BRUNO LUÍZ BARBOSA DAS CHAGAS

Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha por Fadiga em *Riser* Marítimo de Perfuração

CAMPINAS
2015

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

Bruno Luíz Barbosa das Chagas

Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha por Fadiga em *Riser* Marítimo de Perfuração

Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo na área de Explotação.

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Bruno Luiz Barbosa das Chagas e orientada pelo Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka.

Orientador

CAMPINAS
2015

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Elizangela Aparecida dos Santos Souza - CRB 8/8098

C346e

Chagas, Bruno Luíz Barbosa das, 1986-
Estudo dos principais parâmetros da confiabilidade de falha por fadiga de riser marítimo de perfuração / Bruno Luíz Barbosa das Chagas. – Campinas, SP : [s.n.], 2015.

Orientador: Celso Kazuyuki Morooka.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Estruturas marítimas - Hidrodinâmica. 2. Engenharia de petróleo. 3. Fadiga. 4. Confiabilidade. 5. Perfuração submarina. I. Morooka, Celso Kazuyuki,1958-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Study of the main parameters of the fatigue reliability failure in marine drilling riser
Palavras-chave em inglês:
Maritime structures
Petroleum engineering
Fadigue
Reliability
Offshore drilling
Área de concentração: Explotação
Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo
Banca examinadora:
Celso Kazuyuki Morooka [Orientador]
Alexandre Kawano
Sergio Nascimento Bordalo
Data de defesa: 20-08-2015
Programa de Pós-Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha por Fadiga em *Riser* Marítimo de Perfuração

Autor: Bruno Luíz Barbosa das Chagas
Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

A banca examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta dissertação:

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

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

Prof. Dr. Alexandre Kawano
USP/SÃO PAULO

Campinas, 20 de Agosto de 2015

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais, José e Neuzita, pelo amor incondicional e por fornecer todos os subsídios necessários para minha formação. Ao meu irmão Rafael pelo companheirismo e apoio, e à minha namorada Gabrielli por compreender minhas ausências e ter a paciência e amor para superarmos as dificuldades.

Dedico também aos meus falecidos avós, Luis e Sebastião, e ao meu falecido primo Alisson.

AGRADECIMENTOS

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

A Deus por me dar paciência, coragem e perseverança na realização deste trabalho.

A ANP, Agência Nacional do Petróleo, por financiar este trabalho, concedendo-me a possibilidade de me dedicar exclusivamente à execução do mesmo.

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

Aos Professores Drs. Sérgio N. Bordalo, Renato Pavanello e Alexandre Kawano pelas correções, sugestões e críticas ao trabalho.

Em especial, gostaria de agradecer ao meu amigo Igor Cesca por ser o grande incentivador de meu ingresso ao mestrado, e por todo apoio durante o curso. Ao grande amigo Cristiano Pascoa por estar sempre ao meu lado. Aos meus padrinhos Cida e Antônio pelo apoio.

Às secretárias: Sônia, Michele, Delcio e Fátima; à Alice, bibliotecária do departamento de Engenharia de Petróleo.

À Verônica e ao Katia pelas correções. A todos os colegas de laboratório: Maurício Suzuki, Deolinda Miguez, Paulo Gassi, Juarez, Sócrates, Renato Ribeiro, Michele Pedroso, Danilo Pires, Pedro Servidoni, Maiara Moreira, Natalia Vieira, Aldo, André, Simone de Mattos; Denis Shiguemoto, Raphael Tsukada e Lucas Sevillano, que me ajudaram, muitas vezes, nas discussões. À colega Wânia Stefane pelo grande trabalho deixado por ela. Aos colegas de trabalho Luciano, Ismael, Filipe, Carlos, Flávio, Paula, Maria Juliana, Hellen, Maria Alice e principalmente a Flávia pelo apoio. Ao Luiz Felipe pela compreensão e apoio na conclusão do trabalho.

À equipe da Escola Cel Lep Línguas: pelo estímulo, e principalmente à Profª Chris Caccicari que, além de ter sido uma presença fundamental e importante para minha proficiência em inglês, soube incentivar-me na reta final deste trabalho. Também à Cris, secretária, à gerente da escola e aos colegas de classe, por todo o apoio dado nesse período!

A todos os funcionários do restaurante universitário e da limpeza que contribuíram, de alguma maneira, para minha formação.

“A persistência é o caminho do êxito.”

Charles Chaplin

RESUMO

CHAGAS, Bruno Luiz Barbosa das, Estudo dos Principais Parâmetros da Confiabilidade de Falha por Fadiga em *Riser* Marítimo de Perfuração. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia de Petróleo. Universidade Estadual de Campinas, 2012. 70 p. Dissertação de Mestrado.

O presente trabalho tem como objetivo principal avaliar a probabilidade de falha por fadiga em um *riser* de perfuração. Os parâmetros mais importantes são identificados e sua influência na probabilidade de falha é analisada. De acordo com as premissas do comportamento dinâmico de um *riser*, a partir do qual se obtém o dano total à fadiga, juntamente com a teoria da confiabilidade e as variáveis de incerteza, aplicou-se o método *FORM* (*First Order Reliability Method*) determinando-se a probabilidade de falha por fadiga em um *riser*. O procedimento foi adotado para um campo marítimo em operação, a fim de se demonstrar a sensibilidade das variáveis envolvidas na função de estado limite. Neste estudo consideraram-se o expoente *m* da curva S-N e a constante *K* da curva S-N como sendo ora determinísticos ora probabilísticos. Assim sendo, a partir das premissas e procedimentos acima elencados, os resultados de probabilidade de falha para análise probabilística se mostraram mais sensíveis que a análise determinística nas quatro diferentes localizações críticas ao longo do comprimento do *riser* de perfuração.

Palavras-Chave

Estruturas Marítimas - Hidrodinâmica , Engenharia de Petróleo, Fadiga , Confiabilidade.

ABSTRACT

CHAGAS, Bruno Luiz Barbosa das, Study of the Main Parameters of the Fatigue Reliability Failure in Marine Drilling *Riser*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 70 p. Dissertação de Mestrado.

The primary objective of this work is to evaluate the probability of fatigue failure in a drilling riser. Key parameters are identified and their influence on the probability of failure is analized. Based on riser dynamic behavior, which givestotal fatigue damage, along with the reliability theory and the variables of uncertainty, the method FORM (First Order Reliability Method) was applied to determine the probability of fatigue failure on a riser . The procedure was applied in a offshore field in operation in order to demonstrate the sensitivity of the variables involved in the limit state function.In this study the exponent *m* of the SN curve and the constant *K* of SN curve were considered to be either deterministic or probabilistic. Thus, according to adopted assumptions and procedures, the results of probability of failure for probabilistic analysis have shown to be more sensitive than deterministic analysis in the four different critical locations along the length of the drilling riser.

Key Words

Maritime Structures, Hydrodynamics, Petroleum Engineering, Fadigue, Reliability, Risk

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS ..... **xix**

LISTA DE TABELAS ..... **xxi**

1. INTRODUÇÃO **1**

1.1. Motivação 2

1.2. Objetivos 3

1.3. Descrição dos Capítulos 3

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA **5**

3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS **11**

3.1. Sistema de Perfuração 14

3.2. Comportamento Estático e Dinâmico 18

3.3. Fadiga no Riser 22

3.4. Dano Total à Fadiga 26

3.5. Teoria da Confiabilidade 30

3.6. Método do Multiplicador de Lagrange Aplicado à Teoria da Confiabilidade 37

3.7. Medidas de Incerteza no Cálculo de Confiabilidade 42

3.8. Determinação da Probabilidade de Falha por Fadiga 44

3.8.1. Análise de Risco 48

3.9. Procedimento para o Cálculo da Probabilidade de Falha 49

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES **53**

4.1. Considerando *m* e *K* determinístico 53

4.2. Sensibilidade das variáveis de entradas Δ, B_R e B_S 57

4.3. Considerando *m* e *K* probabilístico 60

4.4. Sensibilidade das variáveis de entradas Δ, B_R, B_S, *m* e *K* 61

4.5. Probabilidade de Falha ao longo Comprimento do Riser 64

5. CONCLUSÃO 69

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 71

Apêndice A - Desenvolvimento da Equação Estática 75

Apêndice B - Desenvolvimento da Equação Dinâmica 81

Apêndice C - Solução da Equação Dinâmica 87

Anexo I – Estatística 91

Anexo II –Dados de Entrada da Simulação 97

Anexo III – Resultados da Simulação 103

LISTA DE FIGURAS

Figura 2-1 **-** *Configurações de risers flexíveis.* 6
Figura 3-1 - *Principais tipos de plataforma offshore* 11
Figura 3-2 - *Sistema de riser marítimos e equipamentos associados (API RP 16Q, 1993)* 15
Figura 3-3 - *Riser de perfuração e linhas auxiliares (<http://www.akersolutions.com/en/Global-menu/Media/Press-Releases/All/2012/Aker-Solutions-wins-drilling-riser-contract1/>)* 16
Figura 3-4– *Riser de perfuração e flutuadores (<http://www.risersinc.com/>)* 17
Figura 3-5 - *Curva S-N no mar com proteção catódica (Adaptado de DNV RP C203, 2010)* 24
Figura.3-6 - *Curvas S-N para X e X' (Adaptado de API 2A LRPD, 1997)* 25
Figura 3-7 - *Função densidade de probabilidade $f_R(r)$ e $f_S(s)$.* 30
Figura 3-8 - *Efeito da posição relativa entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$ em P_f.* 31
Figura 3-9 – *Efeito da dispersão entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$ em P_f.* 32
Figura 3-10 - *Função densidade de probabilidade da margem de segurança M.* 33
Figura 3-11 - *Espaço da redução de variáveis R' e S'* 34
Figura 3-12 - *Estado de falha e segurança no espaço da redução de variáveis* 37
Figura 3-13 –*FORM* 42
Figura 3-14 **-***Fluxograma dos passos para o cálculo da probabilidade de falha (Stefane, 2010)* 50
Figura 4-1 - *Ilustração dos elementos analisados do riser de perfuração.* 54
Figura 4-2 - *Probabilidade de falha e fator de bias* 59
Figura 4-3 - *Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento* 59
Figura 4-4 - *Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga* 60
Figura 4-5 - *Probabilidade de falha e parâmetro da curva S-N (m).* 62
Figura 4-6 - *Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento* 62
Figura 4-7 - *Probabilidade de falha e fator de bias* 63
Figura 4-8 - *Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga* 63
Figura 4-9 - *Probabilidade de falha e parâmetro da curva S-N (K)* 64
Figura 4-10 - *Probabilidade de falha ao longo do riser de perfuração no eixo Z com m e K probabilístico* 65
Figura 4-11 **-***Probabilidade de falha ao longo do riser de perfuração no eixo Z com m e K determinístico.* 66

Figura 4-12 **-** *Probabilidade de Falha ao longo do riser de perfuração comparando o probabilístico e determinístico* 67
Figura 4-13 **-** *Probabilidade de falha nas localizações críticas do riser pelo tempo.* 68
Figura A-1 - *Diagrama de corpo livre de um segmento tubular* 75
Figura B-1 - Diagrama de corpo livre de um segmento tubular esbelto 81
Figura III-1 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento X* 103
Figura III-2 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento Y* 104
Figura III-3 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento Z* 104
Figura III-4 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RX* 105
Figura III-5 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RY* 105
Figura III-6 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RZ* 106
Figura III-7 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FX* 106
Figura III-8 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FY* 107
Figura III-9 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FZ* 107
Figura III-10 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MX* 108
Figura III-11 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MY* 108
Figura III-12 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MZ* 109
Figura III-13 - *Distância linear ao longo do riser pela tensão de Von Mises VME* 109

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - *Propriedades do material e condições de contorno* 53
Tabela 4.2 - *Valores de intensidade e direção de corrente utilizadas na análise* 55
Tabela 4.3 - *Dados de onda regular* 55
Tabela 4.4 - *Descrição dos dados de entrada (Adaptado de INTEC Engineering, 2006a)* 56
Tabela 4.5 - *Resultados do FORM e da vida útil do riser de perfuração para variáveis determinísticas* 57
Tabela 4.6- *Classe de Segurança (Adaptado de DNVOSF201, 2001).* 57
Tabela 4.7 -*Relação entre β e Pf adaptado de ISO 2394, 1998* 58
Tabela 4.8 - Resultados do FORM e da vida útil do *riser* de perfuração para variáveis probabilísticas 61
Tabela II.1 - *Dados do solo* 97
Tabela II.2 - *Dimensões do navio* 97
Tabela II.3 - *Sistema de referência local* 97
Tabela II.4 - *Sistema de referência global* 97
Tabela II.5 - *Valores médios de intensidade e direção de corrente* 98
Tabela II.6 - *Dados de onda regular máxima* 98
Tabela II.7 - *Dados de onda regular* 98
Tabela II.8 **-** *Dados do carregamento estático* 98
Tabela II.9 **-** *Dados do carregamento dinâmico* 99
Tabela II.10 **-** *Dados da tensão de topo* 99
Tabela II.11 - *Dados da conexão 1* 99
Tabela II.12 - *Dados da conexão 2* 99
Tabela II.13 - *Dados do riser* 99
Tabela II.14 - *Dados da revestimento térmico* 99
Tabela II.15 - *Dados da flex joint* 100
Tabela II.16 - *Dados da discretização do riser* 100
Tabela II.17 – *Propriedades da conexão do top* 100
Tabela II.18 – *Propriedades da conexão de fundo* 101
Tabela II.19 - *Condições de simulação* 101

LISTA DE NOMENCLATURAS

Letras Latinas

a_i	=	constante	
A	=	área da seção transversal do riser	[m^2]
A_o	=	área da seção transversal do riser (incluindo espessura)	[m^2]
A_i	=	área da seção transversal do riser (excluindo espessura)	[m^2]
A_D	=	área de arrasto	[m^2]
A_l	=	área de inércia	[m^2]
b	=	amortecimento do elemento de viga	[kg/s^2]
B_R	=	fator de incerteza de modelamento	
B_S	=	fator de *bias*	
B_M	=	fator de *bias* para incerteza na geometria devido a fabricação	
B_E	=	fator de *bias* na descrição do estado de mar	
B_F	=	fator de *bias* nas predições de carga de onda	
B_N	=	fator de *bias* para os erros em análise estrutural	
B_H	=	fator de *bias* para incertezas nos fatores de concentração de tensão	
COV	=	coeficiente de variação	
C_A	=	coeficiente de massa adicional	
C_M	=	coeficiente de inércia	
C_D	=	coeficiente de arrasto	
d	=	distância mínima	
D_i	=	diâmetro interno	[m]
D_0	=	diâmetro externo	[m]
D_j	=	dano acumulado à fadiga durante o estado de mar	[1/a]
E	=	módulo de Young	[GPa]
F	=	função distribuição acumulada	
f	=	função densidade de probabilidade	
f_i	=	fração dos ciclos de tensão total	
$f_{x,y}$	=	função densidade de probabilidade conjunta	
F_{xs}	=	força por unidade de comprimento	[N/m]
$F_{x0}F_{xi}$	=	força resultante das pressões externas e internas	[N/m]
f	=	força por unidade de comprimento	[N/m]
g	=	função de estado limite	
$I_{x,y}$	=	momento de inércia em x,y	[m^4]
K	=	constante da curva S-N	[ciclos]
L	=	função de Lagrange	
M	=	estado limite	
$M_{x,y}$	=	momento em x,y devido a flexão	[N.m]
m_x	=	massa total do elemento de viga	[kg]
m	=	expoente da curva S-N	
n_i	=	número de ciclos de tensão	[ciclos/a]
N	=	número de ciclos para a falha	[ciclos]
$(N_{tt})_j$	=	número total de ciclos de tensão para um estado de mar	[ciclos]

N	=	força externa	[N]
NSR	=	número de faixas de tensão	
NSS	=	número de estados de mar	
P_o	=	pressão externa	[Psi]
P_i	=	pressão interna	[Psi]
P_C	=	probabilidade de não falhar	
P_f	=	probabilidade de falha	
p_j	=	probabilidade de ocorrência dos estados de mar	
S_i	=	faixa de tensão	[MPa]
S(t)	=	histórico de tensão no tempo	[MPa]
$SCF_{x,y}$	=	fator de concentração de tensão em x,y	
t	=	tempo	[s]
T	=	tensão axial	[N/m^2]
T_z	=	força axial	[N]
T_j	=	tempo total de um estado de mar j	[s]
U_c	=	velocidade da corrente	[m/s]
u	=	velocidade da partícula de água	[m/s]
$\dot{u}$	=	aceleração da partícula de água	[m/s^2]
V	=	tensão cisalhante	[N/m^2]
VU	=	vida útil	[a]
$\dot{x}$	=	velocidade da estrutura	[m/s]
$\ddot{x}$	=	aceleração da estrutura	[m/s^2]
R	=	resistência	
X_i ,Y_i	=	distância do eixo x,y para o centro da área da seção transversal A	[m]
S	=	carregamentos	
W	=	peso	[kg]

Letras Gregas

α^*	=	vetor normal unitário	
α_i^*	=	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_o	=	densidade do fluido externo	[kg/m^3]
γ_i	=	densidade do fluido interno	[kg/m^3]
γ_s	=	densidade do riser	[kg/m^3]
Γ	=	Função Gama	
Δ	=	resistência limite à fadiga	
ζ	=	parâmetro da distribuição Lognormal	
λ	=	parâmetro da distribuição Lognormal	
λ_L	=	constante de Lagrange	
μ	=	média da variável aleatória	
σ	=	desvio padrão da variável aleatória	
θ	=	ângulo de curvatura	[°]

ρ	=	raio de curvatura	[m]
α,β,γ	=	constantes do método HHT	
Φ	=	função Distribuição Acumulada da Distribuição Normal Padrão	
φ	=	função Densidade de Probabilidade da Distribuição Normal Padrão	

Sobrescritos

$'$	=	variável reduzida
$'^*$	=	ponto sobre a superfície de falha
N	=	normal equivalente
t	=	transposta
-1	=	inversa
^	=	efetivo
1/2	=	raiz quadrada

Matrizes e Vetores

[B]	=	matriz de amortecimento	[kg/s]
[K]	=	matriz de rigidez	[kg/s^2]
[K_L]	=	matriz de rigidez linear	[kg/s^2]
[K_G]	=	matriz de rigidez geométrica	[kg/s^2]
[M]	=	matriz de massa	[kg]
[R]	=	vetor de cargas externas	[N]
[F]	=	vetor de forças elásticas	[N]
G	=	vetor gradiente	
G*	=	vetor gradiente do ponto mais provável de falha	
$\mathbf{x}$	=	vetor de deslocamento	[m]
$\dot{\mathbf{x}}$	=	vetor de velocidade	[m/s]
$\ddot{\mathbf{x}}$	=	vetor de aceleração	[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
t+Δt	=	instante de tempo
tot	=	acumulado total
w	=	distribuição de Weibull

Siglas

FORM	=	*First Order Reliability Method*
SORM	=	*Second Order Reliability Method*

1. INTRODUÇÃO

As companhias de petróleo têm planejado uma quantia expressiva de investimentos no País para os próximos anos, diante do cenário promissor de descobertas de hidrocarbonetos em águas profundas do Brasil. Porém, para o sucesso da produção de petróleo e gás, com essas descobertas, será necessária a instalação de infraestrutura para o processo e o escoamento do petróleo produzido. Nesses sistemas, um componente de grande importância são os *risers*, que se constituem por condutores tubulares de petróleo e gás, conectando a cabeça de poço no fundo do mar à plataforma flutuante, na superfície.

Os *risers*, de um modo geral, podem ser classificados como de produção, de injeção, de perfuração e de completação. Outra classificação consiste no tipo de material utilizado na fabricação do *riser*: rígido — no caso de aço — e flexível, quando constituído de camadas intercaladas de aço e polímero. Os *risers* flexíveis são utilizados com a finalidade de produção e injeção, podendo ser instalados nas mais diferentes configurações, tais como catenária, híbrido, vertical e outros. *Risers* de perfuração são, em geral, classificados como rígidos e instalados na posição vertical.

As condições ambientais são fundamentais para se estudar os *risers,* pois, estes são submetidos às forças de corrente, ondas marítimas, vento e ao movimento induzido em seu topo pela plataforma flutuante. Essas forças têm grande impacto em aspectos de segurança, ambientais e econômicos podendo, dessa forma, causar falhas acompanhadas de prejuízos (perdas humanas, desastres ambientais, interrupções inesperadas etc.) o que, consequentemente, justifica o estudo, o desenvolvimento e o aprimoramento das técnicas e metodologias de projetos, visando o seu adequado dimensionamento.

O correto dimensionamento do sistema de *riser* de perfuração é fundamental para garantir que essas solicitações típicas do ambiente marinho não provoquem uma sobtensão em relação à máxima tensão admissível de projeto, assim como garanta a vida útil do sistema, evitando eventuais falhas por fadiga. Portanto, é fundamental o estudo dos possíveis parâmetros que influenciam os mecanismos de falha no *riser* de perfuração, a fim de monitorar os riscos e prevenir danos ao mesmo.

O tempo de perfuração varia de acordo com as adversidades do poço e outros tantos parâmetros; no entanto, para se ter uma ideia mais clara, seja o poço no Pré-Sal, com lâmina d'água de 2.100 metros, 1.500 metros de sal e com profundidade de 5.000 metros, o tempo médio

de perfuração desse poço exploratório estaria em torno de 150 dias, ou 5 meses, mas o mesmo *riser* de perfuração poderá ser utilizado na perfuração de outros poços. Assim, não há um tempo pré-estabelecido para a troca das juntas de *riser*; no entanto, quando há graves danos à junta e é constatado um alto risco, ela é imediatamente substituída não importando o tempo de utilização da mesma.

No início de 2013 ocorreu o terceiro vazamento de óleo em menos de um mês; tais problemas estão relacionados com o aumento do número de operações no Pré-Sal brasileiro, o que, consequentemente, aumenta os riscos de acidente de petróleo no País, justificando, assim, a necessidade de aumentar a confiabilidade dos equipamentos e dos procedimentos. De acordo com Abdala (2013), é importante que seja criado um centro de monitoramento e de prevenção de acidentes, a ser composto por universidades de todo o Brasil.

Diante desse cenário, faz-se necessária a ampliação de estudos que verifiquem a probabilidade de falha por fadiga em *risers*. Nesse ínterim, Stefane (2010), realizou um procedimento para calcular a probabilidade de falha por fadiga em um SCR (*Steel Catenary Riser*), identificando os principais parâmetros e avaliando a sua influência na probabilidade desse tipo de falha.

Assim sendo, como o contexto e o campo de atuação mutuamente se justificam, o presente trabalho tem como objetivo principal continuar com os estudos sobre a probabilidade de falha por fadiga em *risers* de perfuração.

1.1. Motivação

Os avanços na exploração de campos de petróleo *offshore* para águas ultraprofundas e em reservatórios carbonáticos do Pré-Sal introduzem novos desafios na busca de soluções que viabilizem sistemas marítimos para a produção desses campos. Dentre os componentes desse sistema tem-se o *riser* de perfuração, tubulação que interliga a cabeça do poço no fundo do mar ao navio-sonda, e tem a finalidade de separar a água do mar do fluido de perfuração, trazendo consigo os cascalhos provenientes dessa operação. O *riser* de perfuração é suscetível aos efeitos adversos do meio ambiente, particularmente às ondas, corrente marítima e ao movimento induzido na plataforma.

Esses elementos do meio ambiente são fatores determinantes às eventuais falhas que podem vir a ocorrer em um *riser* de perfuração, falhas que poderão trazem consequências ─ muitas vezes irreparáveis ─ ao meio ambiente e à comunidade dependente deste meio.

Dessa forma, procurar compreender os principais parâmetros da análise de confiabilidade de falha por fadiga em *riser* de perfuração, bem como o seu comportamento, a partir da metodologia desenvolvida por Stefane (2010), é fundamental diante de um possível cenário de falhas. De igual forma, faz-se necessário o estudo dos principais parâmetros que afetam a confiabilidade de falha em um *riser* de perfuração.

1.2. Objetivos

Aplicando metodologia previamente desenvolvida por Stefane (2010), o objetivo é quantificar e avaliar a influência dos principais parâmetros na confiabilidade de falha por fadiga em *riser* de perfuração, durante a operação de perfuração. Pretende-se avaliar os níveis de aceitabilidade da operação, analisando a influência dos principais parâmetros envolvidos no comportamento estático e dinâmico do sistema. De igual forma, busca-se analisar a probabilidade de falha em relação aos principais parâmetros de incerteza presentes na função de estado limite, avaliando a probabilidade de falha ao longo do comprimento do *riser* e, consequentemente, identificando as regiões críticas do problema, comparando os resultados para as diferentes abordagens (determinística e probabilística).

1.3. Descrição dos Capítulos

O presente trabalho está dividido em cinco capítulos, conforme apresentado a seguir:

Capítulo 1 - Introdução que apresenta a motivação deste trabalho, seus principais objetivos e a descrição dos capítulos subsequentes.

Capítulo 2 - Este capítulo apresenta uma revisão da literatura sobre *risers* focando, principalmente, a falha por fadiga dessa estrutura; além disso, utiliza trabalhos da literatura que discutem a teoria da confiabilidade, juntamente com FORM (*First Order Reliability Method*), bem como as variáveis de incerteza para resolver o problema.

Capítulo 3 - Os fundamentos teóricos apresentam o processo de perfuração e o do sistema *riser* de perfuração marítima ─ e de seus componentes ─ para que se tenha um entendimento global do problema. Dessa forma, verificar-se-á que o comportamento dinâmico e estático será necessário para gerar os históricos de tensão que irão causar a falha por fadiga na estrutura, demonstrando que para diminuir ou prever essa falha é necessário entender e estudar a teoria da confiabilidade, juntamente com o FORM e suas variáveis de incerteza, visando calcular a probabilidade de falha.

Capítulo 4 - Neste capítulo são apresentados os principais resultados obtidos pelo procedimento adotado para um *riser* de perfuração em um campo de petróleo. Os resultados têm a finalidade de investigar o comportamento do *riser* de perfuração por meio da probabilidade de falha ao longo do *riser*.

Capítulo 5 - As conclusões e as recomendações para o desenvolvimento de trabalhos futuros são apresentadas neste capítulo.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Riser é um conjunto de tubos condutores cilíndricos e esbeltos que conecta a plataforma flutuante na superfície do mar até a cabeça do poço no fundo do oceano. Ele é utilizado durante as etapas de construção, perfuração e completação de um poço, e também durante as fases de produção e injeção.

