do Caso 4.1, isto é, os mesmos valores das variáveis de entrada tais como as mesmas distribuições de probabilidade e a hipótese de que m e K são constantes. Porém, o valor para NSS é de 31, e a faixa de tensão varia entre 0,5 e 39,5 MPa, resultando no valor de 40 para NSR_j . A simulação numérica da dinâmica do SCR foi realizada (Anflex, 2001), considerando os carregamentos mencionados. Aplicou-se o Método de Contagem de Ciclos *Rainflow* nos históricos de tensão no tempo e se fez o processamento para obter o histograma de ciclos de tensão (Torres *et al.*, 2001) que contém os limites superiores e inferiores das faixas de tensão e os números de ciclos de tensão para a probabilidade de ocorrência de cada estado de mar. Novamente o somatório destas probabilidades na Equação (4.1) foi assumido ser igual a 1, e utilizou-se o mesmo procedimento do Caso 4.1 para determinar os parâmetros α_w e β_w . Diante disso, a Tabela 5.2 apresenta os resultados de probabilidade de falha, a vida útil do SCR (Torres *et al.*, 2001) e a Classe de Segurança segundo a norma *Det Norske Veritas* (DNV-OS-F201, 2001) a fim de avaliar os valores obtidos para probabilidade de falha. Os resultados obtidos de probabilidade de falha para esse caso condizem com a vida útil do SCR, ou seja, baixos valores de vida implicam altos valores de probabilidade de falha. Segundo a DNV-OS-F201 (2001), esses valores de probabilidade de falha estão em uma classe de segurança normal, dentro do critério de aceitabilidade de probabilidade de falha para *risers*, como dado na Tabela 5.3.

Tabela 5.2 - Resultados do FORM e da Vida Útil do SCR.

Localização	Simulação		Vida útil do SCR*[anos]	Classe de Segurança
	B	P_f [Anual]		
Terminação superior do SCR (P01)	3,178	$7,404 \times 10^{-4}$	44	Normal
3m abaixo da terminação superior do SCR (P02)	3,394	$3,438 \times 10^{-4}$	263	
740m acima da âncora (P03)	3,314	$4,597 \times 10^{-4}$	110	
737m acima da âncora (P04)	3,129	$8,785 \times 10^{-4}$	74	

* Torres *et al.*(2001)

Tabela 5.3 – Classe de Segurança (DNV-OS-F201, 2001).

Classe de Segurança	Base de Probabilidade – Anual por Riser
Baixa	10^{-3}
Normal	10^{-4}
Alta	10^{-5}

5.1.1 Sensibilidade das variáveis de entradas Δ , B_R e B_S

Para avaliar a influência Δ , B_R e B_S na probabilidade de falha por fadiga, as referidas variáveis continuam com as mesmas distribuições de probabilidade e são variadas no intervalo [0,8;1,2] (Wirsching, 1984), no qual esses valores são substituídos pela média de cada uma dessas variáveis. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 5.2, 5.3 e 5.4. Analisando as Figuras 5.2 e 5.3 percebe-se que as variações de Δ e B_R apresentaram o mesmo nível de influência na probabilidade de falha pelo fato de os parâmetros α_w e β_w serem considerados os mesmos para ambos os casos. Como esperado, a probabilidade de falha decresceu com o aumento de Δ e B_R , impactando nos valores de P_f para as localizações P01 e P04, com ordem de grandeza 10^{-1} , quando comparado com os valores da Tabela 5.2. Estas variáveis de entrada (Δ e B_R) relacionam-se com a resistência material do riser, assim sendo, um eventual incremento na confiabilidade do SCR poderia ser obtida através da melhoria das propriedades desse material. Contudo, na Figura 5.4 verifica-se que a probabilidade de falha cresceu com o aumento de B_S , visto que o mesmo está relacionado com a carga aplicada no SCR. Isto ocorre pelo fato de que B_S expressa à incerteza envolvida na determinação do dano acumulado total do material do riser, e sendo assim, o seu aumento representará em aumentos na probabilidade de falha.

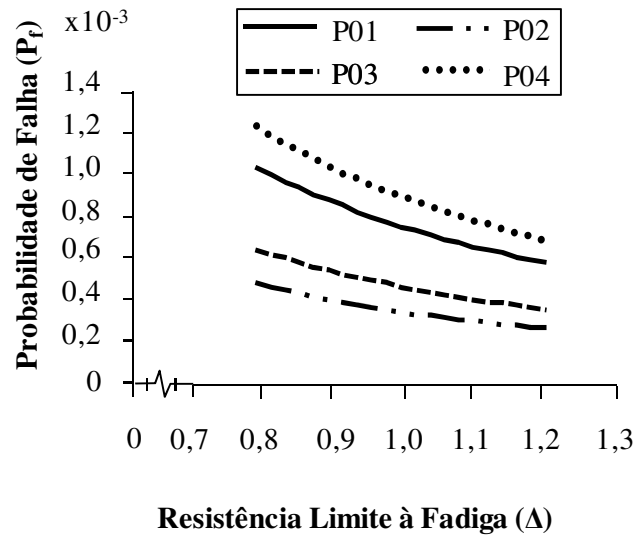


Figura 5.2. Influência de Δ na probabilidade de falha.

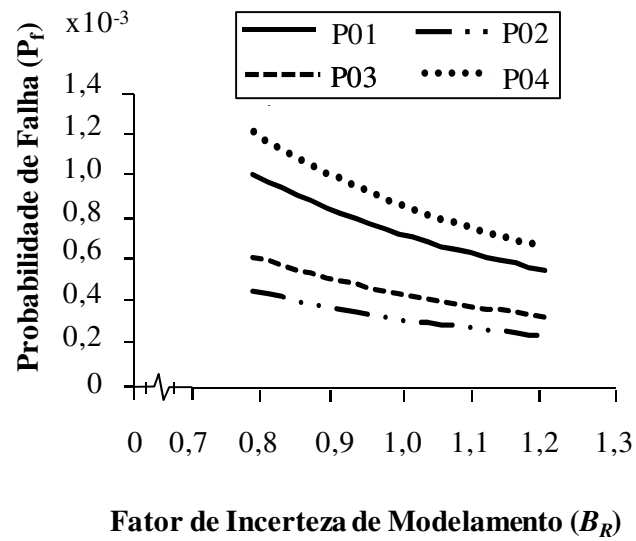


Figura 5.3. Influência de B_R na probabilidade de falha.

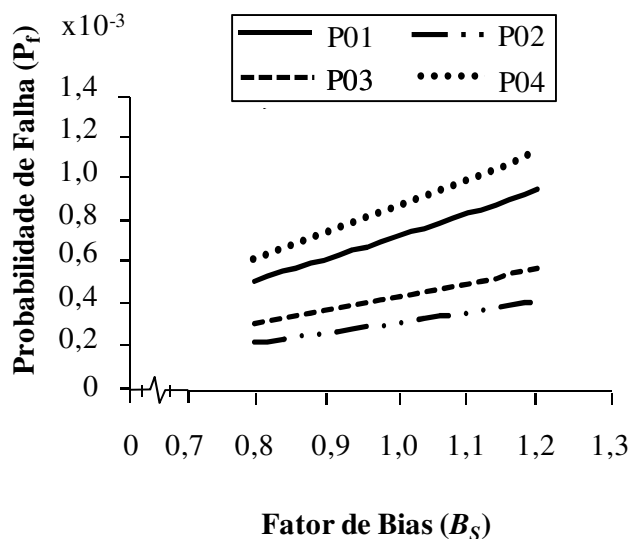


Figura 5.4. Influência de B_s na probabilidade de falha.

5.2 Considerando m e K probabilísticos

O SCR considerado para este estudo de caso é o mesmo apresentado na seção 5.1, com semelhantes configuração e carregamentos atuantes no *riser*. Para os resultados que prosseguem, dispusemos de dados de entrada idênticos aos apresentados na seção 5.1, além da mesma hipótese para o somatório da probabilidade de ocorrência de cada estado de mar na Equação (3.40) e para o procedimento empregado na determinação dos parâmetros α_w e β_w . Parte destes resultados estão apresentados e discutidos em Stefane *et al.* (2010) e Morooka *et al.* (2010). Na Tabela 5.4 são mostrados os resultados da simulação e os valores referentes à vida útil do SCR, além da classe de segurança (DNV-OS-F201, 2001). Através da comparação entre os resultados apresentados na Tabela 5.2 com os da Tabela 5.4, observa-se a alteração nos valores de probabilidade de falha para os quatro pontos analisados do SCR. Além disso, a classe de segurança é modificada para baixa. Todas estas mudanças verificadas resultam da consideração realizada anteriormente para m e K , e alterada para o presente caso; ou seja, a hipótese de m e K determinísticos, e agora probabilísticos, implicou em consideráveis alterações no resultado por conta das incertezas presentes nestas variáveis, uma vez que ambas resultam da curva S-N, a qual é obtida empiricamente.

Tabela 5.4 - Resultados com o FORM e da Vida Útil do SCR (Stefane et al., 2010).

Localização	Simulação		Vida útil do SCR* [anos]	Classe de Segurança
	B	P_f [Anual]		
Terminação superior do SCR (P01)	2,70	$3,480 \times 10^{-3}$	44	
3m abaixo da terminação superior do SCR (P02)	2,89	$1,923 \times 10^{-3}$	263	Baixa
740m acima da âncora (P03)	2,83	$2,335 \times 10^{-3}$	110	
737m acima da âncora (P04)	2,66	$3,933 \times 10^{-3}$	74	

* Torres et al.(2001)

5.2.1 Sensibilidade das variáveis de entrada Δ , B_R , B_S e m

A fim de avaliar a influência de B_S , Δ , B_R e m na probabilidade de falha por fadiga, B_S , Δ e B_R são variados no intervalo [0,8;1,2] citado anteriormente e m no intervalo [3,0;4,5], sendo os resultados exibidos nas Figuras 5.5, 5.6, 5.7 e 5.8. Observando-se as Figuras 5.5 e 5.6, a probabilidade de falha apresenta variações em função de Δ e B_R , em níveis semelhantes em ambos os casos — visto que α_w e β_w foram considerados com o mesmo valor, em ambas as variáveis (Δ e B_R). Com o aumento dos valores de Δ e B_R , a probabilidade de falha diminuiu, tendo em vista que eles representam a resistência material do riser, o que significa que em se obtendo pequenas melhorias nas propriedades do material do SCR podem resultar em ganhos consideráveis na confiabilidade. Entretanto, nas Figuras 5.7 e 5.8 observa-se que a probabilidade de falha aumentou com o aumento de B_S e m , uma vez que B_S está relacionado com a carga aplicada no riser e m tem incerteza por constituir um parâmetro da curva S-N, a qual apresenta dispersão dos dados e incertezas na obtenção da referida curva. Nota-se novamente que melhorias no processo de determinação do dano acumulado à fadiga podem diminuir valores do B_S , diminuindo consequentemente a probabilidade de falha. Ainda comparando as Figuras 5.2, 5.3 e

5.4 com as Figuras 5.5, 5.6 e 5.7, percebe-se um crescimento nos valores de probabilidade de falha, devido ao fato de m e K serem tomados como sendo probabilísticos.