A composição estrutural dos *risers* pode ser de dois tipos, *risers* rígidos e flexíveis, sendo que o *riser* híbrido é uma combinação desses dois. Os *risers* rígidos são fabricados de aço enquanto os flexíveis são fabricados de aço e polímeros, porém, com várias camadas sobrepostas nas quais cada uma tem uma função estrutural própria (Bai e Bai, 2005). Os *risers* flexíveis são normalmente utilizados na fase de produção do poço, enquanto que os rígidos podem ser utilizados tanto para perfuração quanto para completação.

Normalmente, os *risers* flexíveis têm a vantagem de maior deflexão máxima permissível, capacidade de suportar maiores esforços, maior vida útil, além de permitirem um maior *offset* da plataforma em comparação com *risers* rígidos; porém, as desvantagens são o alto custo e a ação da alta pressão hidrostática que pode comprometer a sua utilização.

Em relação aos *risers* rígidos, o problema principal é, em geral, a fadiga causada pela vibração induzida devido aos movimentos da plataforma, à onda, ao vento, à corrente, e consequente desprendimento de vórtices. As vantagens são o menor custo quando comparado ao *riser* flexível, sua resistência a altas pressões e também a possibilidade de utilizá-lo na configuração de catenária na fase de produção, além de ser complacente aos movimentos da embarcação.

Os *risers* flexíveis podem ser instalados em diferentes configurações. As principais configurações são *Free Hanging Catenary*, *Lazy Wave*, *Steep Wave*, *Lazy - S, Steep - S e Pliant Wave* como mostra a Figura 2-1. (Bai e Bai, 2005) Os *risers* rígidos, em geral, são instalados na vertical, tanto para perfuração quanto para completação.

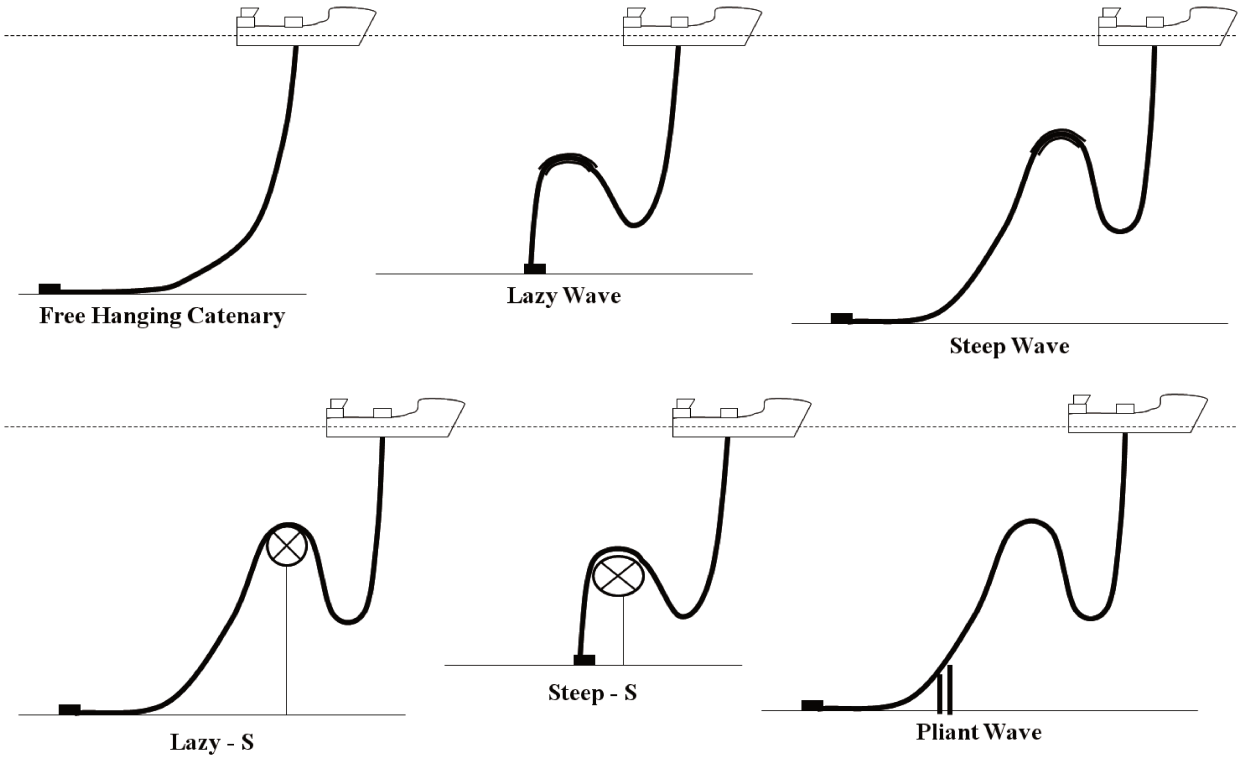


Figura 2-1 - *Configurações de risers flexíveis.*

Os *risers* de perfuração são utilizados em navios-sondas e nas plataformas semissubmersíveis de perfuração. Com o aumento das lâminas d'água, a integridade dos *risers* de perfuração passa a ser uma questão cada vez mais importante, principalmente devido aos grandes desafios encontrados no mundo. O projeto e as análises de *risers* de perfuração são extremamente fundamentais para a continuidade das operações nos processos de exploração e produção de petróleo. (Bai e Bai, 2005) Dessa forma, com o propósito de garantir a integridade, uma série de análises dinâmicas e estáticas devem ser realizadas.

Os *risers* quando estão em funcionamento no mar são submetidos às forças de corrente, ondas marítimas e aos deslocamentos induzidos em seu topo pela movimentação da plataforma (unidade flutuante) e são transferidos ao longo do *riser* de perfuração. Há um sistema de tensionamento no topo do *riser* que tem a finalidade de diminuir o peso submerso da estrutura; além desse sistema, existem também os flutuadores que são produzidos com espuma sintética, que tem a mesma finalidade dos tensionadores.

As forças ou as cargas atuantes no *riser* de perfuração podem causar a fadiga da estrutura. Fadiga é um tipo de falha mecânica, causada primariamente pela aplicação repetida de carregamentos (tensões ou deformações) variáveis, sendo caracterizada pela geração e

propagação lenta e gradual de trincas que levam à ruptura e ao colapso súbito do componente. (DNVRPF204, 2010)

A falha por fadiga pode resultar em diversas consequências irreversíveis. Estas podem ser definidas por três tipos de consequência: segurança humana, ambiental e econômica; além disso, a falha por fadiga também pode ser classificada como de: baixo, médio e alto risco. A consequência de segurança é definida em termos do potencial das perdas de vida, e a consequência econômica é expressa em termos financeiros e, por fim, a consequência ambiental é medida em termos da quantidade, massa ou volume, de um poluente liberado no ambiente e também em termos financeiros, como o custo da limpeza do local, por exemplo. Portanto é imprescindível o estudo dos possíveis parâmetros que causam os mecanismos de falha no *riser* de perfuração, para que dessa maneira seja prevista ou evitada tal catástrofe. (DNVRPG101, 2002)

Torres et al. (2001) realizou um estudo para avaliar a falha por fadiga em um *riser* rígido em catenária (*Steel Catenary Riser* - SCR). Para isso, utilizou um programa de análise tridimensional do comportamento dinâmico, (Mourelle, 1993), para estimar as tensões atuantes no sistema. Um programa de análise de fadiga conta o número de ciclos dos históricos de tensões e utiliza a regra de *Miner* para estimar o dano à fadiga no sistema. A análise indicou que os locais com maiores danos à fadiga foram as regiões do topo do sistema e do ponto de toque com o solo marinho (*Touch Down Point* - TDP).

Porém, para o caso de um *riser* de perfuração, as regiões mais prováveis de falha são suas extremidades inferior e superior. Na extremidade inferior o *riser* está conectado ao BOP por uma *flex joint;* em geral, quando a rigidez é infinita considera-se que o sistema está em uma condição de contorno engastado, e na parte superior está conectado a uma plataforma em uma condição de contorno rotulado. No modo engastado, a região mais provável de falha estará exatamente na terminação do *riser* e início do BOP. Quanto à região superior, a maior probabilidade de falha estará um pouco abaixo da conexão com a plataforma onde o impacto da incidência da onda do mar é maior.

Segundo Ditlevsen (1996) a segurança de uma estrutura, no caso um *riser* de perfuração, pode ser definida segundo a teoria da confiabilidade por uma função de estado limite, que é dada pela diferença entre a resistência de uma estrutura e os carregamentos aplicados sobre a mesma, também conhecida como confiabilidade estrutural. Além disso, a razão entre a resistência e os carregamentos resulta no fator de segurança dessa estrutura. Porém, essas medidas são difíceis de

serem calculadas com exatidão devido à aleatoriedade presente em suas variáveis, ou por suas próprias incertezas. Segundo a norma DNV RP CN 30.6 (1992), a imprecisão ocorre devido à origem aleatória das cargas aplicadas no *riser* de perfuração e do comportamento estático e dinâmico do sistema. Deste modo, essas aleatoriedades devem receber um tratamento estatístico, inserindo assim as incertezas presentes. Sagrilo e Lima (1995), afirmam que todos os parâmetros utilizados para definir a resistência e o carregamento que agem sobre a estrutura podem ser considerados variáveis aleatórias e, ainda segundo Sagrilo (1994), as incertezas e as variações atuantes nos carregamentos fazem com que a estrutura não desempenhe corretamente a função para a qual foi projetada, resultando em uma probabilidade de falha. Esta 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 maior segurança.

A análise de fadiga pode ser feita de duas maneiras: pela curva S-N e pela mecânica da fratura. A curva S-N é a abordagem mais utilizada na literatura e consiste no estudo da resistência de uma barra de teste de um determinado material em laboratório, que sob determinadas cargas cíclicas, geralmente senoidais com média igual a zero, se rompem e a partir do número de ciclos de tensão que ocorreu a falha é criada a curva S-N para diferentes tipos de materiais. Wirsching (1979) apresenta as fontes de incertezas da curva S-N inerentes ao fenômeno, através da dispersão dos dados, uma vez que há incertezas na fabricação do material utilizado e também no modelo empregado para obter essa curva. Existem algumas normas que apresentam essas curvas para diferentes materiais, por exemplo, (DNVRPC203, 2010) e (API RP 2ALRFD, 1997).

Os esforços sobre as estruturas *offshore* oriundos da onda corrente e dos movimentos da plataforma induzem esforços cíclicos que irão gerar um histórico de tensão ao longo do comprimento do *riser* (Mourelle, 1993), no qual será necessário aplicar o método *rainflow* que conta o número de ciclos de tensão para as diferentes faixas de tensão desse histórico. Seguindo o cálculo do dano, utilizam-se as informações do método *rainflow*, número de ciclos para cada faixa de tensão, juntamente com a curva S-N, número de ciclos de tensão até a falha, e por meio da razão dessas variáveis obtém-se o dano para uma determinada faixa de tensão. Segundo *Miner* (1945), o dano acumulado total da estrutura é definido como a soma dos diferentes danos na estrutura para as diferentes faixas de tensão. Ainda assim, existem incertezas no dano acumulado à fadiga nessa estrutura *offshore*, exatamente pelo fato do dano à fadiga ser sensível às amplitudes de tensão aplicada (Nikolaidis e Kaplan, 1991).

A teoria da confiabilidade é a probabilidade de uma estrutura falhar durante sua vida útil, logo, existe uma função de estado limite representando uma hipersuperfície, na qual sua probabilidade de falha é definida pela integração dessa superfície. Um dos métodos analíticos para resolução desse problema é conhecido como FORM (*First Order Reliability Method*), onde a função de estado limite é aproximada por um hiperplano tangente no ponto de menor distância até a origem. (Ang e Tang, 1984)

Segundo Bai (2003), e Xia e Das (2008), e a norma DNVCN30.6 (1992), o FORM tem a vantagem de utilizar o menor tempo computacional para realizar os cálculos, se comparado com o SORM (*Second Order Reliability Method*) e o método de Monte Carlo. No trabalho de Akpan *et. al*. (2007), o estudo realizado com *riser* catenária instalado em águas ultraprofundas, utilizou a teoria da confiabilidade com o FORM, além do SORM e do método Monte Carlo para analisar a falha por fadiga. Os parâmetros analisados nesse estudo foram o fator de *bias*, o fator de incerteza de modelamento, a resistência do limite à fadiga e o parâmetro *m* da curva S-N associados com o cálculo de dano à fadiga que influenciaram na confiabilidade. No entanto, o parâmetro *m* quando comparado aos demais apresentou maior nível de influência. Xia e Das (2008) obtiveram os mesmos resultados para o mesmo tipo de *riser* em lâmina d'água menor.

3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

A primeira perfuração em terra (*onshore*) iniciou em 1890 no Texas, EUA, através do método percussivo; no entanto, em 1897 ocorreu a primeira perfuração marítima (*offshore*) nas águas rasas de Santa Bárbara. (Brantly, 1971)

A Figura 3-1 mostra os principais tipos de plataformas marítimas, da esquerda para a direita: plataformas fixas, autoelevatórias, semissubmersíveis e os navios-sonda, uma importante plataforma que não foi representada na figura, as plataformas TLP (*Tension Leg Platform*), SPAR, FPSO (*Floating Production, Storage and Offloading*) e outras.

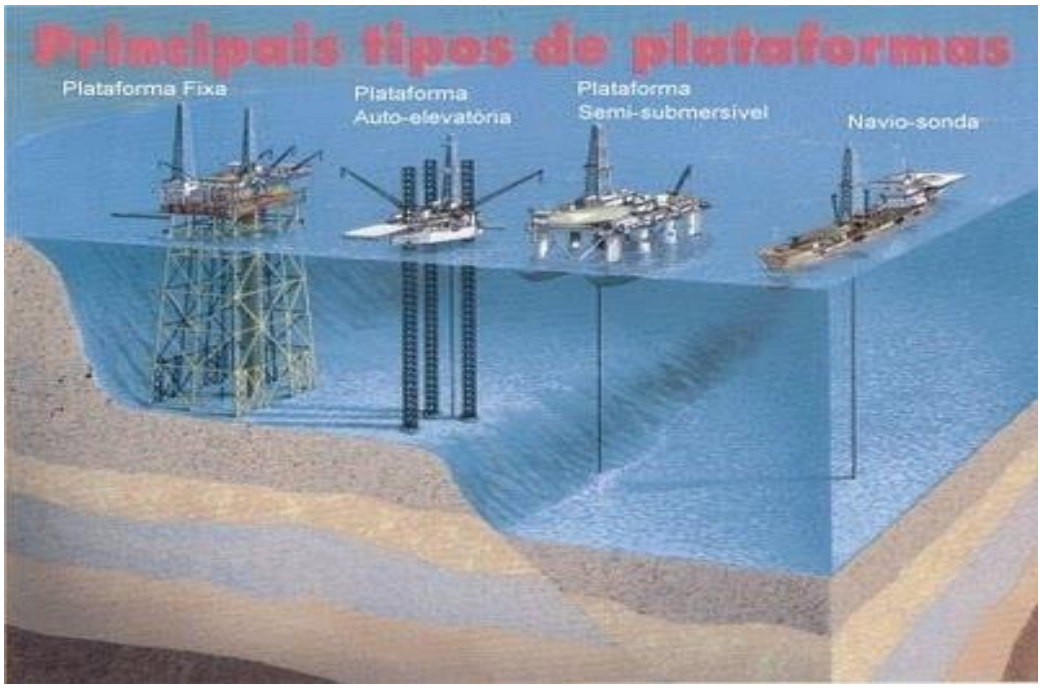


Figura 3-1 - *Principais tipos de plataforma offshore (<http://www.coopetroleo.com.br/ptp.htm>)*

Segundo Bourgoyne (1991) a perfuração de um poço de petróleo no mar é realizada através de uma sonda marítima, sendo esta ligada à cabeça de poço por meio do *riser* de perfuração. Os principais equipamentos na fase de perfuração marítima sob a sonda são principalmente o *riser* de perfuração, fluidos, revestimentos e tubos da coluna de perfuração, o LMRP (*Low Marine Riser Package*) e o BOP (*Blowout Preventer*).

O método de perfuração percussiva basicamente golpeia as rochas com uma broca de aço com movimentos alternados ocasionando o esmagamento. Na perfuração rotativa, o movimento de rotação perfura as rochas e o peso da broca é aplicado na extremidade de uma coluna de

perfuração à qual consiste de comandos e tubos de perfuração. Os cascalhos da rocha são retirados constantemente através de um fluido de perfuração ou lama. Ao atingir uma determinada profundidade, a coluna de perfuração é retirada do poço e uma coluna de revestimento de aço de diâmetro inferior ao da broca, é descida ao poço. O espaço anular entre os tubos de revestimento e as paredes do poço é cimentado com a finalidade de isolar as rochas que invadem o poço, permitindo então, o avanço. Após a operação de cimentação, a coluna de perfuração é novamente descida ao poço, tendo na sua extremidade uma broca de diâmetro menor do que a do revestimento para dar continuidade ao processo. (Lima, 1987).

Os fluidos de perfuração, também chamados de lama, podem ser misturas de sólidos, líquidos (óleos, água e outros), além de produtos químicos e gases; porém, essas misturas dependem do tipo de formação a ser perfurada, da faixa de temperatura e da pressão do poço, além de uma possível restrição devido ao meio ambiente (proibido o uso de fluido à base de óleo diesel em operações marítimas). A principal função dos fluidos de perfuração é de sustentar as paredes do poço, limpá-lo dos cascalhos perfurados pela broca, levando-os para a superfície, inibir a reatividade de formações argilosas, evitar danos à formação, esfriar a broca, minimizar os problemas de torque e arraste, garantir segurança operacional e proteção ao meio ambiente, evitar corrosão da coluna e equipamentos de superfície. (Lima, 1987)

Os equipamentos de perfuração, montados na sonda de perfuração, podem ser agrupados em sistemas segundo a sua função na operação. Os principais sistemas são: de sustentação de carga; de geração e transmissão de energia; de movimentação de carga; de rotação; de circulação; de segurança do poço e de subsuperfície. (Bourgoyne, 1991)

O sistema de sustentação de carga é composto pela torre que suporta a carga referente à coluna de perfuração, além do peso da lama. O sistema de geração e transmissão de energia é gerado por meio de turbinas a gás, principalmente sondas marítimas ─ se houver produção de gás ─ e na terra, geralmente são os motores a diesel. (Lima, 1987)

O sistema de circulação permite o fluxo e o tratamento do fluido de perfuração. A circulação normal do sistema acontece quando o fluido é bombeado na coluna de perfuração até a broca, retornando pelo espaço anular com os cascalhos até a superfície, permanecendo em tanques e após o tratamento, o fluido pode ser reutilizado. (Bourgoyne, 1991)

O sistema de movimentação de carga é baseado na movimentação das colunas de perfuração, de revestimento e do *riser*. Os principais equipamentos são: o guincho, blocos de

coroamento, catarina, cabo de perfuração, gancho e o elevador. O guincho composto por tambor principal, tambor auxiliar, freios, molinetes e embreagens, tem a função de acionar o cabo de perfuração movimentando as cargas dentro do poço. Os blocos de coroamento são formados por polias em linha e suportam todas as cargas que são transmitidas por esse cabo. A catarina apresenta um conjunto de polias móvel que fica suspenso pelo cabo de perfuração. Na parte inferior encontra-se o gancho que possui um sistema de amortecimento para evitar que os movimentos se propaguem para a catarina. O referido cabo permite a movimentação das cargas, e em geral está conectado ao tambor do guincho passando pelo bloco de coroamento, pela catarina e fixado à âncora. O elevador é utilizado para a movimentação dos tubos de perfuração e comandos. (Lima, 1987)

O sistema de rotação pode ser dividido em três tipos: mesa rotativa, *top drive* e motor de fundo. O sistema de rotação convencional utiliza a mesa rotativa que transmite a rotação para a coluna de perfuração e permite o livre deslizamento do *kelly* no seu interior. O *kelly* é o elemento que transmite a rotação da mesa rotativa à coluna de perfuração. O *swivel* é o elemento que separa os elementos rotativos dos elementos do sistema de movimentação de carga, apresentando uma parte imóvel e outra que permite rotação. O fluido de perfuração é injetado no interior da coluna através do *swivel* (cabeça de injeção). (Lima, 1987)

O sistema de rotação que utiliza o *top drive* fica localizado no topo da coluna de perfuração, dispensando a presença da mesa rotativa. Na perfuração realizada por um motor de fundo, geralmente hidráulico e que está localizado acima da broca, a coluna de perfuração não movimenta, havendo rotação somente da broca. Por isso esse método é muito utilizado em perfurações de poços direcionais. (Bourgoyne, 1991)

O sistema de segurança do poço tem a função de fechá-lo e controlá-lo em casos de *blowout* ou *kicks,* e tem como elementos principais o BOP e a cabeça de poço. *Kick* é o fluxo inesperado e indesejado de fluido da formação para o poço. *Blowout* é o fluxo descontrolado de fluidos da formação para a superfície, devido ao desequilíbrio entre a pressão hidrostática da lama e a pressão da formação. O BOP é um conjunto de válvulas que permite o fechamento do poço em casos de *kicks,* sendo que sua cabeça do poço é constituída por vários equipamentos que permitem a vedação das colunas de revestimento. (Lima, 1987)

O sistema de subsuperfície tem como seu principal equipamento a coluna de perfuração que tem a função de transferir o peso e o torque para a broca no momento da perfuração do poço.

Esta tem como seus principais elementos os comandos, tubos pesados e tubos de perfuração. Os comandos são tubos de aço com grande espessura, tendo a função de fornecer peso para a broca e rigidez para a mesma. Os tubos pesados têm a função de promover a transição entre os comandos e os tubos de perfuração, diminuindo a possibilidade de falha por fadiga. Os tubos de perfuração são tubos de aço sem costura, tratados internamente com aplicação de resina para a diminuição do desgaste interno. (Bourgoyne, 1991)

As brocas são equipamentos que estão na extremidade da coluna de perfuração e são responsáveis pela perfuração da rocha, podendo ser classificados como brocas com partes móveis e sem partes móveis, sendo selecionada de acordo com o tipo de formação a ser perfurada. (Lima, 1987)

3.1. Sistema de Perfuração

Os *risers* de perfuração são utilizados juntamente com os navios de perfuração ou as plataformas semissubmersíveis. Com o aumento das lâminas d'água, a integridade do *riser* de perfuração é uma questão crítica e que deve ser estudada. Para garantir a integridade desses *risers,* uma série de análises são necessárias como, por exemplo, análise de VIV, análise de forças, análise de fadiga e outras. (Bai e Bai, 2005)

A Figura 3-2 mostra um sistema de *riser* marítimo e seus equipamentos associados; ao longo deste trabalho serão descritos os principais equipamentos para esse estudo.

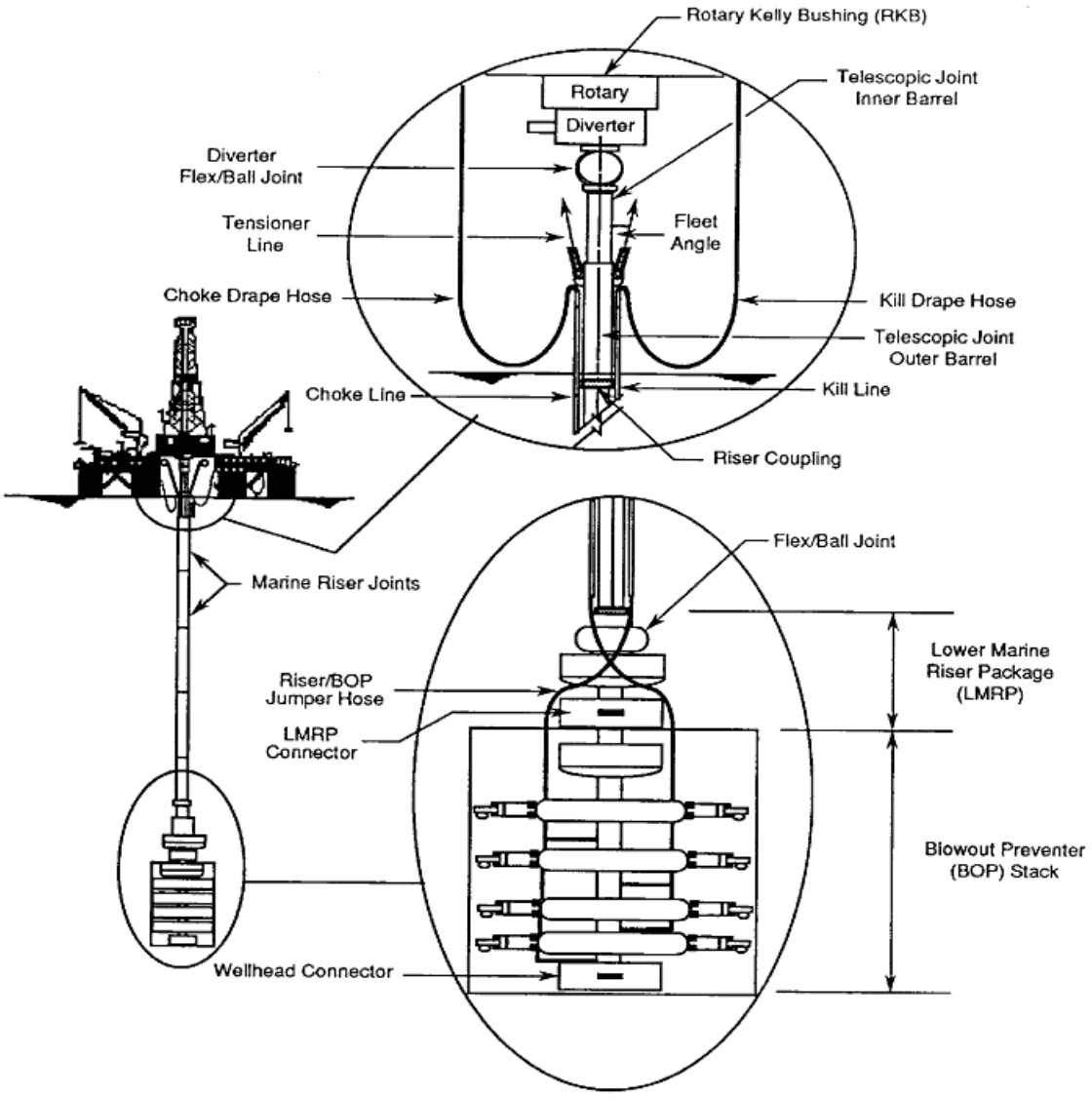


Figura 3-2 - *Sistema de riser marítimos e equipamentos associados (API RP 16Q, 1993)*

Em inglês, *marine riser*, é o que chamamos de *riser* marítimo, que é um duto condutor responsável por conectar a cabeça de um poço de petróleo à sonda de perfuração. Essa estrutura *offshore* será o principal objeto de estudo desse trabalho, portanto, é importante conhecer suas principais partes e funcionalidades. Segundo a norma API RP 16Q (1993), o *riser* é responsável pela comunicação entre a cabeça do poço e a plataforma e, em condições normais, esta comunicação é realizada através do espaço anular e por meio das linhas de *choke* e *kill* quando o conjunto do BOP está sendo utilizado para o controle do poço. O espaço anular está entre o *riser* e a coluna de perfuração. A coluna de perfuração tem a função de transmitir o movimento

rotacional que irá perfurar a rocha, e também de fornecer peso sobre a broca que é transmitida para as rochas para promover sua ruptura.