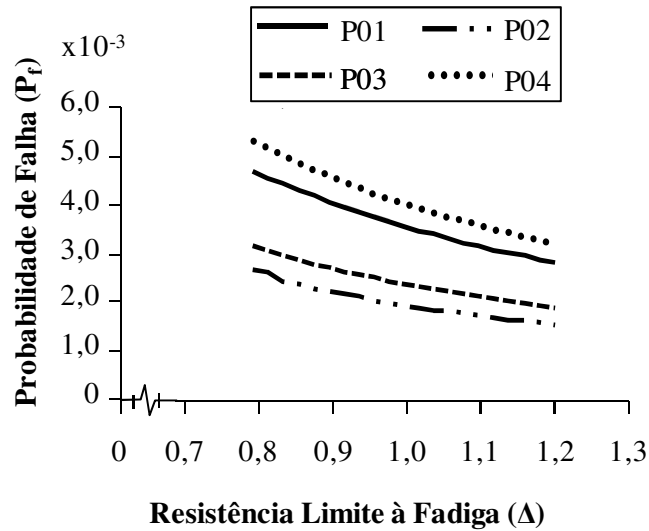


Figura 5.5. Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga.

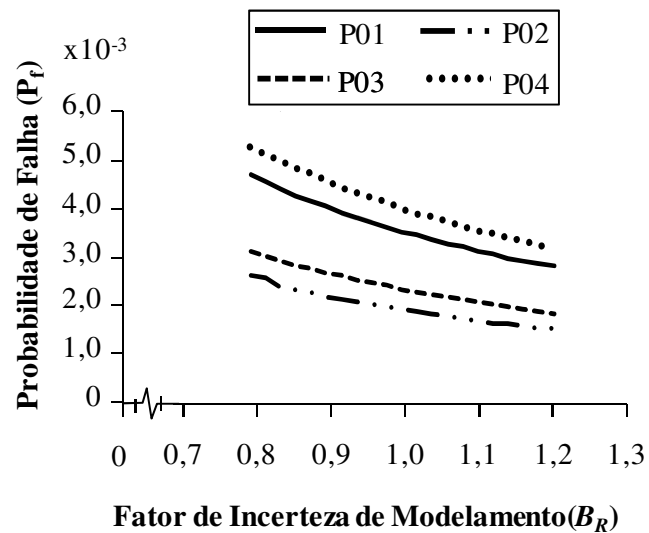


Figura 5.6. Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento.

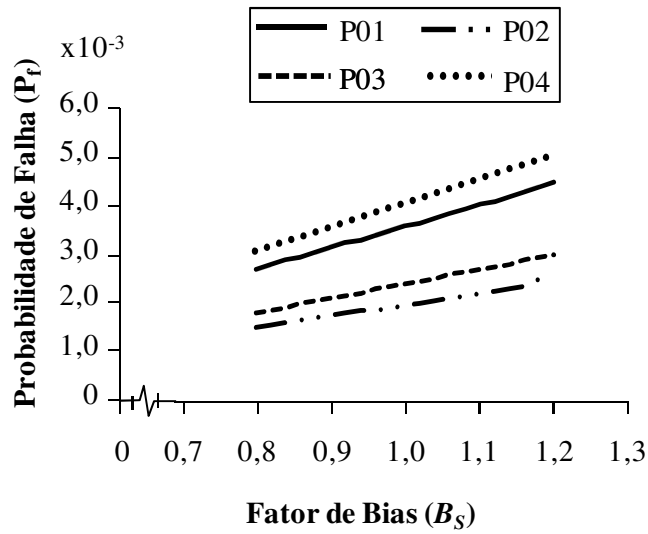


Figura 5.7. Probabilidade de falha e fator de *bias*.

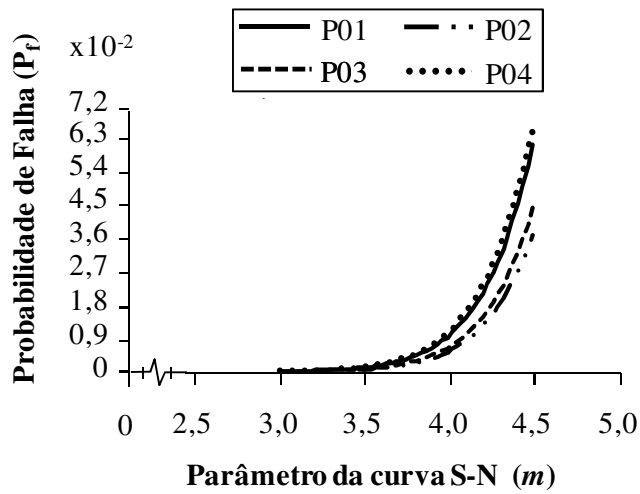


Figura 5.8. Probabilidade de falha e parâmetro m da curva S-N.

5.2.2 Probabilidade de Falha ao longo Comprimento do *Riser*

Com o propósito de observar o comportamento da probabilidade de falha ao longo do comprimento do *riser*, foi realizada uma simulação para o SCR referido — e o resultado é exibido nesta seção.

Foram consideradas, na simulação, as localizações da região do topo e do TDP, bem como outras localizações que se distribuem ao longo de todo o comprimento do SCR, obtendo os valores de probabilidade de falha para as mesmas. Na Figura 5.9(a) é exibido o SCR no plano XZ e a Figura 5.9(b) contém os valores da coordenada X do *riser* pelos respectivos valores de probabilidade de falha, sendo estes últimos apresentados na escala logarítmica. Nos resultados podem ser observadas altas probabilidades de falha nas regiões do topo e do TDP, como esperado, em virtude dos altos níveis de tensão presentes nas mesmas.