O *riser* de perfuração é composto por juntas (segmentos de duto) que são conectadas entre si, e podem ser rosqueadas ou parafusadas. Essa conexão das juntas é feita a bordo da sonda, no *drill floor* (deck de perfuração), sendo então descidos no mar. As principais funções do sistema de *riser* de perfuração são de guiar as ferramentas para a entrada no poço, além de circular o fluido de perfuração do poço até a sonda pelo espaço anular, incluindo a função de suportar as linhas de *choke* e *kill*.(API RP 16Q, 1993)

As linhas auxiliares são os condutores que estão fixados lateralmente na parte externa ao duto principal; *riser* de perfuração, em geral, são utilizados para circular fluido para dentro e para fora do poço. (API RP 16Q, 1993) A Figura 3-3 apresenta uma junta de *riser* de perfuração de alumínio que suporta as linhas de *choke* e *kill* e as linhas auxiliares.

Figura 3-3 - *Riser de perfuração e linhas auxiliares (<http://www.akersolutions.com/en/Global-menu/Media/Press-Releases/All/2012/Aker-Solutions-wins-drilling-riser-contract1/>)*

A linha de *choke* ou linha de estrangulador é um pequeno tubo de alta pressão localizado externamente no *riser* de perfuração. Esta linha é bastante utilizada durante as operações de controle do poço, na qual o fluido escoa para fora pela linha de *choke* fazendo com que o poço produza. (API RP 16Q, 1993)

As linhas de *kill* ou linha morta é também um pequeno tubo localizado externamente no *riser* de perfuração e tem o objetivo de parar o fluxo do poço devido à sua baixa pressão. A principal função é circular o fluido do reservatório para fora ou bombear lama de maior densidade por ela. (API RP 16Q, 1993)

A linha *mud boost,* ou linha de lama, é um pequeno tubo conectado ao LMRP localizado logo acima da junta flexível que injeta fluido suplementar da superfície e, desse modo, permite

aumentar a velocidade da lama de retorno no *riser* para ajudar na circulação dos fragmentos de cascalho para o *riser* de perfuração. (API RP 16Q, 1993)

A linha *hydraulic supply,* ou linha hidráulica, é um pequeno tubo que conecta a plataforma ao BOP e fornece fluido de operação ao sistema de controle para LMRP e o BOP. (API RP 16Q, 1993)

Os flutuadores são equipamentos conectados na parte externa das juntas do *riser* de perfuração e têm como função reduzir a tração no topo diminuindo, assim, seu peso submerso. Os flutuadores são geralmente fabricados de uma espuma sintética. Em geral, os flutuadores são instalados em pares ao redor do *riser* e apresentam cortes para acomodar as linhas auxiliares. A Figura 3-4 apresenta um flutuador em uma junta de um *riser* de perfuração. (Bai e Bai, 2005)

Figura 3-4– *Riser de perfuração e flutuadores (<http://www.risersinc.com/>)*

A junta telescópica tem como principal função compensar os movimentos translacionais relativos entre a plataforma e o *riser* de perfuração. Em sua composição física, em geral, ela é bipartida, sendo composta por uma camisa externa e um mandril, que se movimentam independentemente. A camisa externa é conectada ao *riser* de perfuração e ao sistema de tensionamento por meio do *slip ring,* e a camisa interna é conectada à sonda. (API RP 16Q, 1993)

As juntas flexíveis são uma das principais partes de um sistema de *riser* de perfuração, têm a função de permitir desalinhamento angular entre o *riser* e o BOP reduzindo o momento de flexão no *riser;* além disso*,* são instaladas no topo do *riser* para permitir movimentos de sonda. Porém, em alguns casos são instaladas em nível intermediário, abaixo da junta telescópica, para diminuir as tensões no *riser*. (API RP 16Q, 1993)

O LMRP (*Lower Marine Riser Package*) tem a função de desconectar o *riser* do *BOP*, e de controlar as funções do BOP por meio do *control pod*. Tubos flexíveis permitem o fluxo de lama ao redor da junta flexível para as linhas de *choke* e *kill*. O LMRP é composto por um adaptador do *riser* (*riser adapt*), juntas flexíveis, *subsea control pod*, conector hidráulico que faz a conexão do *riser* de perfuração ao BOP. (API RP 16Q, 1993).

O sistema de tensionamento tem o objetivo de aplicar tração vertical no topo do *riser* de perfuração e controlar suas tensões e deslocamentos, pois sem este sistema de tensionamento o *riser* falharia por compressão (flambagem). No entanto, a unidade flutuante apresenta movimentos verticais e laterais em resposta às ondas, corrente e vento; os tensionadores tendem a variar a tração axial até 20% de um para outro, porém, o mais comum é de 5% a 10%. As unidades de tensionamento são conectadas à sonda, em torno do *drill floor*, e à junta telescópica por meio do *slip ring*. (API RP 16Q, 1993)

O hidraulic *spider ou* "aranha" hidráulica está localizado no *drill floor*; este equipamento tem a função de manusear o *riser*, e suportar o peso do *riser* de perfuração, do LMRP e do BOP durante sua descida ou retirada. A coluna do *riser* de perfuração é suportada pelo hidraulic *spider* enquanto a próxima junta é conectada ou desconectada.

O *gimbal* tem a função de compensar os movimentos de *heave* da embarcação na instalação/desinstalação das juntas e também para diminuir o momento fletor no topo do *riser; é,* também, utilizado junto com o *spider*.

3.2. Comportamento Estático e Dinâmico

Em termos do comportamento mecânico, um problema de *riser* de perfuração pode ser representado por uma viga esbelta submetida a carregamentos lateral e axial. A equação (3.1) descreve a equação que governa o comportamento em linha de um elemento de viga infinitesimal de um *riser* vertical submetido a carregamento ambiental, (Chakrabarti, 1982),

$$\overbrace{\frac{\partial^2}{\partial s^2}\left(EI\frac{\partial^2 x}{\partial y^2}\right)}^{1}\underbrace{-(T+P_oA_o-P_iA_i)\frac{\partial^2 x}{\partial y^2}}_{2}=\overset{3}{\vec{N}}+\underbrace{\left(\gamma_s\left(A_o(z)-A_i(z)\right)+\gamma_oA_o-\gamma_iA_i\right)\frac{\partial x}{\partial y}}_{4} \qquad \textbf{(3.1)}$$

onde E é o módulo de Young, I é o momento de inércia, T é a força axial, P_o é a pressão externa, P_i é a pressão interna, A_o é a área externa do *riser* (incluindo a espessura), A_i é a área interna do

riser (excluindo a espessura), A é a área da seção transversal do *riser* ($= A_o - A_i$), γ_o é a densidade do fluido externo, γ_i é a densidade do fluido interno, γ_s é a densidade do *riser* e *N* é a força externa. Os termos da equação (3.1) representam: (1) rigidez à flexão do *riser* devido a propriedades do material do *riser*, (2) a tração efetiva (3) forças externas atuantes no comprimento infinitesimal e (4) o empuxo. O Apêndice A mostra detalhadamente os fundamentos desse método aplicado.

A solução da equação (3.1), que representa apenas um elemento infinitesimal, pode ser obtida resolvendo o problema através das equações diferenciais parciais; porém, o *riser* é composto por um conjunto desses elementos, então, terá um conjunto de equações.

A partir do método de elementos finitos e do método de Resíduos Ponderados, em especial o método de Galerkin, transforma-se a equação (3.1) de um elemento de viga infinitesimal para uma equação matricial que engloba todos os elementos do *riser*, discretizado.

Através das matrizes elementares de um elemento de viga infinitesimal é gerada a matriz global do *riser* utilizando o procedimento de montagem das matrizes.

A equação (3.2) segundo Mourelle (1993) representa a forma matricial da equação estática, onde [K] é a matriz de rigidez, {x} é o vetor deslocamento e {R} é o vetor de cargas externas aplicadas na estrutura.

$$[K]\{x\} = \{R\} \tag{3.2}$$

Uma maneira de incluir os efeitos da não linearidade geométrica é considerar $[K_L]$ como a matriz de rigidez linear, $[K_G]$ como a matriz de rigidez geométrica ou não linear.

$$[K_L + K_G]\{x\} = \{R\} \tag{3.3}$$

Considerando pequenas deflexões e rotações, a solução é obtida a partir da inversão da matriz de rigidez, uma vez que a matriz $[K_G]$ pode ser desprezada, então temos:

$$\{x\} = [K]^{-1}\{R\} \tag{3.4}$$

Por outro lado, considerando o *riser* sujeito a grandes deflexões e rotações, temos que a matriz de rigidez geométrica requer uma atualização; sendo assim, o método de resolução do sistema deve ser um método iterativo. Assim, na primeira iteração supõe-se que o esforço axial é nulo, coincidindo com a solução linear. Numa segunda iteração e, a partir dos esforços axiais

obtidos do deslocamento x, a matriz de rigidez geométrica [K_G] é atualizada. Desse modo, procede-se um novo cálculo de deslocamentos e esforços axiais. O processo iterativo será interrompido quando a diferença de deslocamento entre a iteração atual e a anterior for inferior a um determinado critério de convergência. Neste caso, o método de Newton-Raphson foi utilizado, além disso, adotou-se o procedimento de cargas incrementais para garantir e facilitar a convergência. (Mourelle, 1993)

A base da dinâmica do *riser* é análoga ao sistema massa-mola-amortecedor. Dessa maneira, o *riser* é dividido em elementos de viga infinitesimais e a cada extremidade do elemento (nós) possui 6 graus de liberdade. Assim, as matrizes de massa, de rigidez e de amortecimento estrutural são consideradas na solução numérica da equação do comportamento do *riser*, no domínio do tempo.

A definição das forças hidrodinâmicas em estruturas *offshore* é a principal tarefa de um projeto. Descrever analiticamente a natureza aleatória das ondas e determinar o carregamento provocado na estrutura é muito difícil. Porém, existem duas teorias que descrevem esse fenômeno de interação, com resultados bons no cálculo desses carregamentos, tanto em testes de laboratório como em medições no mar, estas duas teorias são: Equação de Morison e Teoria da Difração.

A equação de Morison pode ser utilizada quando a estrutura é pequena em comparação ao comprimento da onda e é dividida por dois componentes de força que atuam sobre a estrutura: uma devido ao arraste e a outra devido à inércia, que agem simultaneamente sobre a estrutura. Por outro lado, quando as dimensões da estrutura são aproximadas ao comprimento de onda é recomendado o uso da Teoria da Difração.

Na equação de Morison, o princípio da força de inércia está na quantidade de movimento que uma partícula de água carrega consigo. Quando essa partícula passa pelo cilindro ela é acelerada e, em seguida, desacelerada, necessitando de uma força para alterar esse movimento, e a diferença de pressão criada pela passagem do fluxo ao redor do cilindro causa a força de arrasto.

A formulação mais comum da equação de Morison para o *riser* é aquela em que este, oscila na presença de um campo de corrente e onda, e pode ser escrita da seguinte maneira:

$$f = A_l\dot{u} + C_A A_l(\dot{u} - \ddot{x}) + C_D A_D|u + U_c - \dot{x}|(u + U_c - \dot{x}) \qquad \textbf{(3.5)}$$

onde f é a força por unidade de comprimento, $\dot{x}$ é a velocidade do cilindro, $\ddot{x}$ é a aceleração do cilindro, C_M é o coeficiente de inercia, $C_A = C_M - 1$ é o coeficiente de massa adicional, C_D é o coeficiente de arrasto, A_l é a área de inércia, $\dot{u}$ é a aceleração da partícula de água, u é a velocidade da partícula de água, U_c é a velocidade da corrente e A_D é a área de arrasto.

A equação (3.6) representa um elemento de viga infinitesimal do *riser* de perfuração submetido aos carregamentos de onda, corrente e os movimentos da plataforma ao longo do tempo. A dedução da equação de equilíbrio do comportamento dinâmico é mostrada no Apêndice B. (Chakrabarti, 1982),

$$\overbrace{\left[\frac{\partial^2}{\partial^2 z}\left(EI\frac{\partial^2 x}{\partial^2 z}\right)\right]}^{\text{a}} \underbrace{-\left(T(z) + A_0(z)P_0(z) - \mathrm{A}_i(z)P_i(z)\right)\frac{\partial^2 x}{\partial^2 z}}_{\text{b}} \overbrace{-\left[\gamma_S\left(A_o(z) - A_i(z)\right)\gamma_i A_i(z) - \gamma_o A_o(z)\right]\frac{\partial x}{\partial z}}^{\text{c}} \underbrace{+b(z)\dot{x}}_{\text{d}} \overbrace{-m_x\ddot{x}}^{\text{e}} = \underbrace{F_{xs}}_{\text{f}} \qquad \textbf{(3.6)}$$

onde b é o amortecimento estrutural, $\dot{x}$é a velocidade da estrutura, m_x é a massa total do elemento de viga, $\ddot{x}$ é a aceleração da estrutura e F_{xs} é a intensidade de força por unidade de comprimento, e os demais termos foram apresentados na equação do comportamento estático. Cada termo representa: a) resistência a carregamento lateral resultante da rigidez de flexão do *riser*, EI(z); b) carregamento lateral resultante devido à força axial, T(z), na área da parede do *riser,* mais o carregamento horizontal a partir da pressão dos fluidos internos e externos; c) A taxa de variação da pressão do fluido interno e externo, isto é, densidade do fluido γ_o e γ_i, provoca um carregamento lateral devido à inclinação do *riser*; d) o amortecimento da estrutura pelo produto da velocidade; e) resistência inercial do *riser* a um carregamento lateral e f) intensidade de força horizontal aplicada.

O problema que ocorre na equação de equilíbrio do comportamento estático do *riser* é semelhante para o comportamento dinâmico, portanto, é realizado o mesmo procedimento para transformar uma equação diferencial em um conjunto de equações matriciais. No entanto, para o caso estático bastava gerar a matriz de rigidez utilizando o método de Galerkin, entretanto, na equação dinâmica o mesmo método será utilizado para gerar a matriz de massa consistente, e a matriz de amortecimento é uma ponderação das matrizes de rigidez e de massa.

Através das matrizes elementares de um elemento de viga infinitesimal é gerada a matriz global do *riser* utilizando o procedimento de montagem das matrizes.

Entretanto, realizadas todas as transformações necessárias têm-se que o comportamento dinâmico de um *riser* na forma de uma equação matricial pode ser representado da seguinte maneira:

$$[M]\{\ddot{x}\} + [B]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = \{f\} \tag{3.7}$$

onde[M]é a matriz de massa do *riser*, [B] é a matriz de amortecimento do *riser*, [K] é a matriz de rigidez, {f} é o vetor força externo e {x} é o vetor deslocamento do *riser*, {ẋ} é o vetor velocidade do *riser* e {ẍ} é o vetor aceleração do *riser*.

A resolução da equação (3.7) se dá pelo método de integração direto HHT como mostra o Apêndice C. No entanto, uma vez que se podem considerar os incrementos de deslocamentos entre cada iteração pequenos, as matrizes de rigidez geométrica e de massa são atualizadas apenas a cada passo de tempo. Neste caso, o método de Newton-Raphson também foi aplicado. A solução dessa equação permite a obtenção do comportamento dinâmico da estrutura que, por sua vez, permite a estimativa dos esforços e tensões atuantes no sistema.

Segundo Torres et al (2001), o histórico de tempo das tensões, S(t), foram gerados em um pós-processador de fadiga aleatória, com base nos resultados da análise no domínio do tempo não linear executada pelo programa tridimensional, cuja resultante das forças nas extremidades de cada segmento de *riser* foram aumentadas por meio dos fatores de concentração de tensão, como segue a equação abaixo:

$$S(t) = \pm SCF_Y \frac{M_Y(t)}{I_Y} X_i \pm SCF_X \frac{M_X(t)}{I_X} Y_i + \frac{T_z(t)}{A} \tag{3.8}$$

onde $M_Y(t), M_X(t)$ são os momentos em y e x devido à flexão no tempo t, I_Y, I_X são os momentos de inércia em y e x, SCF_Y, SCF_X são os fatores de concentração de tensão em y e x, Y_i, X_i são as distâncias do centro da área da seção transversal A aos eixos y e x, e $T_z(t)$ é a força axial.

3.3. Fadiga no Riser

Fadiga é um tipo de falha mecânica, causada pela aplicação repetida de carregamentos variáveis, sendo caracterizada pela geração e propagação lenta e gradual de trincas que levam à ruptura e ao colapso súbito do componente. (DNVRPF204, 2010) Em geral, as tensões máximas

estão abaixo do limite de resistência do material, e quase sempre, até abaixo do limite de escoamento. Esse tipo de falha é marcado pelas tensões que foram repetidas muitas vezes, logo, diz-se que a falha se dá por fadiga. (Shigley, 1984)

A vida à fadiga do *riser* é alterada por diversos fatores como: tipo de carregamento (uniaxial, flexão, torção), frequência dos carregamentos cíclicos, o histórico do carregamento, as dimensões da estrutura, falhas no material, métodos de fabricação, presença de corrosão, temperatura etc.

Os carregamentos ambientais que atuam no *riser* e serão considerados no cálculo de fadiga são onda, corrente e o movimento induzido da plataforma.

O mecanismo de geração da fadiga é dividido em três fases: nucleação, propagação da trinca e ruptura. A ruptura pode ser tratada por diferentes abordagens, porém, apenas duas são as mais citadas pela literatura, sendo elas: a mecânica da fratura e a curva S-N. A mecânica da fratura estuda os processos mecânicos que acarretam a propagação da trinca, diminuindo a resistência do material e ocasionando a ruptura. (DNV RP F204, 2010).

A curva S-N consiste em um teste de um corpo de prova de um material específico que, para um determinado ciclo de tensão aplicado, sofrerá a ruptura em um determinado número de ciclos; porém, para que a curva S-N seja construída é necessário variar esse ciclo de tensão para se obter números de ciclos de falha que formaram a curva.

No entanto, os *risers* são compostos, por um conjunto de tubos conectados; assim, por essa razão os testes são realizados em juntas tubulares. Estas juntas também mostram maior possibilidade de redistribuição das tensões, como o crescimento de uma trinca. Assim, uma trinca pode crescer ao longo da espessura e também ao longo de uma parte da junta antes de ocorrer uma ruptura durante o teste.

Esses testes estão muito próximos do comportamento real dessa estrutura, portanto, esse critério de falha utilizando a curvas S-N para as juntas tubulares corresponde, aproximadamente, aos pontos de ruptura. DNV RP C203 (2010).

A Figura 3-5 mostra a curva S-N para as diferentes categorias, que são listadas pela norma DNV RP C203 (2010), e para as estruturas *offshore* sujeitas às condições ambientais adversas adota o número de ciclos maior que 10^6. A curva S-N apresentada tem em suas coordenadas a faixa de tensão (MPa) pelo número de ciclos de falha; este número é fundamental para o presente estudo.

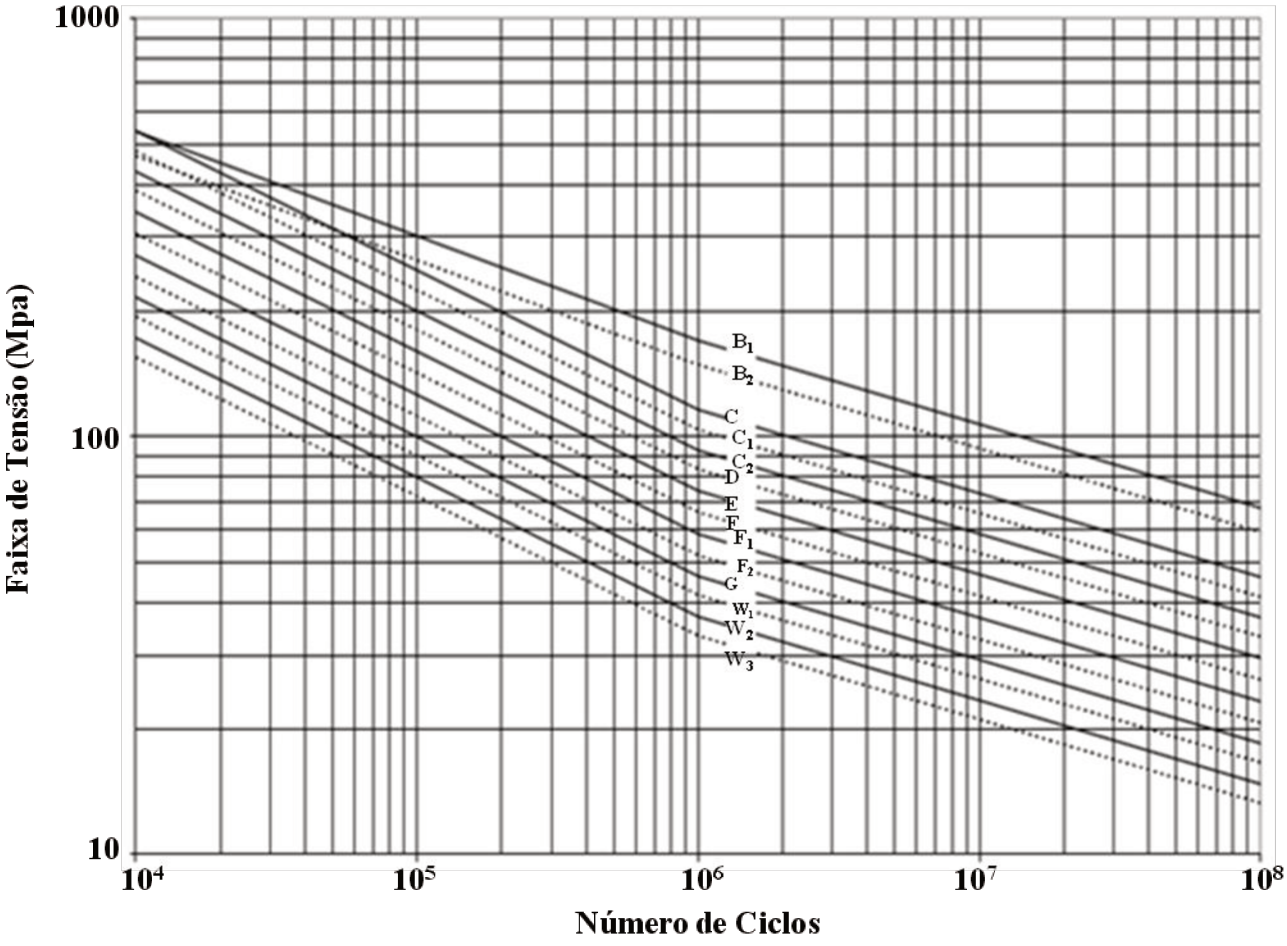


Figura 3-5 - *Curva S-N no mar com proteção catódica (Adaptado de DNV RP C203, 2010)*

A Figura.3-6 mostra um gráfico para conexões tubulares sujeitas a carregamentos cíclicos regulares, na qual a posição ordenada se encontra a faixa de tensão cíclica, e na posição da abcissa temos o número de cíclicos de tensão permissíveis paras as curvas X e X'. A curva X' é utilizada para conexões tubulares com espessura inferior a 16 mm e para a curva X superiores a 25 mm; devido aos fatores de segurança será utilizada a curva X' como sugere a norma API 2A LRPD, 1997 para o presente estudo**.** E segundo INTEC (2006a), os cálculos serão baseados na curva X'.

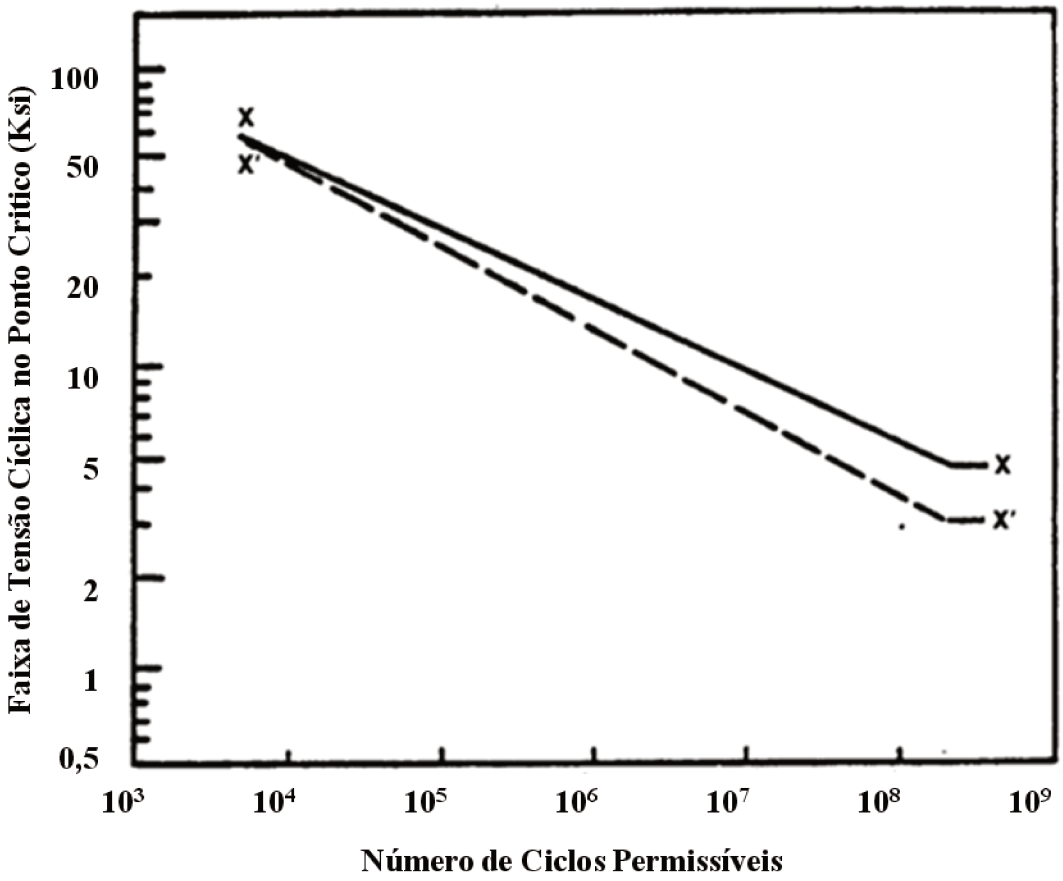


Figura.3-6 - *Curvas S-N para X e X' (Adaptado de API 2A LRPD, 1997)*

O método *rainflow* consiste na contagem de ciclos do histórico de tensão pelo tempo para contar os ciclos ou meio ciclo de *stress-time*. A contagem é baseada sobre o comportamento *tensão-deformação* do material.

Quando a resposta do histórico de tempo é irregular, a contagem de ciclos é utilizada para decompor o histórico de tempo irregular para tensões equivalentes de blocos de carregamentos. O número de ciclos em cada bloco é geralmente armazenado em um histograma de faixas de tensão. Isto pode ser utilizado no cálculo do dano acumulado de *Palmgren Miner* para obter a vida à fadiga, (Lalanne, 2010). A estrutura marítima, no entanto, irá experimentar um histórico de carga de um processo de natureza aleatório (onda e corrente).

O desenvolvimento de danos por fadiga sob carregamento aleatório é, em geral, denominado dano cumulativo. Várias teorias para o cálculo do dano cumulativo a partir de dados da curva S-N podem ser encontrados na literatura. No entanto, o método *Miner* provou ser o melhor entre qualquer outro método, e muito mais simples. Assim, praticamente todos os projetos

de estruturas de aço (pontes, guindastes, estruturas marítimas etc) baseiam-se nesse procedimento.

O pressuposto básico no método da soma *Miner* é que o dano sobre a estrutura de cada ciclo de carga é constante para uma dada variação de tensão. (Almar-Naess, 1999)

A Regra de *Miner*, portanto, consiste em calcular a soma das frações de vida à fadiga do corpo de prova consumido para cada ciclo, e a cada nível de tensão em que os danos correspondem a um ciclo de tensão. É, portanto, uma lei linear independente do nível de tensão e sem interação. (Miner,1945)

3.4. Dano Total à Fadiga

Segundo INTEC *Engineering* (2006a) o procedimento empregado para avaliar a confiabilidade de fadiga em uma estrutura *offshore* envolve três passos essenciais.

O primeiro passo é a coleta de dados e caracterização, que envolve a compilação e a representação estatística dos dados de onda e outras condições ambientais aplicáveis para uma localização particular da estrutura *offshore*. Este passo é a base para o cálculo dos carregamentos estruturais *offshore*, que são tipicamente de natureza aleatória.

O segundo passo é o cálculo das respostas estruturais através da aplicação dos carregamentos aleatórios calculados anteriormente para um modelo estrutural representativo.

O último passo são os resultados das tensões e deformações, que são usadas no cálculo das medidas de dano à fadiga. A confiabilidade estrutural é estimada com base no cálculo de dano à fadiga.

Segundo Akpan et. al. (2007) o dano à fadiga resultante dos carregamentos de amplitude aleatória ou variável são os mais aplicáveis para estruturas *offshore*. O dano à fadiga pode ser calculado a partir de vários métodos. Fundamentalmente todos assumem que o comportamento à fadiga em um carregamento de amplitude constante pode ser descrito como:

$$N(S)^m = K \tag{3.9}$$

onde S é a tensão, N é o número de ciclos para a falha, m é o expoente da curva S-N e K é a constante relativa a curva S-N.

Os detalhes dos efeitos das tensões médias para avaliação da vida útil à fadiga podem ser em outras (Torres et. al., 1995).

Seja i = 1, 2, 3,... , então, a partir daí segue-se que o número de ciclos para a falha é dado por

$$N_i = \frac{K_i}{(S_i)^m} \tag{3.10}$$

Essa relação é normalmente referenciada como *stress-life* ou a abordagem da curva S-N. A abordagem da curva S-N é normalmente utilizada na conjunção da regra *Palmgren Miner*, uma regra de acumulação do dano linear que sugere que a fração do dano acumulado, D_i, gerado a partir de n_i ciclos de faixa de tensão S_i é dado por

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \tag{3.11}$$

Considerando uma estrutura *offshore* sujeita a carregamentos durante um estado de mar *j* de um prazo de tempo T_j, o número total de ciclos de tensão durante o estado de mar *j* é dado por $(N_{tt})_j$ onde

$$(N_{tt})_j = \sum_{i=1}^{NSRj} n_i \tag{3.12}$$

A partir das equações (3.10), (3.11) e (3.12) segue que o dano total acumulado durante um estado de mar *j* é dado por

$$D_j = \sum_{i=1}^{NSRj} D_i = \sum_{i=1}^{NSRj} \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{NSRj} \frac{n_i (S_i)^m}{K} = \frac{1}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} n_i (S_i)^m = \frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} \frac{n_i (S_i)^m}{(N_{tt})_j} \tag{3.13}$$

Definindo f_i como a probabilidade de uma única faixa de tensão dentro do estado de mar j teria magnitude S_i (isto é, a fração dos ciclos de tensão total de um dado estado de mar que são aplicados na faixa de tensão S_i),

$$(f_i)_j = \left(\frac{n_i}{N_{tt}}\right)_j \tag{3.14}$$

onde

$$\sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j = 1 \tag{3.15}$$

Seguindo da equação D_j que o dano total acumulado durante o estado de mar j pode ser também calculado usando a seguinte relação

$$D_j = \sum_{i=1}^{NSRj} D_i = \frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j (S_i)_j{}^m \tag{3.16}$$

A função $\phi = f_i$ $(i=1,2,3,...,NSR_j)$ define a curva de densidade de probabilidade (ou histograma) para as faixas de tensões aplicadas associadas a cada estado de mar.

Cada estado de mar relevante será aplicado para a estrutura, resultando na acumulação do dano à fadiga em uma dada localização crítica. O dano acumulado devido a um único estado de mar será calculado usando a abordagem determinística.

A fadiga do dano acumulado durante uma série de estados de mar relevantes não é dependente apenas da distribuição de tensões aplicadas dentro de cada estado de mar, mas também sobre a frequência relativa de ocorrência dos estados de mar individual ou a probabilidade de ocorrência. A soma de todos os tempos dos estados de mar, T_T, em uma dada localização pode assim ser expressa como

$$T_T = \sum_{j=1}^{NSS} T_j \tag{3.17}$$

T_j é a duração do estado de mar *j* (geralmente expresso em termos do tempo decorrido ou ciclos aplicados) e T_T é a soma de todos os tempos dos estados de mar.

O dano é obtido 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, então, determinamos o dano acumulado total anual, segundo a equação:

$$\sum_{j=1}^{NSS} p_j D_j = \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j (S_i)_j{}^m \right) \quad \textbf{(3.18)}$$

Onde D_j é o dano acumulado durante o estado de mar *j*, f_i e $S_i(i=1,2,3,...,NSR_j)$ definindo a curva de densidade de probabilidade para as tensões aplicadas dentro de cada estado de mar, *NSR* é o número de faixas de tensões aplicadas com cada estado de mar.

A probabilidade de ocorrência associada com cada estado de mar *j* é denotada por p_j e dada pela razão T_j/T_T, onde (j=1,2,3,...,NSS) e NSS representa o número de estado de mar relevante.

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. (Chakrabarti, 2005)

$$D_{tot} = 2920 \sum_{j=1}^{NSS} p_j D_j = 2920 \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j (S_i)_j{}^m \right) \quad \textbf{(3.19)}$$

Nota-se que *m* e *K* são constantes empíricas representando o expoente de resistência à fadiga, e o coeficiente de resistência à fadiga, respectivamente, que pode ser tratado como variáveis aleatórias para refletir a incerteza na capacidade estrutural, nas propriedades do material, e outros. A faixa de tensão S_i é a média das faixas de tensões aplicadas e é tipicamente aleatoriamente distribuída devido às incertezas nos parâmetros ambientais e carregamentos estruturais.

A vida útil de uma estrutura *offshore* pode ser definida pela seguinte equação:

$$VU = \frac{1}{D_{tot}} \quad \textbf{(3.20)}$$

3.5. Teoria da Confiabilidade

O principal objetivo da análise de confiabilidade é quantificar a segurança da estrutura, considerando as incertezas existentes na resistência e nos carregamentos. Uma estrutura está sujeita a falha quando os carregamentos aplicados sobre ela acabam sendo maior que sua resistência.

Sejam a resistência R, e o carregamento S, variáveis aleatórias com distribuição de probabilidade conhecidas, a probabilidade de falha P_f, para R e S contínuas e estatisticamente independentes, esta pode ser calculada através da equação (3.21) (Ang e Tang, 1984).

$$P_f = P(R < S) = \int_0^{\infty} F_R(s) f_S(S) ds \tag{3.21}$$

Onde $F_R(s)$ é a função distribuição acumulada da variável r e $f_S(s)$ é a função densidade de probabilidade da variável s.

As funções de densidade de probabilidade de $f_R(r)$ e $f_S(s)$ estão representadas na Figura 3-7. A sobreposição das curvas $f_R(r)$ e $f_S(s)$ representa uma medida qualitativa da probabilidade de falha. Quanto maior a região de sobreposição das curvas, maior é a probabilidade de falha do sistema. Observa-se o seguinte:

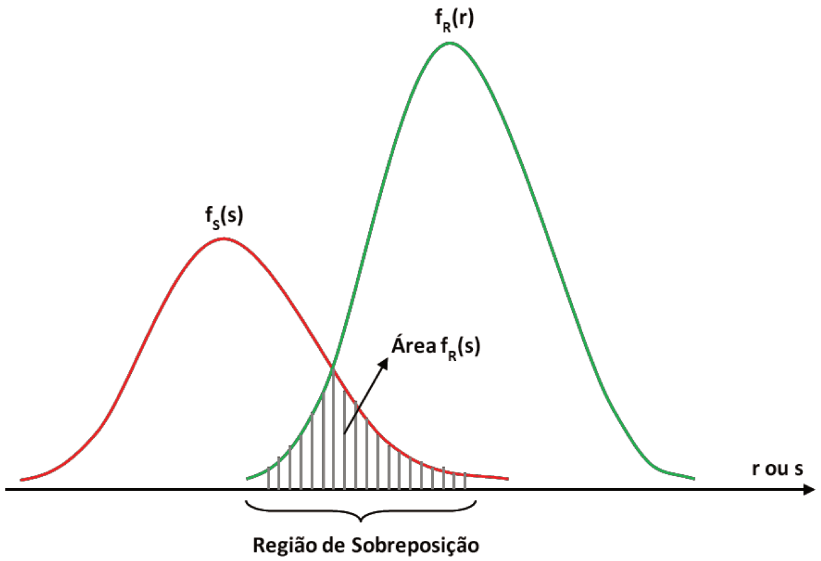


Figura 3-7 - *Função densidade de probabilidade $f_R(r)$ e $f_S(s)$.*

A região de sobreposição também depende do grau de dispersão entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$, considerando ambas funções distribuições normais, em função dos respectivos desvios padrão, conforme ilustra a Figura 3-8. Assim sendo, a variação dos valores médios ou do desvio padrão de uma ou das duas curvas fazem variar a região de sobreposição.

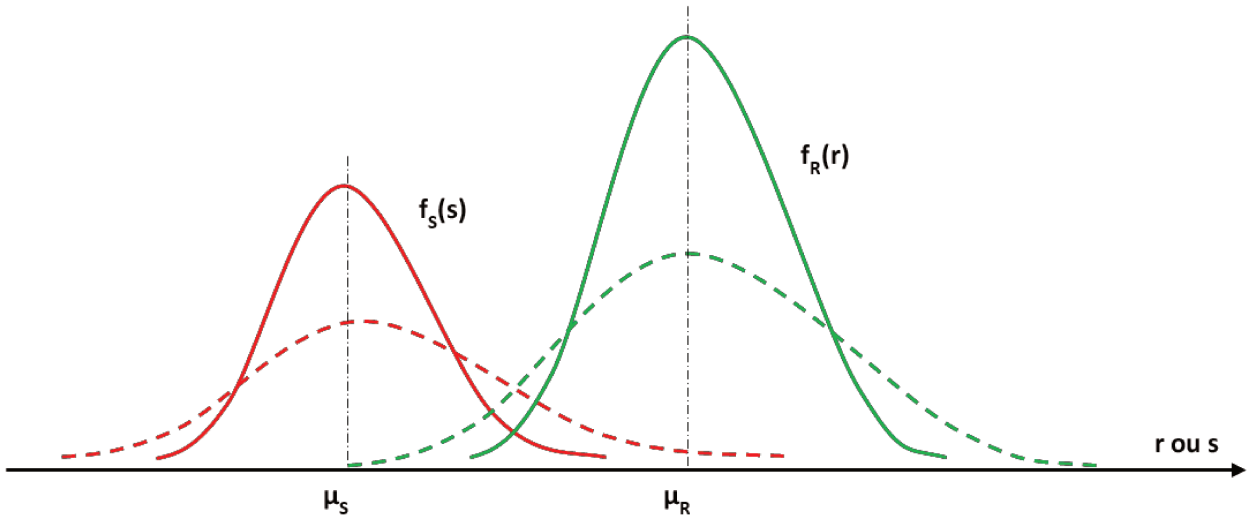


Figura 3-8 - *Efeito da posição relativa entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$ em P_f.*

Na Figura 3-9 nota-se que a região sobreposta depende das posições das curvas $f_R(r)$ e $f_S(s)$. Quando as duas curvas ficam mais afastadas, P_f diminui. Se as duas curvas ficam próximas P_f aumenta. A posição relativa entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$ pode ser medida pela razão μ_R/μ_S, que pode ser chamada de coeficiente de segurança central ou pela diferença $(\mu_S - \mu_R)$ que significa margem de segurança.

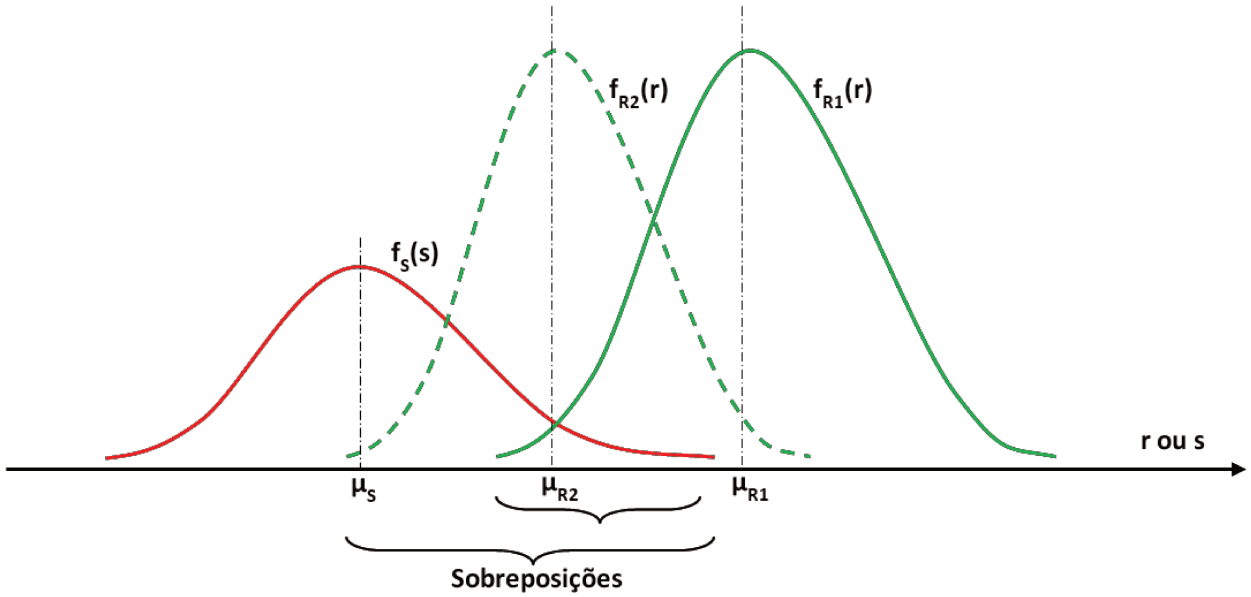


Figura 3-9 – *Efeito da dispersão entre $f_R(r)$ e $f_S(s)$ em P_f.*

Devido a essa razão, qualquer medida correta de segurança ou confiabilidade deveria ser uma função das posições relativas de $f_R(r)$ e $f_S(s)$, como também de suas dispersões.

Nas seguintes figuras: Figura 3-8, Figura 3-9 e Figura 3-10 assume-se que as variáveis aleatórias R e S são estatisticamente independentes. Na maior parte das vezes, essas variáveis podem ser correlacionadas e, neste caso, a probabilidade de falha pode ser expressa em termos da função densidade de probabilidade conjunta,

$$P_f = \int_0^{\infty} \left[\int_0^{s} f_{R,S}(r,s)dr \right] ds \tag{3.22}$$

a confiabilidade correspondente é:

$$P_f = \int_0^{\infty} \left[\int_0^{r} f_{R,S}(r,s)ds \right] dr \tag{3.23}$$

O problema anterior pode ser ainda formulado em termos da margem de segurança:

$$M = R - S \tag{3.24}$$

onde M é uma variável aleatória com função densidade de probabilidade $f_M(m)$

Portanto, o estado de falha da estrutura pode ser definido com (M < 0), enquanto o estado de segurança é (M > 0). O limite separando o estado de segurança e a falha é o estado limite definido pela equação $M = 0$. Logo, a probabilidade de falha poderá ser determinada por:

$$P_f = P[M < 0] = \int_0^{\infty} f_M(m)\, dm = F_M(0) \qquad \textbf{(3.25)}$$

Essa probabilidade pode ser representada pela Figura 3-10.

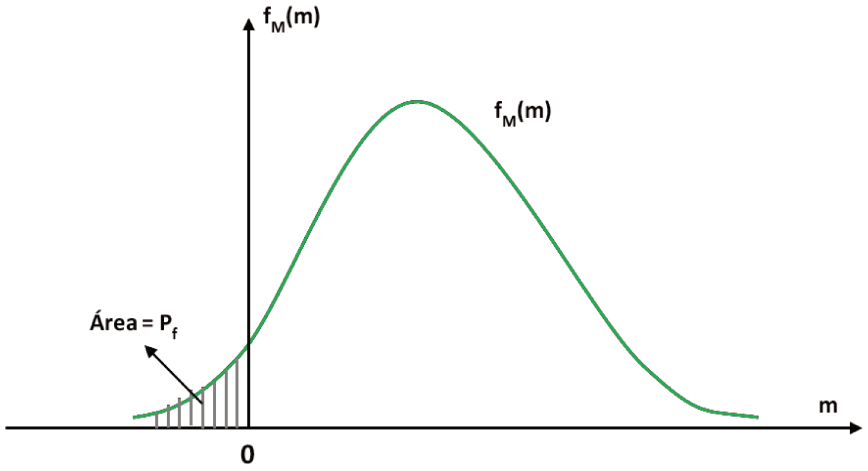


Figura 3-10 - *Função densidade de probabilidade da margem de segurança M.*

O cálculo da probabilidade de segurança, ou probabilidade de falha, necessita do conhecimento da distribuição $f_R(r)$ e $f_S(s)$, ou da distribuição conjunta $f_{R,S}(r,s)$. Na prática, essa informação é frequentemente indisponível ou difícil de ser obtida por razões de dados insuficientes. Além disso, mesmo quando a distribuição requerida pode ser especificada, a avaliação exata da probabilidade, geralmente necessita de uma integração numérica das equações (3.21), (3.22), (3.23) e (3.25) o que pode ser impraticável; como uma alternativa prática, a distribuição normal equivalente pode ser escolhida para uma aproximação. (Ang e Tang, 1984)

Não raro, as informações disponíveis podem ser suficientes apenas para avaliar o primeiro e o segundo momento; nominalmente, o valor médio e variâncias das respectivas variáveis aleatórias (e, possivelmente, a covariância entre os pares de variáveis). Medidas práticas de segurança ou confiabilidade, entretanto, podem muitas vezes ser limitadas por funções desses

dois primeiros momentos. Sob essa condição, a implementação do conceito de confiabilidade pode ser limitada a uma formulação baseada sobre o primeiro e segundo momento das variáveis aleatórias – que é restrita para a formulação do segundo momento. Pode ser enfatizado que a abordagem de segundo momento consiste também com apresentação normal equivalente da distribuição não normal. (Ang e Tang, 1984)

Com a abordagem de segundo momento, a confiabilidade pode ser medida completamente com uma função de primeiro e segundo momento das variáveis do projeto; nominalmente chama-se de índice de confiabilidade, β, quando não há nenhuma informação sobre a distribuição de probabilidade; no entanto, se a forma apropriada das distribuições é prescrita, a probabilidade correspondente pode ser avaliada com base na distribuição normal equivalente. (Ang e Tang, 1984)

Seja a redução de variáveis

$$R' = \frac{R - \mu_R}{\sigma_R} \tag{3.26}$$

$$S' = \frac{S - \mu_S}{\sigma_S} \tag{3.27}$$

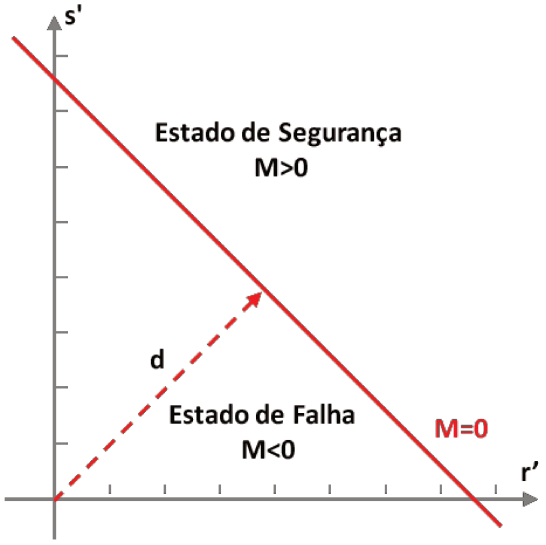


Figura 3-11 - *Espaço da redução de variáveis R' e S'*

No espaço da redução de variáveis, o estado de segurança e o estado de falha podem ser representados como mostra a Figura 3-11. Também, em termos da redução das variáveis, a equação do estado limite, M = 0, torna-se:

$$R'\sigma_R - S'\sigma_S + \mu_R - \mu_S = 0 \quad \textbf{(3.28)}$$

que é a linha reta como mostra na Figura 3-11. A distância a partir da linha de falha (linear) até a origem é a própria medida de confiabilidade; essa distância, *d*, é calculada por geometria analítica como:

$$d = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{{\sigma_R}^2 - {\sigma_S}^2}} \quad \textbf{(3.29)}$$

De fato, pode-se observar que para *R* e *S* normal, *d* é igual ao índice de segurança β; desse modo, a probabilidade de segurança é calculada:

$$P_C = \Phi(d) \quad \textbf{(3.30)}$$

A confiabilidade de um sistema de engenharia pode envolver múltiplas variáveis. Em particular, podemos ter oferta e procura, e serem funções de várias outras variáveis. Para cada caso, o problema de oferta-demanda pode ser generalizado. Esta generalização é frequentemente necessária em engenharia, particularmente quando o problema pode ser formulado em termos de variáveis de projeto básicas. (Ang e Tang, 1984)

Segundo Ang e Tang (1984), em um sentido mais amplo a confiabilidade de um sistema de engenharia pode ser definida como a probabilidade de desempenhar a sua função pretendida, ou missão. O nível de desempenho de um sistema dependerá obviamente das propriedades do sistema. Neste contexto, e com o propósito de usar uma formulação generalizada, define-se a função desempenho ou função de estado limite,

$$g(X) = g(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n) \quad \textbf{(3.31)}$$

onde $X = (X_1, X_2, X_3, \dots, X_n)$ é um vetor das variáveis básicas de estado (ou projeto) do sistema, e a função *g(X)* determina o desempenho e o estado do sistema. Assim, os requisitos de desempenho limitantes podem ser definidos como *g(X) = 0*, que é o estado limite do sistema.

Então, tem-se que:

$$[g(X) > 0] = estado\ de\ segurança \text{ e}$$
$$[g(X) < 0] = estado\ de\ falha$$

Geometricamente, a equação do estado limite, $g(X) = 0$, é uma superfície n-dimensional que pode ser chamada de superfície de falha. Um dos lados desta superfície é o estado de segurança, $g(X)>0$, enquanto que o outro lado da mesma é o estado de falha, $g(X)<0$.

Por isso, se a função de densidade de probabilidade conjunta das variáveis de projeto $X_1, X_2, X_3, \dots, X_n$ é $f_{X_1,X_2,X_3,\dots,X_n}(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$ a probabilidade do estado de segurança é

$$P_C = \int_{[g(X)>0]} \dots \int f_{X_1,X_2,X_3,\dots,X_n}(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) dx_1 dx_2 dx_3 \dots dx_n \qquad \textbf{(3.32)}$$

Que pode ser escrito simplesmente como

$$P_C = \int_{[g(X)>0]} f_X(x) dx \qquad \textbf{(3.33)}$$

A equação (3.33) é o volume da integral de $f_X(x)$ sobre a região de segurança $g(X) > 0$. Reciprocamente, a probabilidade do estado de falha, ou a probabilidade de falha, será correspondente ao volume integral sobre a região de falha

$$P_f = \int_{[g(X)<0]} f_X(x) dx \qquad \textbf{(3.34)}$$

O cálculo da probabilidade P_C ou P_f através das equações anteriores, entretanto, é geralmente uma tarefa complicada. Para fins práticos, métodos alternativos de avaliação de P_C e P_f são necessários.

3.6. Método do Multiplicador de Lagrange Aplicado à Teoria da Confiabilidade

Em geral, as variáveis básicas $(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n)$ nas equações (3.31), (3.33) e (3.34) podem ser correlatas. Entretanto, nós as consideramos como variáveis não correlatas.