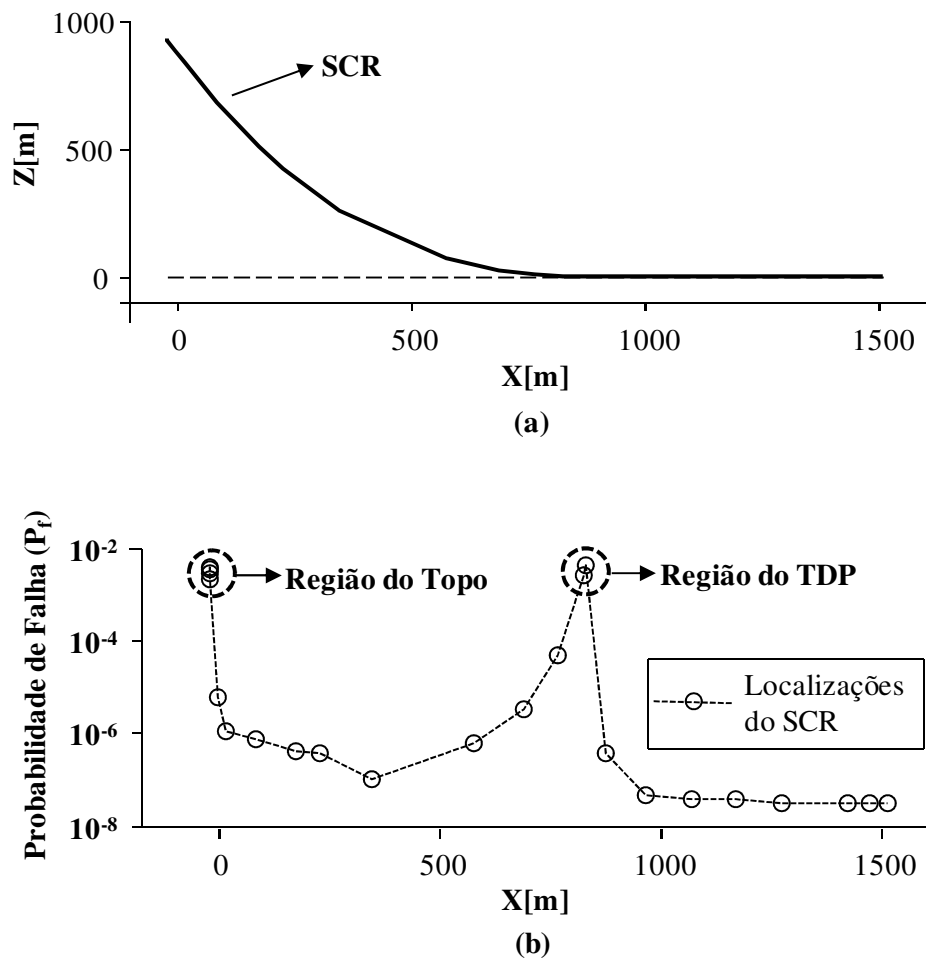


Figura 5.9. Probabilidade de falha ao longo do comprimento do SCR: (a) SCR representado no Plano XZ; (b) probabilidade de falha ao longo do eixo X do SCR.

5.2.3 Probabilidade de Falha e Vida Útil do Riser

Em análises de fadiga é imprescindível a determinação da vida útil da estrutura tanto em fase de projeto, quanto após a estrutura ser instalada — a fim de garantir uma maior eficiência da estrutura e evitar danos à mesma. Pensando nisso, foi realizada uma análise entre o comportamento da probabilidade de falha, dos valores da coordenada X do riser e da vida útil do SCR, efetuando-se uma simulação com o mesmo SCR da P-18, já referenciado neste capítulo.

Novamente servimo-nos das mesmas localizações ao longo do comprimento do SCR, destacando principalmente as localizações no topo e no TDP. A Figura 5.10 exhibe os resultados, cujos valores de probabilidade de falha se encontram em escala logarítmica. Pode-se observar que os valores de probabilidade de falha aumentam nas localizações que se encontram nas regiões do topo e do TDP em comparação com as demais localizações, devido ao fato de os níveis elevados de solicitações cíclicas atuantes no SCR se localizarem nessas duas regiões, apresentando altos níveis de tensão — correspondendo assim, a uma diminuição da vida útil do SCR nessas localizações.

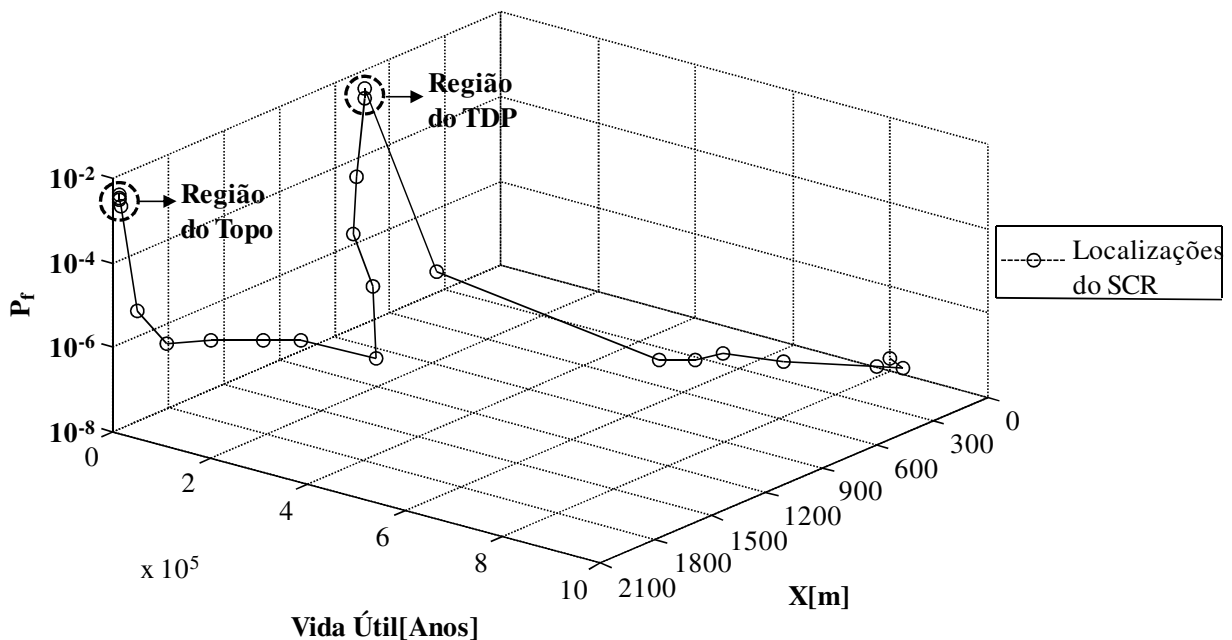


Figura 5.10. Probabilidade de falha e vida útil do SCR.

Capítulo 6

Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos

No presente trabalho foram estudados os fundamentos do cálculo do dano à fadiga e os fundamentos da teoria da confiabilidade através do FORM, um método da área de confiabilidade que vem sendo amplamente aceito para avaliar a confiabilidade de estruturas, inclusive com frequente aplicação em estruturas *offshore*. Além disso, o FORM foi implementado na linguagem de programação Fortran, a fim de determinar a probabilidade de falha em um SCR devido ao mecanismo de falha por fadiga. Esse método foi aplicado para duas diferentes configurações de SCR, e dos resultados foram obtidas as seguintes conclusões:

- Os resultados mostraram-se bons quando comparados com a literatura utilizada. Eventuais diferenças existentes devem-se à falta dos valores de probabilidade de ocorrência dos estados de mar e dos números de ciclos de tensão para cada faixa, e às suposições realizadas para as probabilidades de ocorrências dos estados de mar, bem como para a determinação dos parâmetros α_w e β_w da distribuição de Weibull.
- Observou-se que, ao assumir m e K como determinísticos, os valores de probabilidade de falha no *riser* apresentaram-se na classe de segurança normal, sendo que o fator de *bias* apresenta a maior influência nos valores da probabilidade de falha.
- Considerando m e K probabilísticos, percebe-se uma alteração significativa nos valores de probabilidade de falha, conduzindo os mesmos para uma classe de segurança baixa. Também se atentou para o fato de o fator de *bias* e o parâmetro m mostraram-se os mais sensíveis na estimativa da probabilidade; entretanto, o mais influente era o parâmetro m , devido às incertezas presentes por se tratar de um parâmetro da curva S-N.

- A probabilidade de falha ao longo do SCR foi condizente nas regiões com menor vida, isto é, resultou em altos valores de probabilidade nas regiões do topo e do TDP, como era esperado, em virtude dos altos níveis de tensão existentes nestas duas regiões.

Como sugestões para trabalhos futuros podem ser indicadas:

- Novas análises de probabilidade de falha por fadiga para diferentes condições ambientais e outras configurações de *risers*.
- Determinação das consequências da probabilidade de falha por fadiga, sejam elas individuais, ambientais ou de instalação.
- Alteração do número total de ciclos de tensão (N_t), de modo que seja possível considerar a vida útil do SCR, e, assim, determinar a probabilidade de falha para um período diferente da anual.
- Análise da probabilidade de falha através de simulações numéricas da dinâmica do SCR, para intervalos de tempo maiores.
- Determinação da probabilidade de falha levando-se em consideração o mecanismo de falha por fadiga, considerando-se imperfeições oriundas, por exemplo, por corrosão e demais tipos de desgaste do material.

Referências Bibliográficas

- Akpan, U. O.; Koko, T. S.; Rushton, P. A.; Tavassoli, A.; Else, M. Probabilistic Fatigue Reliability of Large Diameter Steel Catenary Risers (SCR) for Ultra-Deepwater Operations. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 26, 2007, San Diego, EUA. *Proceedings...* OMAE2007-29556.
- Almar-Neass, A. *Fatigue Handbook Offshore Steel Structures*. Trondheim: Tapir Publishers, 1985. 520p.
- Anflex – Análise Não Linear de *Riser* e Linha de Ancoragem: Versão 5.7, Manual Teórico do Programa, Petrobras/Cenpes, 2001.
- Ang, A. H-S., Tang, W. H. *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*. Canada: John Wiley & Sons, Inc., 1984. 562p. Vol. 2.
- API – American Petroleum Institute, *Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*. API RP 2A-LRFD. Washington, 1997, 284p.
- API – American Petroleum Institute, *Risk-Based Inspection Base Resource Document*. API /PETRO PUBL 581. Washington, 2000, 333p.
- Ayyub, B. M., Assakkaf, I. A., Kihl, D.P., Siev, M. W. Reliability-Basead Design Guidelines for Fatigue of Ship Structures. *Naval Engineers Journal*, pp.113-138, 2002.
- Bai, Y. *Pipeline and Risers*. Oxford: Elsevier Science, 2001. 526p. Vol. 3.
- Bai, Y. *Marine Structural Design*. Oxford: Elsevier Science, 2003. 634p.
- Chakrabarti, S. K. *Handbook of Offshore Engineering*. Oxford: Elsevier Science, 2005. 634p. Vol.1.
- Ditlevsen, O. Principle of Normal Tail Approximation. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, v. 107, (EM6), pp. 1191-1208, 1981.