Seja o conjunto para a redução das variáveis não correlatas,

$$X_i' = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}} \qquad i = 1,2, \dots, n \tag{3.35}$$

Obviamente, o estado de segurança e o estado de falha também podem ser retratados no espaço sobre a redução das variáveis, pois, os estados são separados pela equação do estado limite. No caso de duas variáveis, isso seria como mostra a Figura 3-12. Em termos da redução de variáveis, X_i', a equação de estado limite será

$$g\left(X_1'\sigma_{X_1} + \mu_{X_1}, \dots, X_n''\sigma_{X_n} + \mu_{X_n}\right) = 0 \tag{3.36}$$

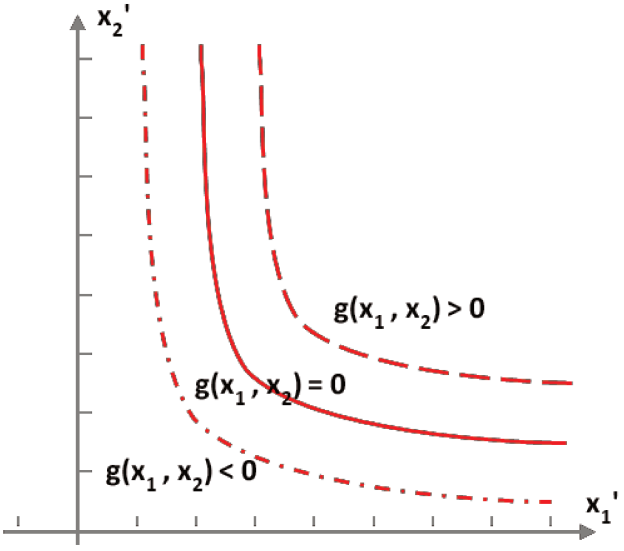


Figura 3-12 - *Estado de falha e segurança no espaço da redução de variáveis*

A Figura 3-12 na medida em que a superfície do estado limite (ou superfície de falha), $g(X) = 0$, se aproxima ou se afasta da origem, a região de segurança, $g(X) > 0$, aumenta ou diminui consequentemente. Entretanto, a posição da superfície de falha em relação à origem da

redução de variáveis deve determinar a confiabilidade ou segurança do sistema. A posição da superfície de falha pode ser representada pela distância mínima a partir da superfície $g(X) = 0$ até a origem da redução de variáveis (Ang e Tang, 1984); de fato, Shinozuka (1983) tem mostrado que o ponto sobre a superfície de falha com a distância mínima até a origem é o ponto mais provável de falha. Assim, em algum sentido aproximado, essa distância mínima pode ser utilizada como uma medida de confiabilidade;

Segundo Shinozuka (1983), a menor distância entre a superfície de falha e a origem pode ser determinada como segue. A distância *D* de um ponto $X' = X'_1, X'_2, X'_3 \dots, X'_n$ sobre a superfície de falha $g(X) = 0$ *a*té a origem de X′, é

$$D = \sqrt{X'^2_1 + X'^2_2 + X'^2_3 + \cdots + X'^2_n} = (X'^T X')^{\frac{1}{2}} \tag{3.37}$$

O ponto sobre a superfície de falha, $(x'^*_1, x'^*_2, x'^*_3, \dots, x'^*_n)$, tendo a distância mínima até a origem pode ser determinada pela minimização da função *D*, sujeita a restrição $g(X) = 0$; que é

$$\begin{gathered} Minimizar\ D \\ sujeito\ a\ g(X) = 0 \end{gathered} \tag{3.38}$$

Uma das maneiras de resolver esse problema de otimização (minimização) é através da utilização do método do multiplicador de Lagrange.

$$L = D + \lambda_L g(X) \tag{3.39}$$

Ou

$$L = (X'^T X')^{\frac{1}{2}} + \lambda_L g(X) \tag{3.40}$$

Na notação escalar

$$L = \sqrt{X_1'^2 + X_2'^2 + X_3'^2 + \cdots + X_n'^2} + \lambda_L g(X_1, X_2, X_3, \ldots, X_n) \quad \textbf{(3.41)}$$

Em que,

$$X_i = X_i' \sigma_{X_i} + \mu_{X_i} \quad \textbf{(3.42)}$$

Otimizando L, obtém-se o seguinte conjunto de *n + 1* equações com *n + 1* incógnitas

$$\frac{\partial L}{\partial X_i'} = \frac{X_i'}{\sqrt{X_1'^2 + X_2'^2 + X_3'^2 + \cdots + X_n'^2}} + \lambda_L \frac{\partial g(X)}{\partial X_i'} \qquad i = 1,2, \ldots, n \quad \textbf{(3.43)}$$

E

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda} = g(X_1, X_2, X_3, \ldots, X_n) = 0 \quad \textbf{(3.44)}$$

A solução do conjunto sobre as equações deve ao campo mais provável de falha $(x_1'^*, x_2'^*, x_3'^*, \ldots, x_n'^*)$.

Introduzindo o vetor gradiente

$$G = \left(\frac{\partial g}{\partial X_1'}, \frac{\partial g}{\partial X_2'}, \ldots, \frac{\partial g}{\partial X_n'} \right) \quad \textbf{(3.45)}$$

Em que

$$\frac{\partial g}{\partial X_i'} = \frac{\partial g}{\partial X_i} \frac{dX_i}{\partial X_i'} = \sigma_{X_i} \frac{\partial g}{\partial X_i} \quad \textbf{(3.46)}$$

O conjunto de equações, (3.43), pode então ser escrito como uma notação matricial

$$\frac{X'}{(X'^T X')^{\frac{1}{2}}} + \lambda_L G = 0 \quad \textbf{(3.47)}$$

Sendo que

$$X' = -\lambda_L (X'^T X')^{\frac{1}{2}} G = \lambda_L D G \tag{3.48}$$

Entretanto,

$$D = (X'^T X')^{\frac{1}{2}} = [(\lambda_L D G^T)(\lambda_L D G)]^{\frac{1}{2}} = \lambda_L D (G^T G)^{\frac{1}{2}} \tag{3.49}$$

E assim:

$$\lambda_L = \frac{1}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}} = (G^T G)^{-\frac{1}{2}} \tag{3.50}$$

Usando este último resultado

$$X' = \frac{-GD}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}} \tag{3.51}$$

Multiplicando em ambos os lados por $\mathrm{G^T}$

$$\begin{aligned} X' = \frac{-GD}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}} \xrightarrow{G^T} G^T X' = \frac{-G^T G D}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}} \quad \rightarrow \quad D = \frac{-G^T X'}{(G^T G)} (G^T G)^{\frac{1}{2}} \quad \rightarrow \quad D \\ = (-G^T X')(G^T G)^{\frac{1}{2}} (G^T G)^{-1} \quad \rightarrow \quad D = \frac{-G^T X'}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}} \end{aligned} \tag{3.52}$$

Substituindo a equação (3.51) na (3.44) e utilizando-se a (3.35) o resultado será uma única equação com a incógnita D;

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda} = g(X) = g(\sigma_X X' + \mu_X) = g\left(\sigma_X \left(\frac{-DG}{(G^T G)^{\frac{1}{2}}}\right) + \mu_X\right) = 0 \tag{3.53}$$

A solução da equação (3.53) é a distância mínima $d_{min} = \beta$ ou índice de confiabilidade; Assim,

$$\beta = \frac{-G^{*T} X'^{*}}{(G^{*T} G^{*})^{\frac{1}{2}}} \tag{3.54}$$

Na qual G* é o vetor gradiente no ponto mais provável de falha$(x_1'^{*}, x_2'^{*}, x_3'^{*}, \dots, x_n'^{*})$. A equação (3.54) na forma escalar será

$$\beta = \frac{-\sum_i x_i'^{*} \left(\frac{\partial g}{\partial X_i'}\right)^{*}}{\sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial g}{\partial X_i'}\right)^{*2}}} \tag{3.55}$$

onde as derivadas $\left(\frac{\partial g}{\partial X'}\right)^{*}$ são avaliadas no $(x_1'^{*}, x_2'^{*}, x_3'^{*}, \dots, x_n'^{*})$. Usando sobre β na equação (3.51), o ponto mais provável de falha sobre a superfície torna-se

$$X'^{*} = \frac{-G^{*} \beta}{(G^{*T} G^{*})^{\frac{1}{2}}} \tag{3.56}$$

Na forma escalar, os componentes de X'^{*}serão

$$x_i'^{*} = -\alpha_i^{*} \beta \qquad\qquad i = 1,2, \dots, n \tag{3.57}$$

Onde

$$\alpha_i^{*} = \frac{\left(\frac{\partial g}{\partial X_i'}\right)^{*}}{\sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial g}{\partial X_i'}\right)^{*2}}} \tag{3.58}$$

São as direções ao longo do cosseno no eixo x_i'.

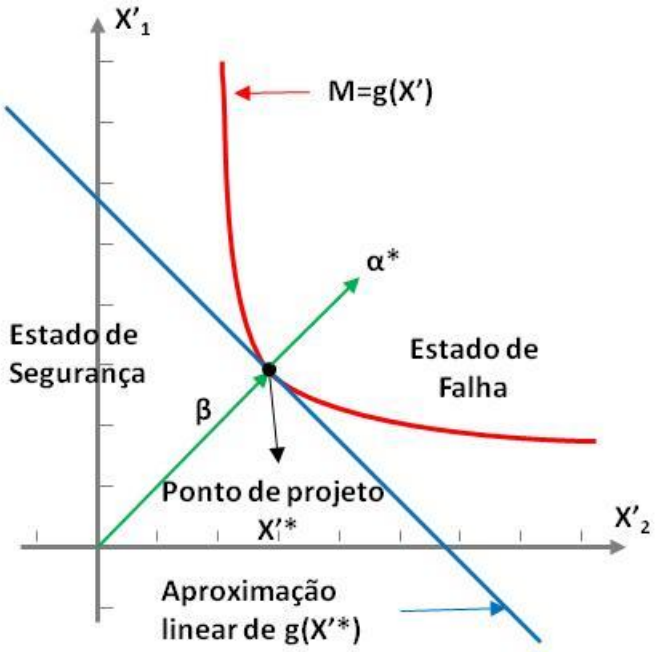


Figura 3-13 –*FORM*

A Figura 3-13 –FORM ilustra o FORM. Inicialmente, as variáveis e a função de estado limite ($g(X) = 0$) são transformadas para o espaço X'. Concluída a transformação, determina-se um ponto de falha (X') nesse espaço. O ponto X' está localizado em g(X') = 0. A função $g(X') = 0$ é aproximada para o seu plano tangente, no ponto X'. A distância (β) de X' até a origem do espaço X' é determinada. Caso essa distância seja a menor, então X' será o ponto mais provável de falha ou X'^{*}.

3.7. Medidas de Incerteza no Cálculo de Confiabilidade

A probabilidade de falha é avaliada baseada nas incertezas associadas à função de estado limite considerada, que é composta por um conjunto básico de variáveis aleatórias e modelos de análise. A medição da incerteza é um passo crítico e fundamental na análise de confiabilidade. As principais etapas envolvidas na medição das incertezas incluem a classificação das incertezas, a seleção das funções distribuições e a determinação de valores estatísticos dessas variáveis aleatórias na função de estado limite. (Bai, 2001)

Segundo Bai (2001), as incertezas de uma variável aleatória podem ser calculadas usando uma função de distribuição de probabilidade e valores estatísticos. As incertezas podem ser

classificadas em três grandes grupos: incertezas físicas, incertezas estatísticas e incertezas de modelo.

As incertezas físicas são causadas pela natureza aleatória da variabilidade real das quantidades físicas, como a espessura do tubo, o comprimento, dentre outras (Bai, 2001).

As incertezas estatísticas são devido às informações incompletas da variável. São dependentes do tipo de função de distribuição equipada, tipo de técnica de estimação aplicada, valores de parâmetros de distribuição e quantidade de dados de base. As incertezas podem ainda ocorrer devido à negligência de variações metodológicas das variáveis observadas. Essas incertezas reduzem as informações adicionais da variável em termos de sua significância estatística. (Bai, 2001)

As incertezas de modelo são incertezas devido a simplificações e suposições que estabelecem o modelo analítico e refletir uma confiança no modelo aplicado para descrever uma situação real, é resultante da diferença entre os resultados reais e os previstos. As incertezas de modelo, em um modelo físico para representações de quantidades de carregamento ou resistência, podem ser representadas por um fator estocástico definido como a razão entre a quantidade real e a descrita pelo modelo. (Bai, 2001)

O fator de *bias* é uma incerteza física definida 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. Diversos autores, dentre eles Wirsching (1984) e, Nikolaidis e Kaplan (1991) apresentam esse fator, assim como a norma API RP 2ALRFD (1997).

$$B_S = B_M B_E B_F B_N B_H \tag{3.59}$$

onde B_S é o fator de *bias*, B_M é o *bias* para incerteza na geometria devido a fabricação, B_E é o *bias* para incerteza na descrição do estado de mar, B_F é o *bias* para incerteza nas predições de carga de onda, B_N é o *bias* para os erros em análise estrutural e B_H é o *bias* para incertezas nos fatores de concentração de tensão.

A resistência limite à fadiga, Δ, considerada como uma variável aleatória devido às várias incertezas atuantes no cálculo do dano, levando em conta carregamentos, fabricação, operação e outros erros de modelamento. (Ayyub et. al. 2002)

O fator de modelamento, B_R, é uma incerteza física definida como a razão entre o valor medido experimentalmente e o valor teórico (literatura ou normas específicas) e essa se aplica à resistência limite à fadiga. (Nikolaidis e Kaplan, 1991).

As incertezas como: fator de *bias,* B_S*,* fator de modelamento, B_R e resistência limite à fadiga, Δ, citadas anteriormente serão inseridas no cálculo da determinação da probabilidade de falha por fadiga associadas à função de estado limite como mostra à seção a seguir.

3.8. Determinação da Probabilidade de Falha por Fadiga

O estado de falha ou de segurança de uma estrutura pode ser representado pela sua resistência *R* e carga *S*, a qual a estrutura está sujeita. No caso de um *riser* de perfuração, as cargas são provenientes dos movimentos da plataforma flutuante, das ondas e da corrente marítima, e a sua resistência das propriedades do material do *riser*. A função de estado limite com X variáveis aleatórias é dada segundo a equação:

$$g(X) = R - S \tag{3.60}$$

Segundo Akpan et. al. (2007), o estudo de confiabilidade à fadiga dos *risers* seria determinado usando a seguinte função do estado limite:

$$g(X) = B_R\Delta - B_S D_{tot} \tag{3.61}$$

$$g(X) = B_R\Delta - 2920\, B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j (S_i)_j{}^m \right) \tag{3.62}$$

Onde *X* é o vetor das variáveis aleatórias, B_R denotado o fator de incerteza de modelamento aplicado para o limite de resistência à fadiga Δ (também conhecido como índice de *Miner*), e B_S representa o fator de *bias* associado com o cálculo de dano à fadiga em si.

A equação (3.62) indica que existem 6 variáveis aleatórias usadas nessa função de estado limite: B_R, Δ, B_S, *m*, *K* e S_i.

Segundo Ang e Tang (1984), se a distribuição de probabilidade das variáveis aleatórias $(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n)$ não são normais, a probabilidade P_f e P_S podem ser avaliadas através da equação (3.22) e (3.23), que invariavelmente implica na necessidade de integração numérica. Entretanto, segundo Rackwitz (1978), P_S pode ser avaliado também usando a distribuição normal

equivalente. Teoricamente, tal distribuição normal equivalente pode ser obtida através da Transformação de Rosenblatt, com tal distribuição normal equivalente, o cálculo de P_S segue o mesmo procedimento como aquele para variáveis normais; isto é, através da função de estado limite.

Para uma variável individual, a distribuição normal equivalente para uma variável não normal pode ser obtida através da probabilidade acumulada, bem como a coordenada da densidade de probabilidade da distribuição normal equivalente, que são iguais aos correspondentes da distribuição não normal no ponto apropriado, x_i^*, na superfície de falha. As distribuições de probabilidade para cada variável diferem, de autor para autor. As equações referentes a essas distribuições podem ser consultadas no Anexo I deste trabalho, bem como alguns conceitos básicos de estatística.

Igualando a probabilidade acumulada como descrito abaixo no ponto de falha, x_i^*, têm-se

$$\Phi\left(\frac{x_i - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = F_{X_i}(x_i) \tag{3.63}$$

onde $\mu_{X_i}^N$, $\sigma_{X_i}^N$ é o valor médio e o desvio padrão, da distribuição normal equivalente X_i, $F_{X_i}(x_i)$ é a função de distribuição acumulada de X_i em x_i, $\Phi(-)$ é a função de distribuição acumulada da distribuição normal padrão.

A partir da igualdade acima tem-se então:

$$\mu_{X_i}^N = x_i - \sigma_{X_i}^N \Phi^{-1}\left[F_{X_i}(x_i)\right] \tag{3.64}$$

Enquanto que a coordenada da densidade de probabilidade corresponde a x_i^*

$$\frac{1}{\sigma_{X_i}^N}\Phi\left(\frac{x_i - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = f_{X_i}(x_i) \tag{3.65}$$

A partir disso, obtém-se

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{\Phi\left\{\Phi^{-1}\left[F_{X_i}(x_i)\right]\right\}}{f_{X_i}(x_i)} \tag{3.66}$$

Antes, deve se lembrar que a distribuição Lognormal tem as seguintes equações:

$$F(x) = \Phi\left(\frac{\ln(x) - \lambda}{\xi}\right) \tag{3.67}$$

$$f(x) = \frac{1}{x\xi}\Phi\left(\frac{\ln(x) - \lambda}{\xi}\right), \qquad 0 < x < \infty \tag{3.68}$$

Aplicando as equações acima na média e no desvio padrão da distribuição normal equivalente, para as variáveis B_S, m e K, Ang e Tang (1984) demonstraram que as equações (3.64) e (3.66) podem ser reescritas, respectivamente, segundo as equações (3.70) e (3.69):

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{1}{f_{X_i}(x_i)}\phi\left\{\Phi^{-1}\left[\Phi\left(\frac{\ln(x_i) - \lambda}{\xi}\right)\right]\right\} \quad \rightarrow \quad \sigma_{X_i}^N = \frac{1}{f_{X_i}(x_i)}\phi\left(\frac{\ln(x_i) - \lambda}{\xi}\right)$$
$$\rightarrow \quad \sigma_{X_i}^N = \frac{1}{\frac{1}{x_i\xi}\Phi\left(\frac{\ln(x_i)-\lambda}{\xi}\right)}\phi\left(\frac{\ln(x_i) - \lambda}{\xi}\right) \quad \rightarrow \quad \sigma_{X_i}^N = x_i\xi \tag{3.69}$$

$$\mu_{X_i}^N = x_i - \sigma_{X_i}^N\Phi^{-1}\left[F_{X_i}(x_i)\right] \quad \rightarrow \quad \mu_{X_i}^N = x_i - x_i\xi\Phi^{-1}\left[\Phi\left(\frac{\ln(x_i) - \lambda}{\xi}\right)\right] \quad \rightarrow \quad \mu_{X_i}^N$$
$$= x_i - x_i\xi\left(\frac{\ln(x_i) - \lambda}{\xi}\right) \quad \rightarrow \quad \mu_{X_i}^N = x_i - x_i(\ln(x_i) - \lambda) \rightarrow \quad \mu_{X_i}^N$$
$$= x_i[1 - (\ln(x_i) - \lambda)] \tag{3.70}$$

onde x_i é cada um dos valores instantâneos das variáveis B_S, m e K, e os parâmetros da distribuição Lognormal λ e ζ são dados pelas seguintes equações:

$$\lambda = \ln(\mu) - \frac{1}{2}\xi^2 \tag{3.71}$$

$$\xi = \sqrt{\ln\left(\frac{\sigma^2}{\mu^2} + 1\right)} \tag{3.72}$$

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) Segundo Stefane (2010) e Stefane *et. al.* (2010), α_w e β_w são estimados conforme as equações:

$$\alpha_w = COV^{-1,08} \tag{3.73}$$

$$\beta_w = \frac{\mu}{\Gamma\left(\frac{1}{\alpha_w}+1\right)} \tag{3.74}$$

com μ sendo a média das variáveis aleatórias consideradas Δ e B_R, Γ a função Gama e $COV = \sigma/\mu$.

Segundo Stefane (2010), depois de concluídas as transformações das variáveis para a distribuição normal equivalente, o ponto mais provável de falha (*X'**) é determinado através de um procedimento iterativo, onde cada componente desse ponto é reescrito segundo a equação (3.57). Para tanto, utilizam-se as equações (3.35), (3.64) e (3.66) e os componentes *Δ, B_R, B_S, m, K* e S_i, resultando nas equações ((3.75) a (3.80)):

$$x'^{*}_{\Delta} = \frac{\Delta - \mu^N_{\Delta}}{\sigma^N_{\Delta}} \rightarrow -\alpha^*_1\beta = \frac{\Delta - \mu^N_{\Delta}}{\sigma^N_{\Delta}} \rightarrow \Delta = \mu^N_{\Delta} - \alpha^*_1\sigma^N_{\Delta}\beta \tag{3.75}$$

$$x'^{*}_{B_R} = \frac{B_R - \mu^N_{B_R}}{\sigma^N_{B_R}} \rightarrow -\alpha^*_2\beta = \frac{\Delta - \mu^N_{B_R}}{\sigma^N_{B_R}} \rightarrow B_R = \mu^N_{B_R} - \alpha^*_2\sigma^N_{B_R}\beta \tag{3.76}$$

$$x'^{*}_{B_S} = \frac{B_S - \mu^N_{B_S}}{\sigma^N_{B_S}} \rightarrow -\alpha^*_3\beta = \frac{\Delta - \mu^N_{B_S}}{\sigma^N_{B_S}} \rightarrow B_S = \mu^N_{B_S} - \alpha^*_3\sigma^N_{B_S}\beta \tag{3.77}$$

$$x'^{*}_{m} = \frac{m - \mu^N_m}{\sigma^N_m} \rightarrow -\alpha^*_4\beta = \frac{m - \mu^N_m}{\sigma^N_m} \rightarrow m = \mu^N_m - \alpha^*_4\sigma^N_m\beta \tag{3.78}$$

$$x'^{*}_{K} = \frac{K - \mu^N_K}{\sigma^N_K} \rightarrow -\alpha^*_5\beta = \frac{K - \mu^N_K}{\sigma^N_K} \rightarrow K = \mu^N_K - \alpha^*_5\sigma^N_K\beta \tag{3.79}$$

$$x'^{*}_{S_i} = \frac{S_i - \mu^N_{S_i}}{\sigma^N_{S_i}} \rightarrow -\alpha^*_6\beta = \frac{S_i - \mu^N_{S_i}}{\sigma^N_{S_i}} \rightarrow S_i = \mu^N_{S_i} - \alpha^*_6\sigma^N_{S_i}\beta \tag{3.80}$$

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

As equações ((3.75) – (3.80)) são substituídas na equação (3.62) gerando a equação

$$
\begin{aligned}
g(X) &= B_R\Delta - 2920\, B_S \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{K} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j (S_i)_j{}^m \right) \\
&= \left(\mu_{B_R}^N - \alpha_2^* \sigma_{B_R}^N \beta\right)\left(\mu_\Delta^N - \alpha_1^* \sigma_\Delta^N \beta\right) \\
&- 2920\left(\mu_{B_S}^N - \alpha_3^* \sigma_{B_S}^N \beta\right) \sum_{j=1}^{NSS} p_j \left(\frac{(N_{tt})_j}{\left(\mu_K^N - \alpha_5^* \sigma_K^N \beta\right)} \sum_{i=1}^{NSRj} (f_i)_j \left(\mu_{S_i}^N - \alpha_6^* \sigma_{S_i}^N \beta\right)_j^{\left(\mu_m^N - \alpha_4^* \sigma_m^N \beta\right)} \right)
\end{aligned}
\tag{3.81}
$$

Segundo Stefane (2010), resolvendo se a equação (3.81), β é determinado; porém, como esse procedimento é iterativo, a convergência ocorre quando a diferença entre os valores de β em espaços consecutivos 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 seguinte equação:

$$
P_f = 1 - \Phi(\beta) \tag{3.82}
$$

sendo Φ a Função Distribuição Acumulada da Distribuição Normal Padrão.

3.8.1. Análise de Risco

Segundo a DNV-RP-F107 (2001), a análise de risco é um procedimento técnico que, a partir de um conjunto de informações, qualifica e quantifica os riscos de determinada ação ou ocorrência de falhar e quais as consequências ao meio, ao indivíduo e à instalação.

Na análise qualitativa, as probabilidades e as consequências de falha são combinadas, resultando em uma matriz de risco, e o mesmo é classificado baixo, médio, médio alto e alto. Essa análise é subjetiva, requer então poucos detalhes sobre o sistema analisado e o tempo despendido na sua realização é bem menor. Na análise quantitativa os valores de probabilidades e de consequência de falha resultam em um valor numérico para o risco, sendo necessário nessa análise utilizar o histórico de dados existentes para o sistema.

O principal objetivo neste estudo é a identificação e avaliação de risco em risers de perfuração em função da probabilidade e consequências, e a avaliação dos riscos esperados ao indivíduo, ao meio e à instalação.

Segundo a norma Det Norske Veritas, a consequência e a falha são conceitos importantes na análise de risco e 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 que afeta um componente ou sistema e pode causar 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 considerações, o risco pode ser definido como o produto da probabilidade de falha pela consequência dessa falha *(Pezzi et al., 2007*), conforme a seguinte equação:

$$Risco = P_f * C_f \tag{3.83}$$

com P_f sendo a probabilidade de falha que é o foco do presente trabalho e C_f a consequência da falha. Embora neste estudo a análise de risco não seja abordada, entende-se que é importante a sua consideração para ter uma analise completa.

3.9. Procedimento para o Cálculo da Probabilidade de Falha

A Figura 3-14 ilustra todos os passos para obtenção da probabilidade de falha de um *riser* de perfuração, assim como já foi realizado por (Stefane, 2010) para o caso de um *SCR*.

Um programa para o cálculo tridimensional da dinâmica do *riser* e de linhas de ancoragem em desenvolvimento por um grupo de pesquisa, conforme Anexo II, ilustra a discretização dessa estrutura. A integração dos módulos de modelagem, análise e visualização permite ao usuário, em um mesmo ambiente, definir a geometria e os atributos físicos do modelo (Anexo II), obter os resultados da análise estrutural e visualizar graficamente os resultados obtidos, estão no Anexo III. Além disso, o sistema possui interfaces com programas para análise de fadiga e para tratamento de sinais provenientes de análises com mar irregular.