- DNV – Det Norske Veritas, *Submarine Pipeline Systems*, DNV-OS-F101. Norway, 2007, 240p.
- DNV – Det Norske Veritas, *Dynamic Risers*, DNV-OS-F201. Norway, 2001, 99p.
- DNV – Det Norske Veritas, *Structural Reliability Analysis of Marine Structures*, DNV RP-CN-30.6. Norway, 1992, 51p.
- DNV – Det Norske Veritas, *Fatigue Design of Offshore Steel Structures*, DNV RP-C203. Norway, 2005, 126p.
- DNV – Det Norske Veritas, *Risk Assessment of Pipeline Protection*, DNV-RP-F107. Norway, 2001, 45p.
- DNV – Det Norske Veritas, *Risk Based Inspection of Offshore Topsides Static Mechanical Equipment*, DNV-RP-G101. Norway, 2002, 50p.
- Franciss, R., Santos, C. P. Understanding the Measured VIV Data of a Steel Catenary Riser Installed at P-18 Platform in Campos Basin. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 23, 2004, Vancouver, Canada. *Proceedings...* OMAE2004-51177.
- INTEC Engineering (2006a), *SCR Integrity Study, Probabilistic Reliability and Integrity Assessment of Large Diameter Steel Compliant Risers (SCR) for Ultra-Deepwater Operations: v.1: Main Study Report*, INTEC Project Number 11172601.
- Melchers, R. E. *Structural Reliability Analysis and Predictions*. Inglaterra: John Wiley & Sons Inc., 1999. 437p.
- Miner, M. A. Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, v. 12, (9), pp. A159-A164, 1945.
- Morooka, C. K., Stefane, W., Matt, C. G. C., Franciss, R., Basílio, L. An Assessment for Structural Reliability of Offshore Risers due to Probability of Fatigue Failure. In: International Pipeline Conference (IPC), 8, 2010, Calgary, Canada. *Proceedings...* IPC2010-31587. (Trabalho aceito para publicação).
- Nikolaids, E., Kaplan, P. Uncertainties in Stress Analysis of Marine Structures. In: Marine Structural Inspection Maintenance and Monitoring Symposium, 1991, Arlington, Virginia. *Proceedings...*
- Pezzi Filho, M., Casaprima, E., Berry, N., Kayser, D., Simões Filho, S., Capella, M., Donato, G., Jorge, N., Almeida, T. Desenvolvimento de Metodologia para Gerenciamento da Integridade de SCRs

Baseado em Risco. In: Rio Pipeline Conference & Exposition, 2007, Rio de Janeiro. *Proceedings...* IBP1234-07.

Rackwitz, R., Fiessler, B. Structural Reliability under Combined Random Load Sequences. *Computers & Structures*, v. 9, (3), pp. 489-494, 1978.

Sagrilo, L. V. S., Lima, E. C. P. Uma Estratégia Computacional para Análise de Confiabilidade de Plataformas Offshore Fixas. In: Iberian Latin American Conference on Computational Methods for Engineering (CILAMCE), 16, 1995, Curitiba, Brazil. *Proceedings...* CILAMCE .

Sagrilo, Luis Volnei Sudati. *Análise de Confiabilidade Estrutural utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*. Rio de Janeiro: Faculdade de Engenharia Civil, Universidade de Federal do Rio de Janeiro, 1994, 142 p. Tese (Doutorado).

Shinozuka, M. Basic Analysis of Structural Safety. *Journal of Structural Engineering*, v. 109, (3), pp. 721-740, 1983.

Stefane, W., Morooka, C. K., Matt, C. G. C., Franciss, R., Basílio, L. Um Procedimento para a Avaliação da Probabilidade de Falha por Fadiga em um Riser Rígido em Catenária. In: Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia (ABM), 65, 2010, Rio de Janeiro, Brasil. *Proceedings...* ABM16319. (Trabalho aceito para publicação).

Torres, A. L. F. L., Mourelle, M. M., Silva, R. M. C. Fatigue Damage Verification of Steel Catenary Risers. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 20, 2001, Rio de Janeiro, Brazil. *Proceedings...* OMAE2001-1261.

Xia, J., Das, P. K. Probabilistic Fatigue Reliability Analysis of Deepwater Steel Catenary Risers. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 27, 2008, Estoril, Portugal. *Proceedings...* OMAE2008-57178.

Wirsching, P. H. Fatigue Reliability in Welded Joints of Offshore Structures. In: Offshore Technology Conference (OTC), 11, 1979, Houston, EUA. *Proceedings...* OTC3380.

Wirsching, P. H., Fatigue Reliability for Offshore Structures. *Journal of Structural Engineering*, v. 110, (10), pp. 2340-2356, 1984.

Wirsching, P. H. Fatigue Reliability. *Structural Engineering and Materials*, v.1, (2), pp. 200-206, 1998.

Anexo I

Equações para o Método dos Multiplicadores de Lagrange

Considere novamente a Equação (3.12) dada a seguir (Ang e Tang, 1984):

$$L = D + \lambda_L g(\mathbf{X}) \quad (3.12)$$

ou

$$L = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2} + \lambda_L g(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (3.13)$$

onde λ_L é uma variável (o multiplicador de Lagrange) e $x_k = \sigma_{xk} u_k + \mu_{xk}$.

Calculando o mínimo de L , resultam no seguinte conjunto de $n+1$ equações com $n+1$ incógnitas, dadas segundo a Equação (3.14):

$$\frac{\partial L}{\partial u_k} = \frac{u_i}{\sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2}} + \lambda_L \frac{\partial g}{\partial u_k} = 0 \quad (3.14)$$

com $k=1, 2, \dots, n$ e

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda_L} = g(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 \quad (3.15)$$

A solução das equações acima resulta no ponto mais provável de falha $(u_1^*, u_2^*, \dots, u_n^*)$.

Seja o vetor gradiente dado pela Equação (A.1):

$$\mathbf{G} = \left(\frac{\partial g}{\partial u_1}, \frac{\partial g}{\partial u_2}, \dots, \frac{\partial g}{\partial u_n} \right) \quad (A.1)$$

$$\text{onde } \frac{\partial g}{\partial u_k} = \frac{\partial g}{\partial x_k} \frac{dx_k}{du_k} = \sigma_{xk} \frac{\partial g}{\partial x_k}$$

Escrevendo o conjunto das Equações (3.14) na forma matricial, obtemos a Equação (A.2):

$$\frac{\mathbf{U}}{(\mathbf{U}'\mathbf{U})^{1/2}} + \lambda_L \mathbf{G} = 0 \Rightarrow \mathbf{U} = -\lambda_L (\mathbf{U}'\mathbf{U})^{1/2} \mathbf{G} = -\lambda_L D \mathbf{G} \quad (\text{A.2})$$