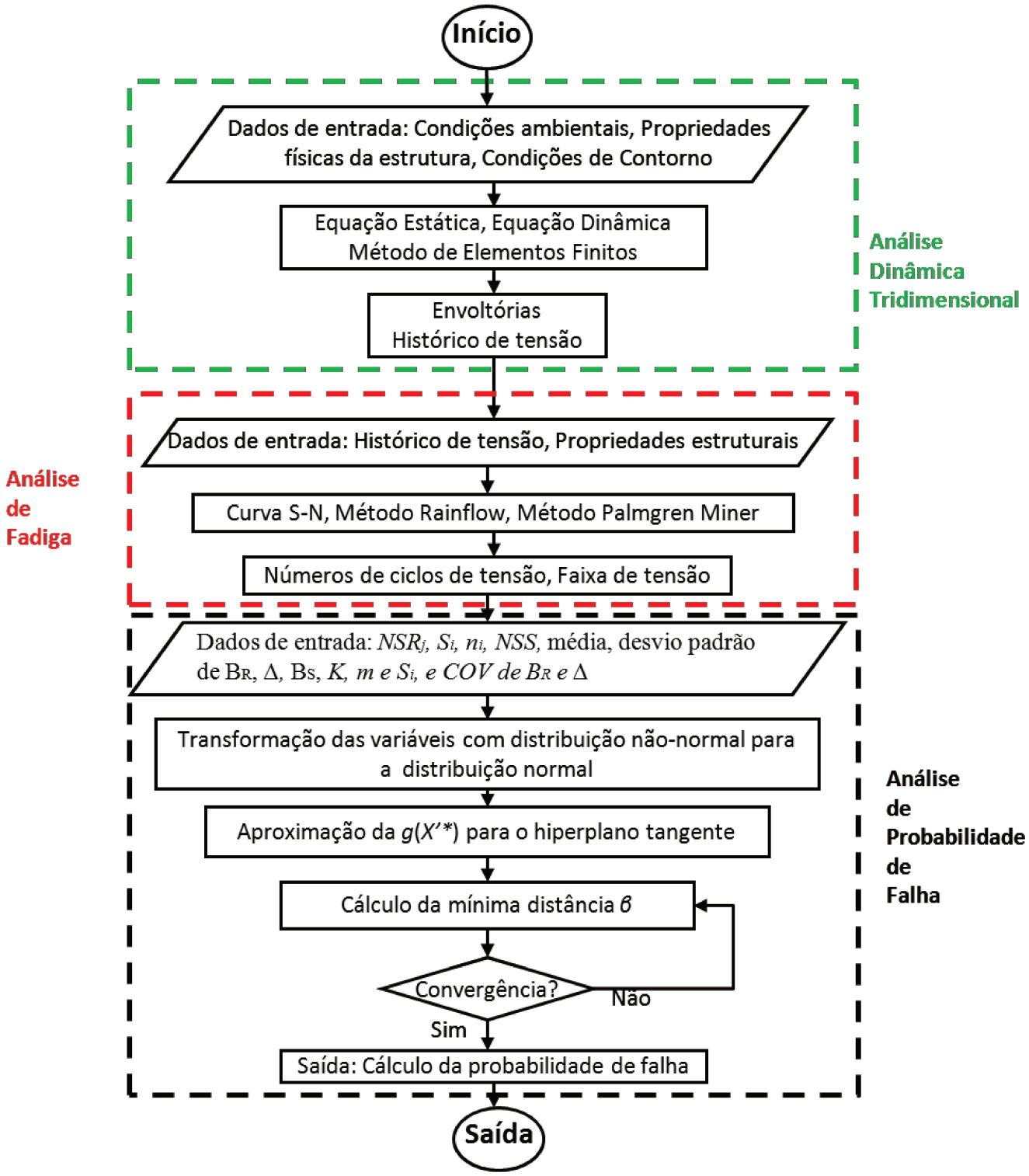


Figura 3-14 -*Fluxograma dos passos para o cálculo da probabilidade de falha (Stefane, 2010)*

O programa tridimensional tem por objetivo realizar análises estáticas e/ou dinâmicas de estruturas marítimas esbeltas submetidas a grandes deslocamentos, onde os efeitos da não linearidade geométrica são importantes. O sistema também é capaz de considerar os efeitos das ondas e das correntes marinhas (Anexo II), bem como dos movimentos das embarcações, no comportamento da estrutura.

O segundo na sequência de utilização é o programa para análise de fadiga aleatória, ou pós processador; trata-se de um pós-processador de análise de fadiga aleatória, resultado da união de quatro pós-processadores de fadiga aleatória disponíveis e de um pós-processador de fadiga determinística.

O programa permite realizar o cálculo do dano acumulado por fadiga através da regra de *Palmgren Miner*, e da vida útil em juntas tubulares soldadas de estruturas metálicas, utilizando os resultados de esforços gerados pelo programa tridimensional. Os arquivos gerados por esse programa são a fadiga aleatória para cada estado e as propriedades do modelo.

Outra grande facilidade do pós-processador é o cálculo da fadiga através do processamento direto de séries temporais de tensões (curvas S-N) ou trações (curvas T-N). Neste caso o usuário deve construir os arquivos contendo as séries temporais.

O tipo de análise de fadiga, aleatória ou determinística, a ser efetuada é função da forma como são gerados os esforços nos elementos. Os dados dos esforços que são oriundos do programa tridimensional (análise aleatória), gerando o histórico de tensão de cada elemento do *riser* e em seguida são impressos em 8 diferentes colunas ao longo da seção transversal do *riser*. Ainda assim, é necessário escolher o elemento crítico e, neste, escolher dentre essas 8 colunas a que sofreu maior dano para que, desta maneira, possa ser inserida como arquivo de entrada no próximo *software*.

Por fim, o último passo do cálculo da probabilidade de falha segue o procedimento desenvolvido por Stefane (2010) para um *SCR*; no entanto, o mesmo procedimento será utilizado para o cálculo de um *riser* de perfuração. Então se faz necessária a explicação detalhada dos passos para o cálculo da probabilidade de falha por fadiga apresentada na dissertação de Stefane (2010), na qual o FORM foi implementado na linguagem de programação Fortran.

O arquivo de entrada desse programa contém os números de faixas de tensão ocorridas durante o estado de mar *j* (*NSRj*); 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 de 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), e os parâmetros da curva S-N expoente m e constante *K*. Após a leitura do arquivo de entrada, o número total de ciclos de tensão (N_{tt}) e a fração $(f_i)_j$ dos ciclos de tensão total são calculados através das equações (3.12) e (3.16), 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 as Equações (3.73) e (3.74), (3.71) e (3.72), e (I.19) e (I.20) em Anexo I. 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 (3.64) e (3.66), e (3.69) e (3.70) para a distribuição Lognormal. Prosseguindo, o gradiente da função de estado limite (g) é calculado para cada variável aleatória x_i^* segundo a Equação (3.46). Com o cálculo dos gradientes, determinam-se os componentes α_i*do vetor normal unitário α*, conforme a Equação (3.58), referentes a cada variável considerada. Após isso, as variáveis aleatórias x_i^* são reescritas no espaço X'^* utilizando as Equações (3.35), (3.57), (3.64) e (3.66), resultando nas Equações ((3.75) - (3.80)). (Stefane, 2010).

Resolvendo numericamente a Equação (3.81) pelo método de Newton-Raphson, cuja implementação foi realizada por (Stefane, 2010), determina-se β no subsequente passo de tempo. Aplicando esse valor de β nas equações ((3.75) - (3.80)), obtêm-se os novos valores das variáveis aleatórias x_i^*. 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_i^* são os novos valores calculados anteriormente. Ocorrendo a convergência, a probabilidade de falha (P_f) pode ser calculada através da Equação (3.82). (Stefane, 2010)

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 semissubmersível. (Stefane, 2010).

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo apresenta-se um estudo de caso para um *riser* de perfuração do PIPA-2 (*Rappini*, 2011), no qual será analisada a sensibilidade das variáveis aleatórias pela probabilidade de falha. Assim sendo, será mostrada a distribuição da probabilidade de falha ao longo do *riser* de perfuração, bem como a vida útil do mesmo ─ em função dessa probabilidade ─ para diferentes localizações desse *riser*.

4.1. Considerando *m* e *K* determinístico

O navio DP-FPSWO, o qual está conectado ao *riser* de perfuração, está localizado em uma lâmina d'água igual a 2151 metros de profundidade. (*Rappini*, 2011) Para o presente estudo de caso, foram considerados os movimentos da plataforma e um carregamento ambiental, ou seja, a onda do mar regular e a corrente. Os dados de entrada estão no Anexo I.

Considerando-se esse carregamento, foi realizada a simulação numérica da dinâmica do *riser* de perfuração (Mourelle, 1993), adotando-se um tempo total de simulação de 10.800 segundos. Para Chakrabarti (2005) devido a fins estatísticos considera-se que um intervalo de tempo ideal de simulação seja em torno de 10.800 segundos, isto é, 3 horas. Nesta análise utilizou-se a curva S-N, aço do tipo X-95, da API RP 2ALRFD (1997). Os parâmetros considerados para esse *riser* de perfuração estão apresentados na Tabela 4.1**.**

Tabela 4.1 - *Propriedades do material e condições de contorno*

Material	**Aço liga X-95**
Peso linear (lb/ft)	37,11
Diâmetro interno (pol)	5 5/8
Diâmetro externo (pol)	6 5/8
Módulo de elasticidade (GPa)	208
Densidade (kg/m^3)	7850
Diâmetro externo da camada de isolante térmico (pol)	8
Flex Joint	Rotulado
Nó Inferior	Engastado
Tensão no Topo (Kips)	500

Foram escolhidos quatro pontos (P01 a P04) ao longo do comprimento do *riser* de perfuração, que podem ser vistos na Figura 4-1. O critério utilizado para determinar esses elementos foi considerar as regiões com menor vida útil ao longo de todo o *riser*. Primeiramente determinou-se a vida útil para as localizações mais críticas, ou com maior dano no *riser,* e depois

as outras localizações das regiões do topo e do fundo. Logo, a região do fundo está a 7 metros acima do solo marinho e logo abaixo do BOP. Dentre os elementos com menor vida, escolheram-se dois na região do topo do *riser* de perfuração e dois na região do fundo. Dentre os elementos selecionados na região do topo, um está localizado a 20 metros abaixo da terminação superior do *riser* enquanto que o outro localiza-se a 2 metros desse elemento selecionado no *riser* de perfuração. Na região do fundo, escolheram-se dois elementos a partir dessa região, sendo um a 7 metros acima do solo marinho e outro a 2 m acima do elemento selecionado no *riser*.

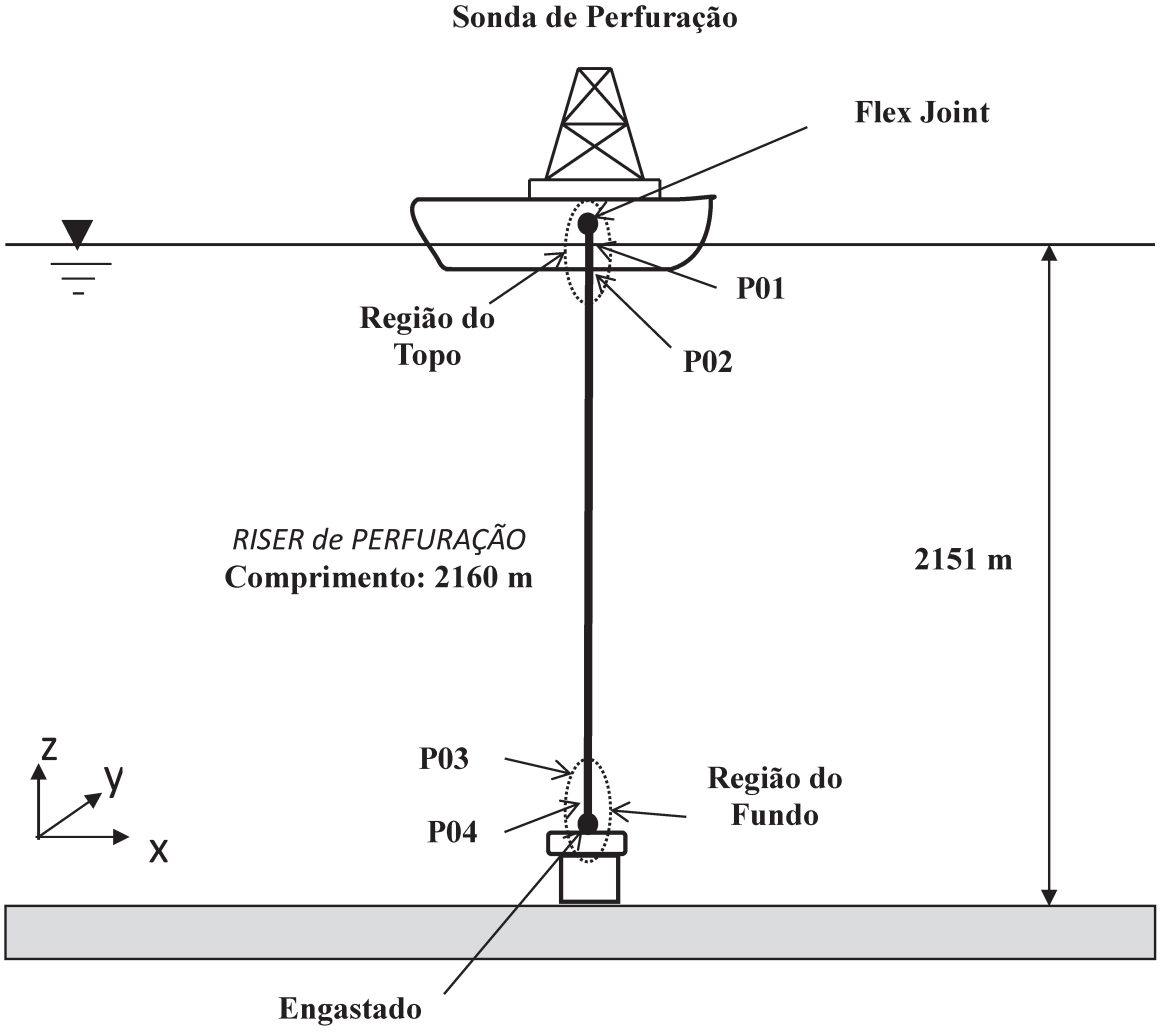


Figura 4-1 - *Ilustração dos elementos analisados do riser de perfuração.*

Os carregamentos ambientais são de extrema importância para a análise estrutural de um *riser*. No caso dos dados de corrente temos a tabela a seguir:

Profundidade (m)	Velocidade (m/s)	Direção (°)
0	0,34	70
10	0,34	70
25	0,40	58
50	0,47	85
75	0,41	77
100	0,41	88
200	0,33	66
300	0,26	68
400	0,23	64
500	0,17	61
600	0,22	70
700	0,19	124
800	0,19	52
900	0,25	48
1000	0,20	218
1250	0,15	133
1750	0,15	143
2000	0,22	168

Tabela 4.2 - *Valores de intensidade e direção de corrente utilizadas na análise*

Os dados de onda regular que foram utilizados seguem na tabela abaixo:

Direção (°)	H (m)	T (s)
60	3,00	16,00

Tabela 4.3 - *Dados de onda regular*

Os dados de entrada para o problema, bem como suas respectivas médias, desvios padrões e distribuições de probabilidade estão apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 - *Descrição dos dados de entrada (Adaptado de INTEC Engineering, 2006a)*

Variáveis de Entrada	Unidades	Média (μ)	Desvio Padrão (σ)	Distribuição de 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	$2{,}50 \times 10^{13}$	μ x 0,1	Lognormal
S_i	MPa	[0,5:39,5]	μ x 0,4	Gumbel

Considerando a análise *m* e *K* determinísticos, ou seja, *m* e *K* são constantes ou com desvio padrão igual a zero.

A simulação numérica da dinâmica do *riser* de perfuração foi realizada segundo (Mourelle, 1993), considerando-se o carregamento mencionado. Aplicou-se o método *rainflow* nas séries temporais de tensão para cada elemento analisado e fez-se o processamento para obter o histograma de ciclos de tensão (Torres et. al., 1995) 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. A faixa de tensão considerada varia entre 0,5 e 39,5 MPa em intervalos iguais de 0,5 MPa, resultando no valor de 40 para NSR_j.

A soma das probabilidades de ocorrência de cada estado de mar, equação (3.81), deve ser igual a 1, e utilizou-se o mesmo procedimento em (Stefane, 2010) para determinar os parâmetros α_w e β_w. Sendo assim, a Tabela 4.5 apresenta os resultados de probabilidade de falha, de vida útil de cada elemento do *riser* de perfuração e a classe de segurança segundo a norma DNVOSF201 (2001) a fim de avaliar os valores obtidos para probabilidade de falha.

A Tabela 4.5 mostra as quatro localizações, a distância mínima ou índice de confiabilidade, a probabilidade de falha, a vida útil e em qual classe de segurança estão.

Tabela 4.5 - *Resultados do FORM e da vida útil do riser de perfuração para variáveis determinísticas*

Simulação				
Localização	**β**	**P_f [Anual]**	**Vida útil [anos]**	**Classe de Segurança**
20 m da terminação superior do *riser* de perfuração (P01)	4.18	$1.41x10^{-5}$	12032	Alta
22 m abaixo da terminação superior do *riser* de perfuração (P02)	4.38	$5.71x10^{-6}$	17108	
9 m acima do solo marinho (P03)	4.62	$1.91x10^{-6}$	59199	
7 m acima do solo marinho (P04)	3.84	$5.97x10^{-5}$	4133	

A tendência dos resultados obtidos da probabilidade de falha para esse caso estão de acordo com a vida útil do *riser* de perfuração, 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 alta, dentro do critério de aceitabilidade de probabilidade de falha para *risers*, como dado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6- *Classe de Segurança (Adaptado de DNVOSF201, 2001).*

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

4.2. Sensibilidade das variáveis de entradas Δ, B_R e B_S

A fim de avaliar a influência das variáveis Δ, B_R e B_S na probabilidade de falha por fadiga, estas continuaram com as mesmas distribuições de probabilidade e 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 4-2, Figura 4-3 e Figura 4-4. Avaliando-se as Figura 4-3 e Figura 4-4 nota-se que as variações de Δ e B_R apresentam o mesmo nível de influência na probabilidade de falha, pelo fato dos parâmetros α_w e β_w serem considerados os mesmos para ambos os casos. Como previsto, a probabilidade de falha diminuiu com o aumento de Δ e B_R, influenciando nos valores de P_f para as localizações P01 e P02, com ordem de grandeza 10^{-1}, quando comparado com os valores da Tabela 4.5. Essas variáveis de entrada (Δ e B_R) relacionam-se com a resistência do material do *riser*; assim sendo, um eventual incremento na confiabilidade do *riser* de perfuração poderia ser obtido através da melhoria das propriedades desse material.

Por fim, na Tabela 4.8 verifica-se que a probabilidade de falha aumentou com o crescimento de B_S, visto que o mesmo está relacionado com a carga aplicada no *riser* de perfuração. Isto ocorre pelo fato de que B_S expressa a incerteza envolvida na determinação do dano acumulado total do material do *riser* e, desse modo, o seu aumento representará em acréscimos na probabilidade de falha.

Segundo a norma ISO 2394 (1998), o índice de confiabilidade aumenta com o decréscimo da probabilidade de falha, como mostra a Tabela 4.7; logo, como anteriormente, a probabilidade de falha decresce, então, o índice de confiabilidade cresce com o aumento de Δ e B_R. Porém, quando aumenta B_S, o índice de confiabilidade decresce. Portanto, o índice de confiabilidade é inversamente proporcional à probabilidade de falha.

Tabela 4.7 -*Relação entre β e Pf adaptado de ISO 2394, 1998*

P_f	10^{-1}	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}	10^{-6}
β	1,3	3,1	3,7	4,2	4,7	5,2

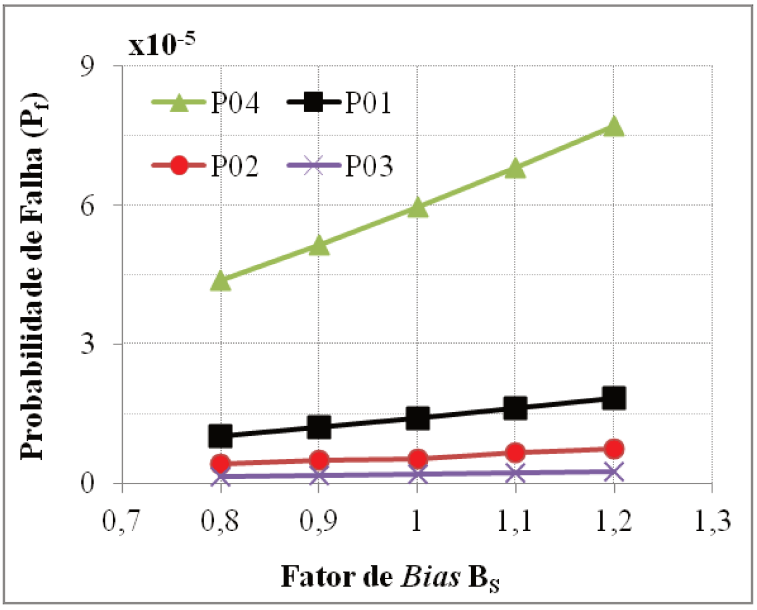


Figura 4-2 - *Probabilidade de falha e fator de bias*

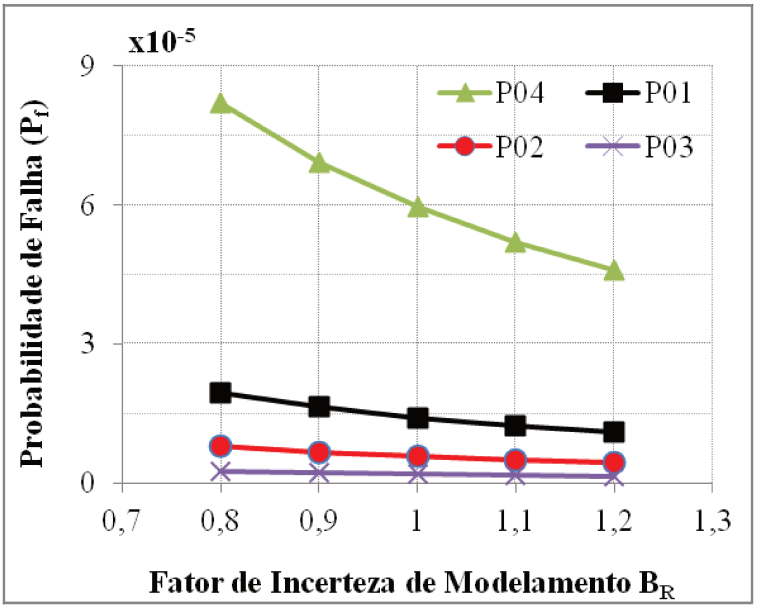


Figura 4-3 - *Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento*

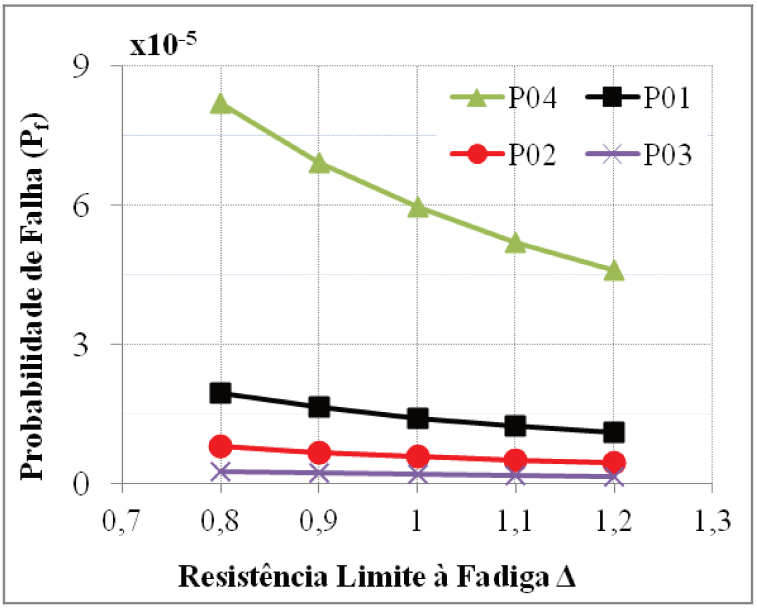


Figura 4-4 - *Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga*

4.3. Considerando *m* e *K* probabilístico

O *riser* de perfuração para esse Estudo de Caso é o mesmo apresentado na seção anterior, com as mesmas configurações e carregamentos atuantes no *riser*. Os dados de entrada também são iguais aos apresentados na seção anterior. A hipótese para o somatório da probabilidade de ocorrência de cada estado de mar na equação (3.81) e para o procedimento adotado na determinação dos parâmetros α_w e β_w também são mantidas.

Na Tabela 4.8 podemos observar os resultados da simulação e os valores referentes à vida útil do *riser* de perfuração, além da classe de segurança. (DNV OSF201, 2001). Desta maneira, a comparação entre os resultados apresentados na Tabela 4.5 com os da Tabela 4.7, percebe-se a alteração nos valores de probabilidade de falha para os quatro pontos analisados do *riser* de perfuração. Além disso, a classe de segurança é modificada para normal.

A consideração de *m* e *K* como variáveis probabilísticas, ou seja, desvio padrão diferente de zero, implicou em consideráveis alterações no resultado por conta das incertezas presentes nessas variáveis. Tal resultado ressalta a importância da consideração das incertezas nas medidas na avaliação de sistemas de perfuração.

Tabela 4.8 - Resultados do FORM e da vida útil do *riser* de perfuração para variáveis probabilísticas

Simulação				
Localização	**β**	**Pf [Anual]**	**Vida útil [anos]**	**Classe de Segurança**
20m terminação superior do *riser* de perfuração (P01)	3.96	$3.66x10^{-5}$	12032	Normal
22 m abaixo da terminação superior do *riser* de perfuração (P02)	4.19	$1.34x10^{-5}$	17108	
9 m acima do solo marinho (P03)	4.46	$3.98x10^{-6}$	59199	
7 m acima do solo marinho (P04)	3.57	$1.76x10^{-4}$	4133	

4.4. Sensibilidade das variáveis de entradas Δ, B_R, B_S, *m* e *K*

Com o propósito de avaliar a influência de B_S, Δ, B_R, m e K na probabilidade de falha por fadiga, B_S, Δ e B_R são variados em [0,8;1,2], m no intervalo [3,0;4,5] e K em [$3,0x10^{13}$; $2,0x10^{13}$], sendo os resultados exibidos nas Figura 4-5, Figura 4-6, Figura 4-7, Figura 4-8 e Figura 4-9.

Analisando-se as Figura 4-8, Figura 4-6 e Figura 4-9, a probabilidade de falha apresenta variações em função de Δ, B_R e K, 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, B_R e K). Com o aumento dos valores de Δ, B_R e K, a probabilidade de falha diminuiu, tendo em vista que Δ e B_R representam a resistência do material do *riser*, o que significa que em se obtendo pequenas melhorias nas propriedades do material do *riser* de perfuração, estas podem resultar em ganhos consideráveis na confiabilidade. Porém, o parâmetro K representa a incerteza na curva S-N, levando-nos a concluir que diminuindo as incertezas da curva S-N poderemos obter ganhos consideráveis na confiabilidade da estrutura.

No entanto, nas Figura 4-5 e Figura 4-7, observa-se que a probabilidade de falha aumentou com o acréscimo 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. Prosseguindo com a comparação das Figuras 4-2, Figura 4-3 e Figura 4-4 com as Figura 4-7, Figura 4-6 e Figura 4-8, percebe-se um crescimento nos valores de probabilidade de falha, devido ao fato de m e K, serem probabilísticos.

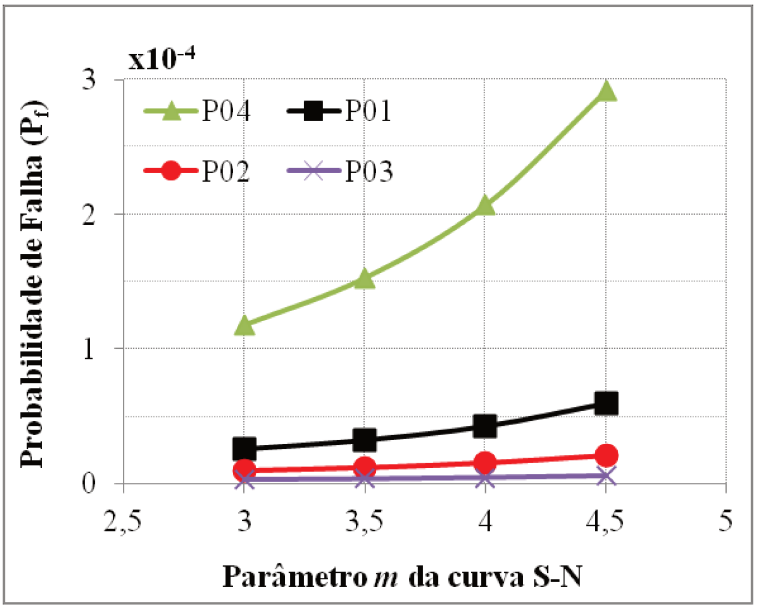


Figura 4-5 - *Probabilidade de falha e parâmetro da curva S-N (m).*

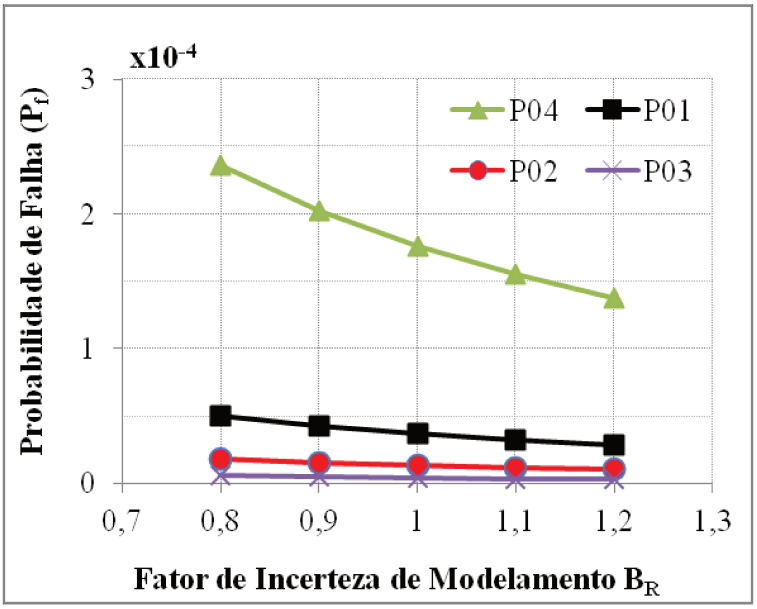


Figura 4-6 - *Probabilidade de falha e fator de incerteza de modelamento*

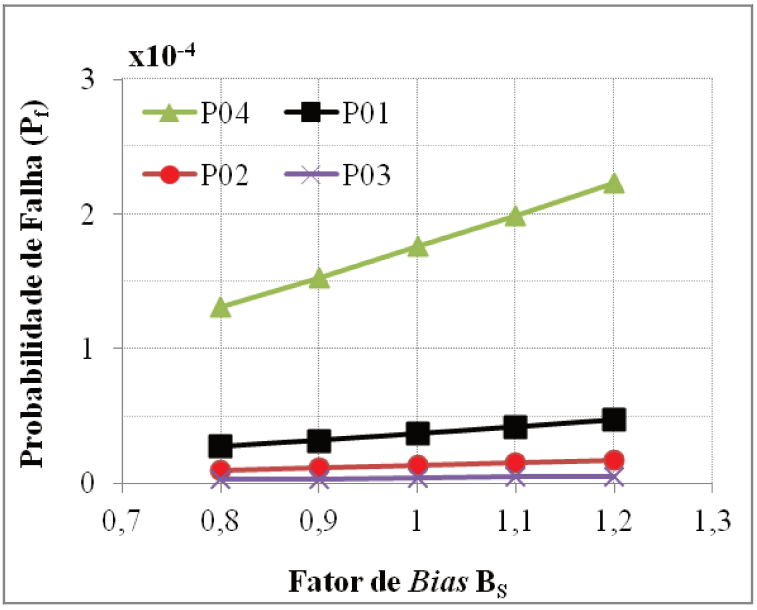


Figura 4-7 - *Probabilidade de falha e fator de bias*

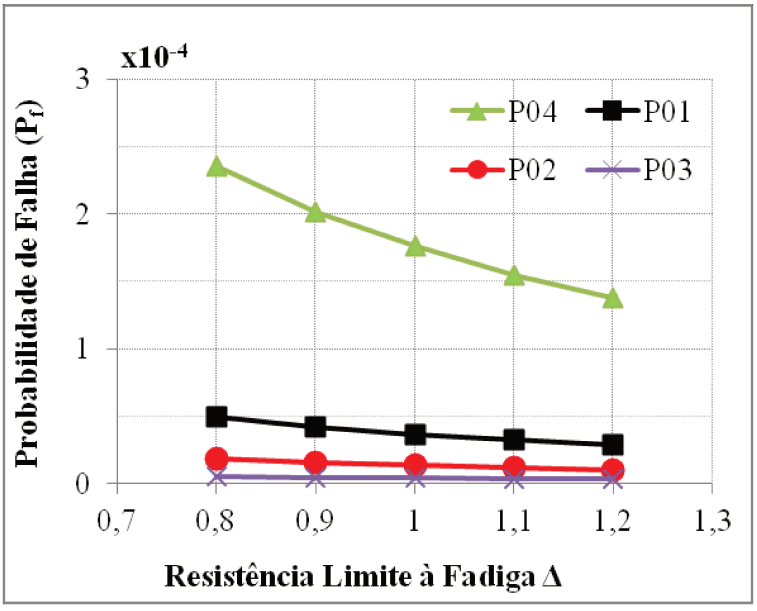


Figura 4-8 - *Probabilidade de falha e resistência limite à fadiga*

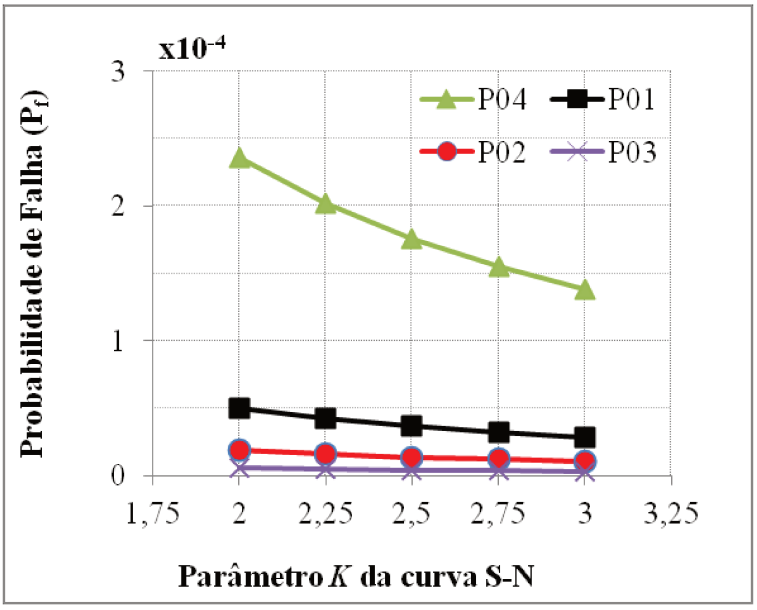


Figura 4-9 - *Probabilidade de falha e parâmetro da curva S-N (K)*

4.5. Probabilidade de Falha ao longo Comprimento do Riser

Os resultados do comportamento da probabilidade de falha ao longo do comprimento do *riser* será avaliado realizando a mesma simulação do item 4.1, obedecendo-se às mesmas condições, apenas variando os parâmetros de distribuição *m* e *K*.

Dessa maneira serão consideradas, na simulação, principalmente as localizações da região do topo e do fundo, bem como outras localizações que se distribuem ao longo de todo o comprimento do *riser* de perfuração, a cada 300m, obtendo-se os valores de probabilidade de falha para as mesmas. A Figura 4-10 contém os valores da coordenada Z do referencial global do *riser* pelos respectivos valores de probabilidade de falha, sendo estes apresentados na escala logarítmica. Nos resultados podem ser observadas altas probabilidades de falha nas regiões do topo e do fundo, como esperado, em virtude dos altos níveis de tensão presentes nas mesmas.

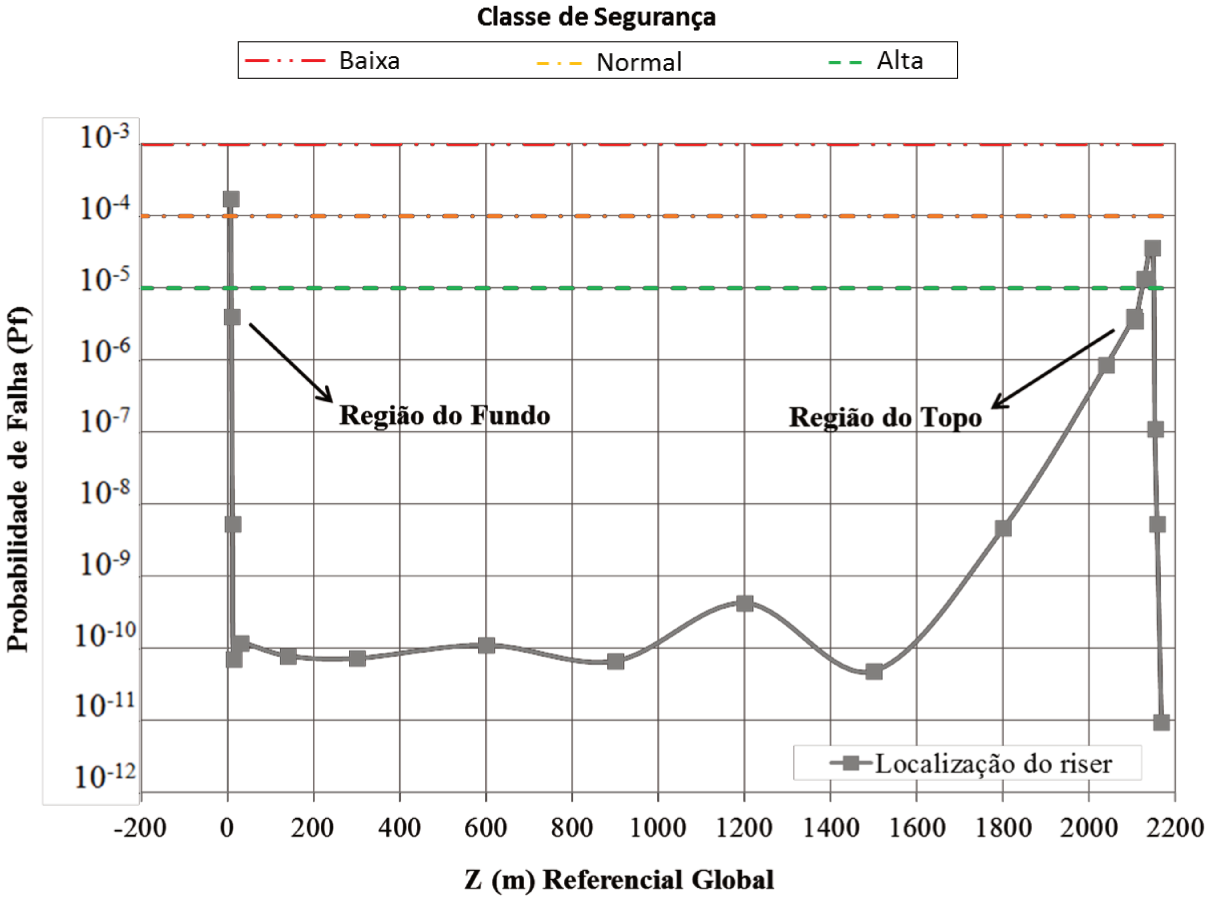


Figura 4-10 - *Probabilidade de falha ao longo do riser de perfuração no eixo Z com m e K probabilístico*

A Figura 4-11 que apresenta a probabilidade de falha ao longo do *riser* de perfuração considerando *m* e *K* probabilístico, porém quando consideramos *m* e *K* determinísticos como mostra a Figura 4-10, os resultados entre as duas figuras são diferentes.

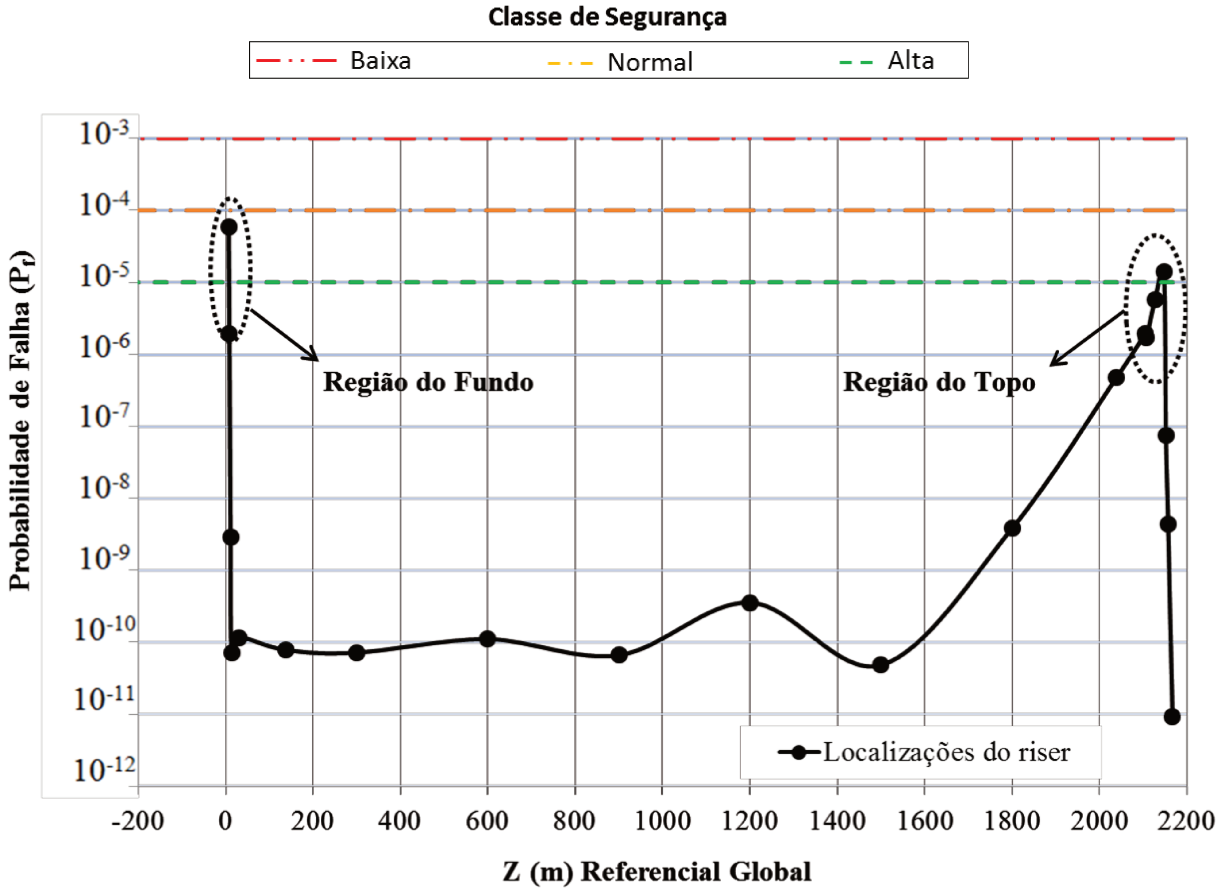


Figura 4-11 -*Probabilidade de falha ao longo do riser de perfuração no eixo Z com m e K determinístico.*

As Figura 4-10 e Figura 4-11 seguem a mesma tendência ao longo do comprimento do *riser*; no entanto, existe uma diferença significativa principalmente nas regiões mais críticas. Portanto, para que seja possível a visualização dessa diferença, iremos comparar os dois gráficos em uma mesma imagem.

Quando consideramos *m* e *K* determinísticos as probabilidades de falha nas regiões mais críticas, topo e fundo, são menores do que quando consideramos *m* e *K* probabilístico; essa afirmação é possível de ser visualizada na Figura 4-12. Portanto, essa diferença ocorre devido às incertezas presentes nessas variáveis, uma vez que ambas resultam da curva S-N, a qual é obtida empiricamente.

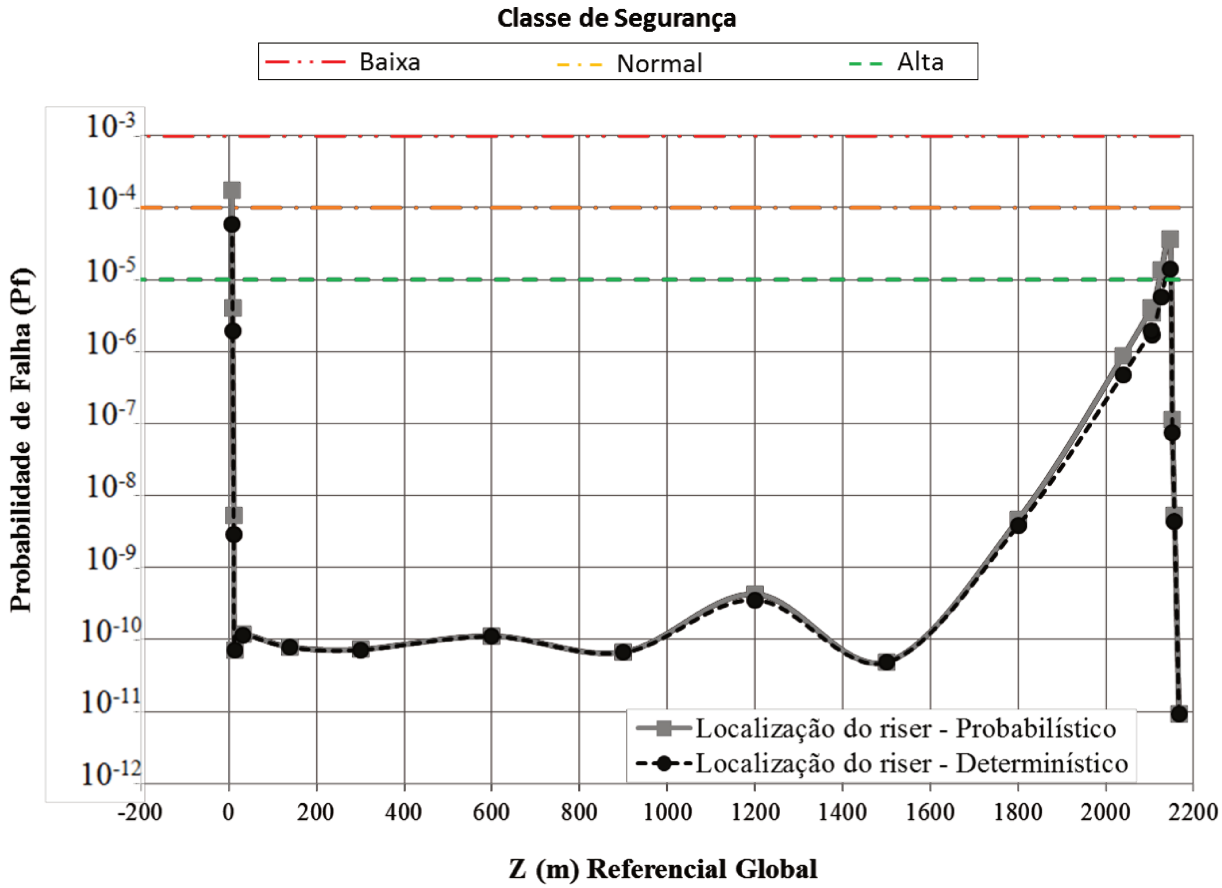


Figura 4-12 - *Probabilidade de Falha ao longo do riser de perfuração comparando o probabilístico e determinístico*

O importante é observar que na região de fundo — mais especificamente no ponto engastado no BOP — será o primeiro elemento a uma possível falha.

Analisando os quatro pontos mais críticos do *riser,* e assumindo como premissa que o dano anual ao longo do *riser* pudesse se repetir ao longo do tempo — linearmente — então a Figura 4-13 representa a análise.

Adotando o critério da classe de segurança sugerido pela DNV (baixa, normal e alta) observa-se que após os 5 anos de vida o ponto P04 ultrapassa a classe de segurança baixa colocando em risco toda a estrutura; portanto, no quinto ano sugere-se a substituição da junta baseado na DNV.

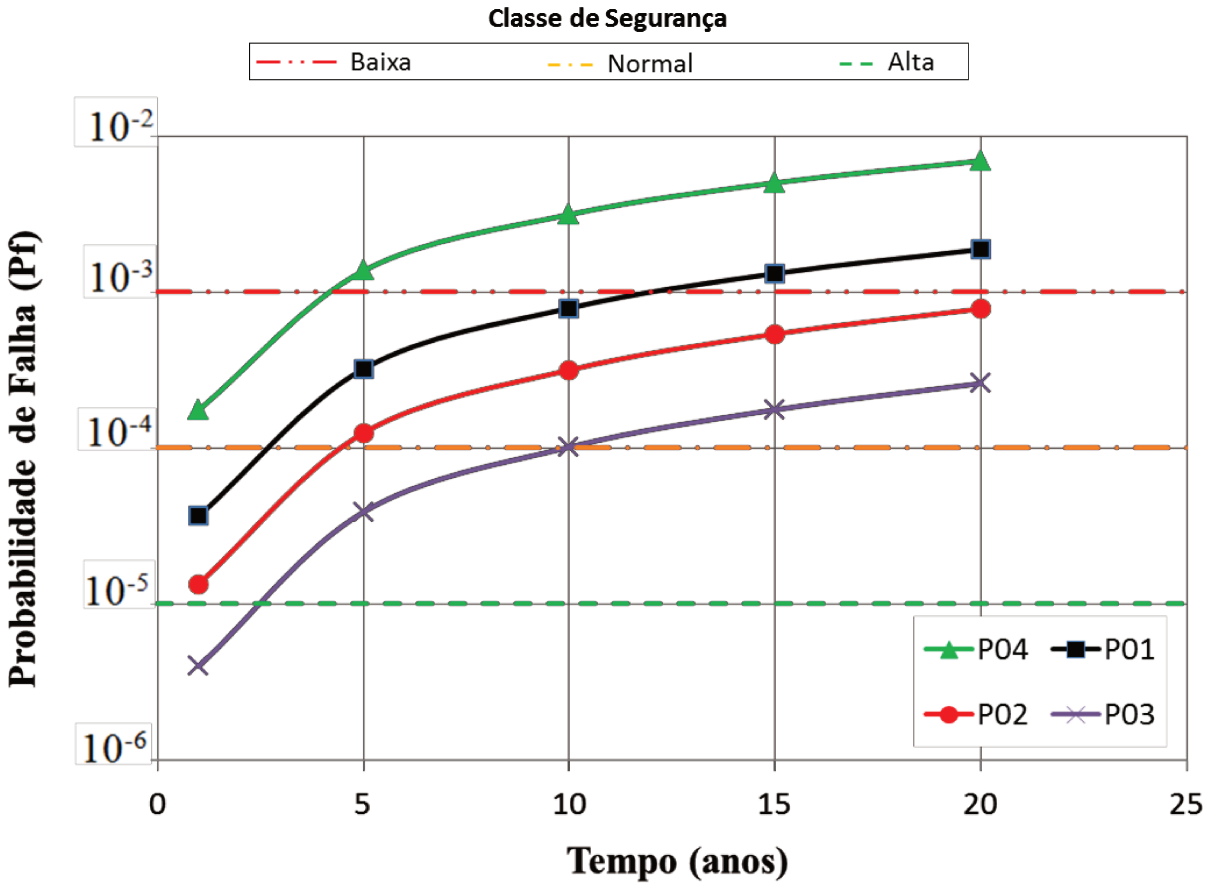


Figura 4-13 - *Probabilidade de falha nas localizações críticas do riser pelo tempo.*

5. CONCLUSÃO

Conforme o exposto anteriormente, o cenário de descobertas de hidrocarbonetos em águas ultraprofundas do Brasil é bastante promissor, havendo considerável investimento por parte das companhias de petróleo, em investimentos de equipamentos de alta tecnologia. Neste contexto, como o *riser* de perfuração é um equipamento fundamental na perfuração dos poços, estudar e avaliar a probabilidade de falha por fadiga se torna de fundamental importância.