Substituindo a Equação (A.2) na Equação (3.11) resultará na Equação (A.3):

$$D = (\mathbf{U}'\mathbf{U})^{1/2} = [(\lambda_L D \mathbf{G}' \lambda_L D \mathbf{G})]^{1/2} = \lambda_L D (\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2} \Rightarrow \lambda_L = \frac{1}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}} \quad (\text{A.3})$$

Logo,

$$\lambda_L = (\mathbf{G}'\mathbf{G})^{-1/2} \quad (\text{A.4})$$

Substituindo a Equação (A.4) na Equação (A.2) segue na Equação (A.5):

$$\mathbf{U} = \frac{-\mathbf{G}D}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}} \quad (\text{A.5})$$

Multiplicado ambos os lados da Equação (A.5) por \mathbf{G}' , procederá na Equação (A.6):

$$\begin{aligned} \mathbf{U} = \frac{-\mathbf{G}D}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}} \Rightarrow \mathbf{G}'\mathbf{U} = \frac{-\mathbf{G}'\mathbf{G}D}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}} \Rightarrow D = -\frac{\mathbf{G}'\mathbf{U}}{\mathbf{G}'\mathbf{G}} (\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2} \Rightarrow \\ \Rightarrow D = -\mathbf{G}'\mathbf{U} (\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2} (\mathbf{G}'\mathbf{G})^{-1} \Rightarrow D = \frac{-\mathbf{G}'\mathbf{U}}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}} \end{aligned} \quad (\text{A.6})$$

Substituindo a Equação (A.5) na Equação (3.15) e utilizando a Equação (3.10) resulta na Equação (A.7) com a incógnita D :

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda_L} = g(\mathbf{X}) = g(\sigma_X \mathbf{U} + \mu_X) = g\left(\sigma_X \left(\frac{-D \mathbf{G}}{(\mathbf{G}'\mathbf{G})^{1/2}}\right) + \mu_X\right) = 0 \quad (\text{A.7})$$

A solução da Equação (A.7) é a mínima distância $d_{min} = \beta$ ou também denominada de índice de confiabilidade, dada pela Equação (A.8):

$$\beta = \frac{-\mathbf{G}^{*T} \mathbf{U}^*}{(\mathbf{G}^{*T} \mathbf{G}^*)^{1/2}} \quad (\text{A.8})$$

onde \mathbf{G}^* é o vetor gradiente no ponto mais provável de falha $\mathbf{U}^* = (u_1^*, u_2^*, \dots, u_n^*)$.

A Equação (A.8) pode ser representada na forma escalar pela Equação (A.9):

$$\beta = \frac{-\sum_k u_k^* \left(\frac{\partial g}{\partial u_k} \right)_*}{\sqrt{\sum_k \left(\frac{\partial g}{\partial u_k} \right)_*^2}} \quad (\text{A.9})$$

com $(\partial g / \partial u_k)_*$ calculados em $(u_1^*, u_2^*, \dots, u_n^*)$.

Usando o β acima na Equação (A.5), o ponto mais provável de falha sobre a superfície de falha será conforme a Equação (A.10):

$$\mathbf{U}^* = \frac{-\mathbf{G}^* \beta}{(\mathbf{G}^{*T} \mathbf{G}^*)^{1/2}} \quad (\text{A.10})$$

O componente de \mathbf{U}^* na forma escalar ficaria como mostrado na Equação (3.16):

$$u_k^* = -\alpha_k^* \beta \quad (\text{3.16})$$

com $k = 1, 2, \dots, n$ e α_k^* sendo determinado pela Equação (3.17).

Anexo II

Equações para o Cálculo do Dano Acumulado Total

Dada uma faixa de tensão específica S_i , a Equação (3.19) pode ser escrita como a Equação (A.11) (Akpan *et al.*, 2007):

$$N_i(S_i)^m = K \Rightarrow N_i = \frac{K}{(S_i)^m} \quad (\text{A.11})$$

com $i = 1, 2, 3, \dots, NSR_j$ números de faixas de tensão aplicadas durante o j -ésimo estado de mar.

A Regra de Miner-Palmgren em conjunto com a Equação (A.11) definem que o Dano Acumulado Parcial, resultando da aplicação dos números de ciclos de tensão (n_i), pode ser representado pela Equação (3.20):

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (\text{3.20})$$

Considerando o número total de ciclos de tensão aplicados durante o j -ésimo estado de mar, pode-se obter a seguinte relação, dada pela Equação (A.12):

$$(N_{tt})_j = \sum_{i=1}^{NSR_j} n_i \quad (\text{A.12})$$

Das equações acima pode-se escrever o dano acumulado total durante o estado de mar j , segundo a Equação (A.13):

$$D_j = \sum_{i=1}^{NSR_j} D_i = \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i}{N_i} \quad (\text{A.13})$$

Substituindo a Equação (A.11) na Equação (A.13) resultará na Equação (A.14):

$$D_j = \sum_{i=1}^{NSR_j} D_i = \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i (S_i)^m}{K} \quad (\text{A.14})$$

Multiplicando e dividindo a Equação (A.14) por $(N_u)_j$ segue a Equação (A.15):

$$D_j = \sum_{i=1}^{NSR_j} D_i = \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i (S_i)^m}{K} = \frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} \frac{n_i (S_i)^m}{(N_u)_j} \quad (\text{A.15})$$

Akpan *et al.* (2007) definiram a fração $(f_i)_j$ dos ciclos de tensão total de um dado estado de mar que são aplicados na faixa de tensão S_i , conforme a Equação (A.16):

$$(f_i)_j = \left(\frac{n_i}{N_u} \right)_j \quad (\text{A.16})$$

Substituindo a Equação (A.16) na Equação (A.15), segue que o dano acumulado total durante o estado de mar j pode ser calculado pela Equação (A.17):

$$D_j = \frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \quad (\text{A.17})$$

Como cada estado de mar representa um período de tempo que pode variar entre 3 horas e 6 horas, sendo usualmente adotado o tempo de 3 horas, segue que haverá 1 estado de mar a cada 3 horas, 8 (24/3) estados de mar por dia e 2920 (365x8) por ano.

Considerando que o dano acumulado total depende da probabilidade de cada estado de mar ocorrer, a Equação (A.17) pode ser reescrita segundo a Equação (3.21), resultado no dano acumulado total anual e inserindo assim a quantidade de estados de mar ocorridas durante 1 ano:

$$D_{tot} = 2920 \sum_{j=1}^{NSS} p_j D_j = \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_u)_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) \quad (\text{3.21})$$

onde p_j representa a probabilidade de ocorrência de cada estado de mar j e NSS é o número de estados de mar considerados.

Uma vez que o dano acumulado total é anual, a vida útil do SCR pode ser determinada pela Equação (A.18):

$$\text{Vida Útil} = \frac{1}{D_{tot}} \quad (\text{A.18})$$

Anexo III

Distribuições de Probabilidade

- Distribuição Lognormal

$$F(x_k) = \Phi\left(\frac{\ln x_k - \mu_{x_k}}{\sigma_{x_k}}\right) \quad (\text{A.18})$$

$$f(x_k) = \frac{1}{x_k \sigma_{x_k} \sqrt{2\pi}} \exp\left(\frac{-(\ln(x_k) - \mu_{x_k})^2}{2\sigma_{x_k}^2}\right) \quad (\text{A.19})$$

- Distribuição Normal Padrão

$$\Phi(x_k) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x_k} e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\sigma^2}} dt \quad (\text{A.20})$$

$$\phi(x_k) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x_k-\mu)^2}{2\sigma^2}} \quad (\text{A.21})$$

onde $\mu = 0$ e $\sigma = 1$.

Distribuição de Weibull

$$F(x_k) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{x_k}{\beta_w}\right)^{\alpha_w}\right) \quad (\text{A.22})$$

$$f(x_k) = \alpha_w \beta_w^{-\alpha_w} x_k^{\alpha_w-1} \exp\left(-\left(\frac{x_k}{\beta_w}\right)^{\alpha_w}\right) \quad (\text{A.23})$$

• Distribuição de Gumbel

$$F(x_k) = \exp[-\exp[-D(x_k - L)]] \quad (\text{A.24})$$

$$f(x_k) = D \exp(-D(x_k - L)) \exp(-\exp(-D(x_k - L))) \quad (\text{A.25})$$

onde D é o parâmetro de forma e L é o parâmetro de escala, dados pelas Equações (A.26) e (A.27):

$$D = \frac{\pi}{\sqrt{6}\sigma} \quad (\text{A.26})$$

$$L = \mu - \frac{0,5772}{D} \quad (\text{A.27})$$

Anexo IV

Gradientes da Função de Estado Limite (g)

Cálculo do gradiente da função de estado limite (g) para todas as variáveis x_k com $k=1,2,3,4,5$ e 6 e x_k sendo B_R , B_S , Δ , m , K e S_i :

- Variável Δ :

$$\frac{\partial g}{\partial u_1} = \sigma_{\Delta}^N \frac{\partial g}{\partial \Delta} = \sigma_{\Delta}^N B_R \quad (\text{A.28})$$

- Variável B_R :

$$\frac{\partial g}{\partial u_2} = \sigma_{B_R}^N \frac{\partial g}{\partial B_R} = \sigma_{B_R}^N \Delta \quad (\text{A.29})$$

- Variável B_S :

$$\frac{\partial g}{\partial u_3} = \sigma_{B_S}^N \frac{\partial g}{\partial B_S} = -\sigma_{B_S}^N \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) \right) \quad (\text{A.30})$$

- Variável m :

$$\frac{\partial g}{\partial u_4} = \sigma_m^N \frac{\partial g}{\partial m} = -\sigma_m^N B_S \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \ln((S_i)_j) \right) \right) \quad (\text{A.31})$$

- Variável K :

$$\frac{\partial g}{\partial u_5} = \sigma_K^N \frac{\partial g}{\partial K} = \sigma_K^N B_S \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K^2} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \right) \right) \quad (\text{A.32})$$

- Variável S_i :

$$\frac{\partial g}{\partial u_6} = \sigma_{S_i}^N \frac{\partial g}{\partial S_i} = -\sigma_{S_i}^N B_S \left(\sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} m \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^{m-1} \right) \right) \quad (\text{A.33})$$

porém o gradiente dependerá da quantidade de S_i considerada.

Anexo V

Equações para o Método de Newton Raphson

Aplicando o método de Newton Raphson na Equação (3.40) resultará que β será determinado segundo a Equação (A.34):

$$\beta_k = \beta - \frac{g(X)}{[g'(X)]} \quad (\text{A.34})$$

onde $g(X)$ é dado pela equação (3.40) e

$$[g'(X)] = \frac{dg}{d\beta} = \frac{d(B_R \Delta)}{d\beta} - \frac{d\left(B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m\right)\right)}{d\beta} \quad (\text{A.35})$$

$$\frac{d(B_R \Delta)}{d\beta} = -\alpha_2 \sigma_{B_R}^N \Delta + B_R (-\alpha_1 \sigma_{\Delta}^N) \quad (\text{A.36})$$

$$\begin{aligned} & \frac{d\left(B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m\right)\right)}{d\beta} = \frac{\left[\left(\alpha_3 \sigma_{B_S}^N \sum_{j=1}^{NSS} p_j (N_{tt})_j \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m\right) - \right.}{K^2} \\ & \left. - \frac{B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j (N_{tt})_j \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m \left(-\alpha_4 \sigma_m^N \ln(S_i) - \frac{m \alpha_6 \sigma_{S_i}^N}{S_i}\right)}{K^2}\right] K -}{K^2} \\ & \frac{-\left(-B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSR_j} (f_i)_j (S_i)_j^m\right)\right) (-\alpha_5 \sigma_K^N)}{K^2} \quad (\text{A.37}) \end{aligned}$$