Assim sendo, o presente trabalho teve como objetivo principal avaliar a probabilidade de falha por fadiga em um *riser* de perfuração, identificando os principais parâmetros e analisando a influência na probabilidade de falha, a partir de um procedimento desenvolvido por Stefane, 2010. Dos resultados obtidos pôde-se concluir que:

•Observou-se que, ao assumir *m* e *K* determinísticos, os valores de probabilidade de falha no *riser* apresentaram-se na classe de segurança alta, sendo que o fator de *bias* apresentou a maior influência nos valores da probabilidade de falha.

•Considerando *m* e *K* probabilísticos, os valores de probabilidade de falha no *riser* de perfuração apresentaram uma classe de segurança normal; assim, pode-se concluir o quanto é significativo considerar as incertezas. Também se atentou para o fato do fator de *bias* e do parâmetro *m* mostrarem-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 e também por ser um expoente da equação.

•A probabilidade de falha ao longo do *riser* de perfuração foi condizente nas regiões com menor vida, isto é, resultou em altos valores de probabilidade nas regiões do topo e do fundo, como era esperado, em virtude dos altos níveis de tensão existentes nessas duas regiões.

Os Trabalhos que futuramente poderão ser estudados e desenvolvidos poderão contar com as sugestões aqui indicadas:

- Novas análises de probabilidade de falha para diferentes condições ambientais e outras configurações de *risers*.
- Determinação das consequências da probabilidade de falha por fadiga, sejam estas individuais, ambientais ou de instalação.

- Alteração do número total de ciclos de tensão (N_{tt}), de modo que seja possível considerar a vida útil do *riser* de perfuração e, assim, determinar a probabilidade de falha não só anual.
- Utilização de novos métodos para o cálculo da distância mínima como, por exemplo, SORM ou Monte Carlo.
- Consideração aos cálculos de probabilidade de falha por fadiga sob o efeito de corrosão e outros fenômenos.
- Consideração da avaliação econômica, da manutenção e ações preventivas sob os cálculos de probabilidade de falha.
- Consideração dos fenômenos hidrodinâmicos como Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV), Movimento Induzido por Vórtices (VIM), e outros.
- Utilização da teoria da mecânica de fratura em substituição à abordagem com a curva S-N.
- A probabilidade de falha é um critério para a seleção do projeto, então é importante que sejam realizados diversos estudos de caso e os mesmo sejam comparados.
- A análise de risco é uma ferramenta que pode ser incorporada ao estudo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDALA V. *Petrobras confirma terceiro vazamento de óleo em menos de um mês.* Disponível em: http://agenciabrasil.ebc.com.br/noticia/2012-02-24/petrobras-confirma-terceiro-vazamento-de-oleo-em-menos-de-um-mes. Acesso em: 20 de janeiro 2013.

ALMAR-NAESS, A. *Fatigue Handbook: Offshore Steel Structures*, Tapir, 1999.

ANG, A. H-S., TANG, W. H. *Probability Concepts in Engineering Planning and Design - Basic Principles*. Canada: John Wiley & Sons, Inc., 1984. 409p. Vol. 1.

ANG, A. H-S., TANG, W. H. *Probability Concepts in Engineering Planning and Design – Decision, Risk, and Reliability*. Canada: John Wiley & Sons, Inc., 1984. 562p. Vol. 2.

AKER SOLUTIONS. Home. Media. Press releases. All. *Aker Solutions wins drilling riser contract*. Disponível em: <http://www.akersolutions.com/en/Global-menu/Media/Press-Releases/All/2012/Aker-Solutions-wins-drilling-riser-contract1/>. Acesso: 05 dezembro 2012 as 07:53.

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.

API - American Petroleum Institute, *Recommended Practice for Design, Selection, Operation and Maintenance of Marine Drilling Riser Systems*. API RP 16Q. 1 November. 1 ed. 1993.

API - American Petroleum Institute, *Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*. API RP 2ALRFD. Washington, 1997, 284p.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.

BAI, Y, BAI Q. *Subsea Pipelines and Risers*. Oxford: Elsevier Science, 2005. 841p.

BRANTLY.J.E. *History of Oil Well Drilling*. Houston, Texas 77001. Statistics. Gulf Publishing Company. Book Division. 1971.

BOURGOYNE, J.R., MILLHEEIM, K. K., CHENEVERT, M. E., ET AL. *Applied Drilling Engineering. Journal of Petroleum Science and Engineering, Textbook Series*, Richardson, EUA. 1991

CHAKRABARTI, S. K. AND FRAMPTON, R. E. *Review of Riser Analysis Techniques*, Applied Ocean Research, Vol. 4, No 2,pp. 73-90, 1982.

CHAKRABARTI, S. K. *Handbook of Offshore Engineering*. Oxford: Elsevier Science, 2005. 634p. Vol.1.

COOPETRÓLEO - Cooperativa de Profissionais da Indústria do Petróleo Ltda. *Principais Tipos De Plataforma*. Disponível em: <*http://www.risersinc.com/*>. Acesso: 18 dezembro 2012 as 10:09.

DITLEVSEN, O. e MADSEN, H. O. *Structural Reliability Methods.* John Wiley & Sons Ltd, Chichester, 1 ed.,1996.

DNV - Det Norske Veritas, *Structural Reliability Analysis of Marine Structures*. DNV RPCN30.6. Norway, 1992, 51p.

DNV - Det Norske Veritas, *Dynamic Risers*, DNVOSF201. Norway, 2001, 99p.

DNV - Det Norske Veritas, *Risk Based Inspection of Offshore Topsides Static Mechanical Equipment*, DNVRPG101.Norway, 2002, 50p.

DNV - Det Norske Veritas, *Riser Fatigue.*DNVRPF204.Norway, 2010, 34p.

DNV - Det Norske Veritas, *Fatigue Design Of Offshore Steel Structures*. DNVRPC203 Norway, 2010, 142p.

ISO 2394:General principles on reliability for structures. 1998.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.

INTEC ENGINEERING (2006a), *SCR Integrity Study, Probabilistic Reliability and Integrity Assessment of Large Diameter Steel Compliant Risers (SCR) for Ultra-Deepwater Operations:* v.2: Reliability Analysis, INTEC Project Number 11172601.

LALANNE, C. *Fatigue Damage: Mechanical Vibration and Shock Analysis*, Volume 4, Second Edition, 2010.

LIMA, H.R.P.: *Fundamentos de Perfuração*, Apostila SEDES/CEN-NOR – Petrobras. 1987.

MAGALHÃES, M. N., PEDROSO DE LIMA, A. C., *Noções de Probabilidade e Estatística.* São Paulo: Edusp, 2011. 6ª edição

MINER. M. A. *Cumulative Damage in Fatigue. Journal of Applied Mechanics,*v.12, (9), pp. A159-A164, 1945.

MONTGOMERY, D. C. E RUNGER, G. C. *Applied Statistics and Probability for Engineers. John Wiley & Sons, New York.* 3a *Edição,* 2003.

MOURELLE, M. M. *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas.*RJ. Tese de Doutorado – Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, 1993.

NIKOLAIDS, E., KAPLAN, P. *Uncertainties in Stress Analysis of Marine Structures. In: Marine Structural Inspection Maintenance and Monitoring Symposium*, 1991, Arlington, Virginia. Proceedings…

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

RAPPINI, S. G. e PETROBRAS. *FPSWO-DP "Dynamic Producer" General Data, Degraded Status Criteria And Operational Limit- W.S.O.G. - Well 3-Sps-74 - Carioca-Ne Field T.L.D.("Extended Well Test").2011*

RISERS INTERNATIONAL, INC. Página Pricipal. Disponível em: <http://www.coopetroleo.com.br/ptp.htm>. Acesso: 17 dezembro 2012 as 15:34.

SAGRILO, L. V. S. *Análise de Confiabilidade Estrutural utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*. Rio de Janeiro: Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1994, 142 p. Tese (Doutorado).

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 .SHIGLEY, J.E. *Elementos de Máquinas*, Vol. 2, 3_ ed., LTC, Rio de Janeiro, 1984.

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.

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.

TORRES, A.L.F.L., SAGRILO, L.V.S., SIQUEIRA, M.Q., LIMA, E.C.P. *A Procedure for Random Fatigue Analysis of Offshore Structures*. Proceedings of the 9th International Symposium on Offshore Engineering, Brazil Offshore 95, Rio de Janeiro, September 1995.

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.

APÊNDICE A - DESENVOLVIMENTO DA EQUAÇÃO ESTÁTICA

O *riser* baseado em uma análise estrutural, considerando uma geometria arbitrária e restrita de duas dimensões, sob a ação de um carregamento lateral sujeito às pressões hidrostáticas internas e externas; e considerando uma viga como um *riser* vertical. Deste modo, um modelo de viga de Euler-Bernoulli e um modelo de viga tracionada podem representar a estrutura de um *riser* na análise. Logo, sabemos que o *riser* está sujeito a deslocamentos e rotações devido a carregamentos axiais e laterais. Então, seja um segmento infinitesimal do *riser*, temos diagrama de corpo livre abaixo:

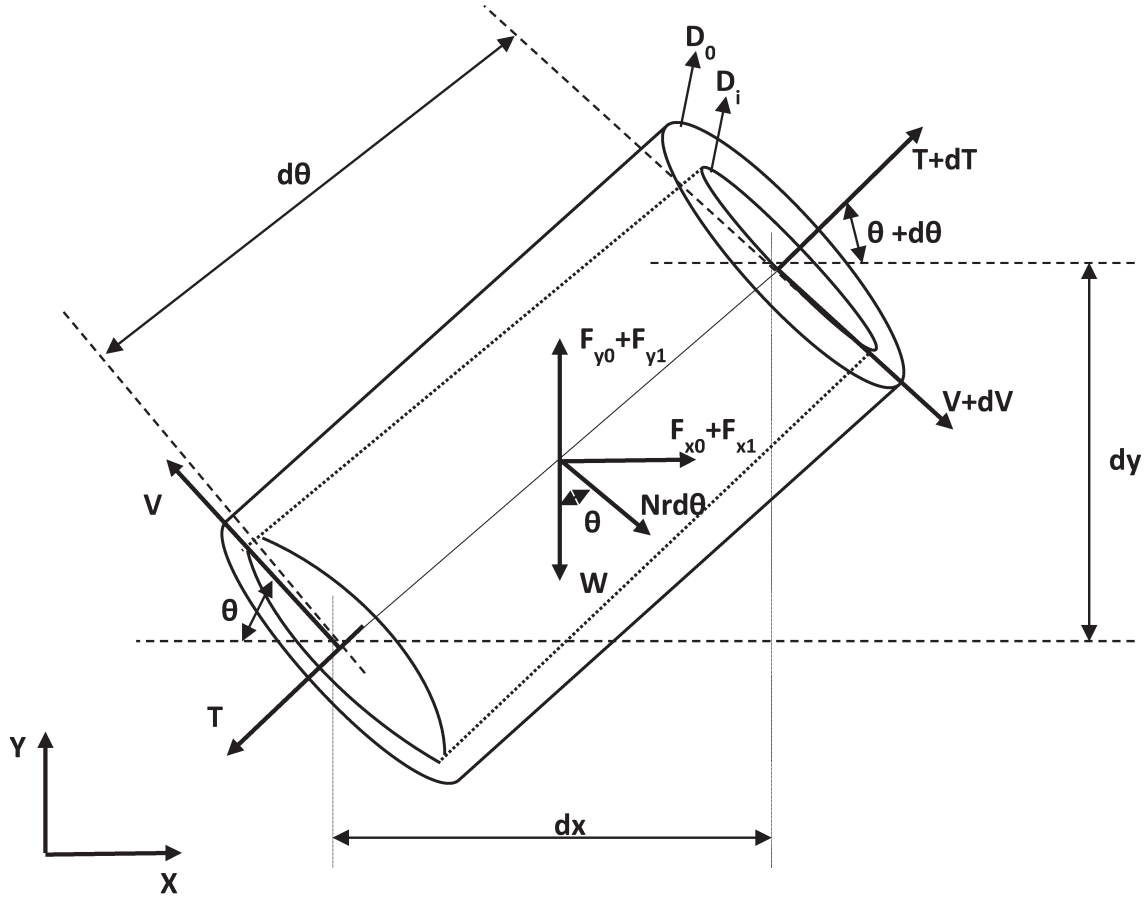


Figura A-1 - *Diagrama de corpo livre de um segmento tubular*

As forças estáticas agindo sobre o *riser* são: tensão axial ou tensão de topo (T), tensão cisalhante (V), força horizontal resultante das pressões interna e externa (F_{xo}+F_{xi}), força vertical resultante das pressões interna e externa (F_{yo}+F_{yi}), força de arrasto devido à correnteza por unidade de comprimento (N)e o peso próprio do elemento (W).

Baseado nas equações de equilíbrio para o segmento de *riser*, pode-se obter a soma dos componentes de força nas direções x e y (in-line e transversal) de acordo com as equações :

$$\text{Direção x: } \sum F_x = 0$$

$$(T + dT)\cos(\theta + d\theta) - T\cos(\theta) + (V + dV)\sin(\theta + d\theta) - V\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0 \quad \textbf{(A.1)}$$

$$\text{Direção y: } \sum F_y = 0$$

$$(T + dT)\sin(\theta + d\theta) - T\sin(\theta) - (V + dV)\cos(\theta + d\theta) + V\cos(\theta) + \left(F_{yo} + F_{yi}\right) - Nrd\theta\cos(\theta) - W = 0 \quad \textbf{(A.2)}$$

Seja $d\theta$ pequeno e aplicando as relações trigonométricas abaixo:

$$\sin(\theta + d\theta) = \sin(\theta)\cos(d\theta) + \sin(d\theta)\cos(\theta)$$

$$\cos(\theta + d\theta) = \cos(\theta)\cos(d\theta) - \sin(d\theta)\sin(\theta) \quad \textbf{(A.3)}$$

$$d\theta \approx 0$$

Então

$$\cos(d\theta) = 1 \qquad \sin(d\theta) = d\theta$$

$$\sin(\theta + d\theta) = \sin(\theta).1 + d\theta.\cos(\theta) \quad \textbf{(A.4)}$$

$$\cos(\theta + d\theta) = \cos(\theta).1 - d\theta.\sin(\theta)$$

Logo podemos utilizar essas relações e reescrevê-las da seguinte maneira:

$$\sum F_x = 0$$

$$(T + dT)\cos(\theta) - (T + dT)\sin(\theta)\,d\theta - T\cos(\theta) + (V + dV)\sin(\theta) + (V + dV)\cos(\theta)\,d\theta - V\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0$$

$$T\cos(\theta) + dT\cos(\theta) - T\sin(\theta)\,d\theta - dT\sin(\theta)\,d\theta - T\cos(\theta) + V\sin(\theta) + dV\sin(\theta) + V\cos(\theta)\,d\theta + dV\cos(\theta)\,d\theta - V\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0 \quad \textbf{(A.5)}$$

$$d\theta dT \approx 0 \qquad d\theta dV \approx 0$$

$$dT\cos(\theta) - T\sin(\theta)\,d\theta + dV\sin(\theta) + V\cos(\theta)\,d\theta + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0$$

$$(V\cos(\theta) - T\sin(\theta))d\theta + dT\cos(\theta) + dV\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0 \qquad \textbf{(A.6)}$$

$$\sum F_y = 0$$

$$(T + dT)\,(\sin(\theta) + \cos(\theta)d\theta) - T\sin(\theta) - (V + dV)\,(\cos(\theta) - \sin(\theta)\,d\theta) + V\cos(\theta) + (F_{Yo} + F_{Yi}) + Nrd\theta\cos(\theta) = 0$$

$$T\sin(\theta) + T\cos(\theta)d\theta + d\,T\sin(\theta) + dT\cos(\theta)d\theta - T\sin(\theta) - V\cos(\theta) + V\sin(\theta)d\theta - V\cos(\theta) + dV\sin(\theta)\,d\theta + V\cos(\theta) + \left(F_{yo} + F_{yi}\right) + Nrd\theta\cos(\theta) - W = 0 \qquad \textbf{(A.7)}$$

$$d\theta dT \approx 0 \qquad d\theta dV \approx 0$$

$$T\cos(\theta)d\theta + d\,T\sin(\theta) + V\sin(\theta)d\theta - dV\cos(\theta) + \left(F_{yo} + F_{yi}\right) - Nrd\theta\cos(\theta) - W = 0$$

$$(T\cos(\theta) + V\sin(\theta))d\theta + d\,T\sin(\theta) - dV\cos(\theta) + \left(F_{yo} + F_{yi}\right) - Nrd\theta\cos(\theta) - W = 0 \qquad \textbf{(A.8)}$$

Deste modo, multiplicando as equações por seno e menos cosseno, temos:

$$(V\cos(\theta) - T\sin(\theta))d\theta + dT\cos(\theta) + dV\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta\sin(\theta) = 0x\sin(\theta) \qquad \textbf{(A.9)}$$

$$(T\cos(\theta) + V\sin(\theta))d\theta + d\,T\sin(\theta) - dV\cos(\theta) + \left(F_{yo} + F_{yi}\right) - Nrd\theta\cos(\theta) - W = 0x - cc \qquad \textbf{(A.10)}$$

$$(V\cos(\theta) - T\sin(\theta))\sin(\theta)\,d\theta + dT\cos(\theta)\sin(\theta) + dV\sin(\theta)\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi})\sin(\theta) + Nrd\theta\sin(\theta)\sin(\theta) = 0$$

$$V\cos(\theta)\sin(\theta)\,d\theta - T\sin(\theta)\sin(\theta)\,d\theta + dT\cos(\theta)\sin(\theta) + dV\sin(\theta)\sin(\theta) + F_{xo}\sin(\theta) + F_{xi}\sin(\theta) + Nrd\theta\sin(\theta)\sin(\theta) = 0 \qquad \textbf{(A.11)}$$

$$V\cos(\theta)\sin(\theta)\,d\theta - T\sin^2(\theta)\,d\theta + dT\cos(\theta)\sin(\theta) + dV\sin^2(\theta) + F_{xo}\sin(\theta) + F_{xi}\sin(\theta) + Nrd\theta\sin^2(\theta) = 0$$

$$-(T\cos(\theta) + V\sin(\theta))\cos(\theta)\,d\theta - d\,T\sin(\theta)\cos(\theta) + dV\cos(\theta)\cos(\theta) - \left(F_{yo} + F_{yi}\right)\cos(\theta) + Nrd\theta\cos(\theta)\cos(\theta) + W\cos(\theta) = 0$$

$$-T\cos(\theta)\cos(\theta)\,d\theta - V\sin(\theta)\cos(\theta)\,d\theta - d\,T\sin(\theta)\cos(\theta) + dV\cos(\theta)\cos(\theta) - F_{yo}\cos(\theta) - F_{yi}\cos(\theta) + Nrd\theta\cos(\theta)\cos(\theta) + W\cos(\theta) = 0 \qquad \textbf{(A.12)}$$

$$-T\cos^2(\theta)d\theta - V\sin(\theta)\cos(\theta)\,d\theta - d\,T\sin(\theta)\cos(\theta) + dV\cos^2(\theta) - F_{yo}\cos(\theta) - F_{yi}\cos(\theta) + Nrd\theta\cos^2(\theta) + W\cos(\theta) = 0$$

Agora somando as duas equações obtemos:

$$-T\cos^2(\theta)d\theta - V\sin(\theta)\cos(\theta)\,d\theta - d\,T\sin(\theta)\cos(\theta) + dV\cos^2(\theta) - F_{yo}\cos(\theta) - F_{yi}\cos(\theta) + Nrd\theta\cos^2(\theta) + W\cos(\theta) + V\cos(\theta)\sin(\theta)\,d\theta - T\sin^2(\theta)\,d\theta + dT\cos(\theta)\sin(\theta) + dV\sin^2(\theta) + F_{xo}\sin(\theta) + F_{xi}\sin(\theta) + Nrd\theta\sin^2(\theta) = 0$$

$$-T\cos^2(\theta)d\theta + dV\cos^2(\theta) - F_{yo}\cos(\theta) - F_{yi}\cos(\theta) + Nrd\theta\cos^2(\theta) + W\cos(\theta) \pm T\sin^2(\theta)\,d\theta + dV\sin^2(\theta) + F_{xo}\sin(\theta) + F_{xi}\sin(\theta) + Nrd\theta\sin^2(\theta) = 0 \quad \textbf{(A.13)}$$

$$-T\cos^2(\theta)d\theta - T\sin^2(\theta)\,d\theta + dV\cos^2(\theta) + dV\sin^2(\theta) - F_{yo}\cos(\theta) - F_{yi}\cos(\theta) + W\cos(\theta) + F_{xo}\sin(\theta) + F_{xi}\sin(\theta) + Nrd\theta\sin^2(\theta) + Nrd\theta\cos^2(\theta) = 0$$

$$-Td\theta(\cos^2(\theta) + \sin^2(\theta)) + dV(\cos^2(\theta) + \sin^2(\theta)) + Nrd\theta(\cos^2(\theta) + \sin^2(\theta)) - \cos(\theta)\left(F_{yo} + F_{yi} - W\right) + \sin(\theta)\left(F_{xo} + F_{xi}\right) = 0$$

$$-Td\theta + dV + Nrd\theta - \cos(\theta)\left(F_{yo} + F_{yi} - W\right) + \sin(\theta)\left(F_{xo} + F_{xi}\right) = 0 \quad \textbf{(A.14)}$$

As forças (F_x e F_y) atuantes em um segmento de *riser* com fluido interno e externo, sofrerão pressão hidrostática de ambos e adotarão que o fluido interno está estático. Este fato se dá por não se conhecer o padrão de fluxo no interior do segmento do *riser* e, portanto, não se pode determinar a variação do gradiente de pressão.

A partir da integração da pressão do segmento de geometria arbitrária é possível encontrar a força resultante, na qual consideramos apenas as forças agindo na parede do cilindro. Nas extremidades do segmento de *riser* as forças não são consideradas devido ao seu comprimento e pelo fato de sua extremidade se conectar à outra fazendo com que a pressão seja nula.

As forças (F_{xo}, F_{xi}) e (F_{yo}, F_{yi}) devido à pressão hidrostática são dadas por:

$$F_{xo} + F_{xi} = \left[(P_iA_i - P_oA_o) + (\gamma_iA_i - \gamma_oA_o)r(\cos(\theta) - \sin(\theta)d\theta)\right]\sin(\theta)d\theta \quad \textbf{(A.15)}$$

$$F_{yo} + F_{yi} = \left[(P_iA_i - P_oA_o) + (\gamma_iA_i - \gamma_oA_o)r(\cos(\theta) + \sin(\theta)d\theta)\right]\cos(\theta)\,d\theta \quad \textbf{(A.16)}$$

onde P_i , P_o pressão hidrostática interna e a pressão externa, A_i , $A_o$área interna e externa da seção transversal do riser e γ_i , γ_o específico do fluido interno e externo.

$$W = \gamma_s A_s r d\theta \tag{A.17}$$

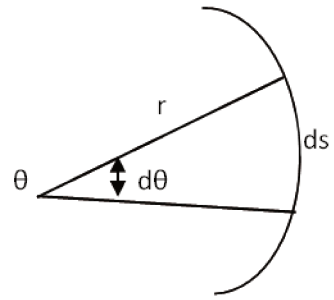
onde γ_s peso específico do material do riser e A_s área da seção transversal da parede do riser.

Logo,

$$(T + P_o A_o - P_i A_i)d\theta - dV + [(\cos(\theta) - \sin(\theta)\, d\theta)(\gamma_o A_o - \gamma_i A_i) - \gamma_s A_s \cos(\theta) - N] \tag{A.18}$$

A pressão dinâmica exercida pelo escoamento do fluido interno será desprezada e, pelo fato da extremidade inferior do *riser* estar engastada, as forças hidrostáticas não atuam sobre ela.

Considerando as relações trigonométricas básicas e realizando a transformação de coordenadas para o sistema cartesiano e assumindo que a curva da deflexão do *riser* tem pequenas inclinações, não desprezíveis, temos:

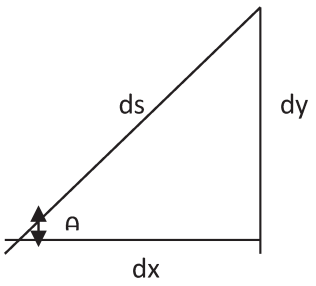


$$\theta \neq d\theta \qquad ds \neq dx r \qquad d\theta = ds$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{1}{r} = \frac{M}{EI}$$

$$\tan\theta = \frac{dy}{dx} \qquad \theta = \tan^{-1}\frac{dy}{dx}$$

$$\cos\theta = \frac{dx}{ds} \sin\theta = \frac{dy}{ds}$$



$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{1}{r} = \frac{d\left[\tan^{-1}\frac{dy}{dx}\right]}{dx}\frac{dx}{ds}\frac{dx}{ds} = \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{-\frac{1}{2}}$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{1}{r} = \frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}}$$

A razão $d\theta/ds$ representa a curvatura do *riser* e podemos escrever:

$$\frac{dV}{ds} = \frac{dV}{dx}\frac{dx}{ds} = \frac{dV}{dx}\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{-\frac{1}{2}} \tag{A.19}$$

Dividindo a equação **(A.18)** por (ds) obtemos a seguinte expressão:

$$(T + P_o A_o - P_i A_i)\frac{d\theta}{ds} - \frac{dV}{ds} + [(\cos(\theta) - \sin(\theta)\, d\theta)(\gamma_o A_o - \gamma_i A_i) - \gamma_s A_s \cos(\theta) - N]\, r\frac{d\theta}{ds} = 0 \quad \textbf{(A.20)}$$

$$(T + P_o A_o - P_i A_i)\frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}} - \frac{dV}{dx}\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{-\frac{1}{2}} + [(\cos(\theta) - \sin(\theta)\, d\theta)(\gamma_o A_o - \gamma_i A_i) - \gamma_s A_s \cos(\theta) - N]\, r\frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}} = 0 \quad \textbf{(A.21)}$$

Baseado na equação de flexão da viga, pode-se introduzir a seguinte expressão:

$$\frac{d^2}{ds^2}\left(EI\frac{d^2x}{dy^2}\right) \quad \textbf{(A.22)}$$

Onde E é o módulo de Young ou módulo de elasticidade, I é o segundo momento de área do *riser* e EI é a rigidez à flexão da viga.

Multiplicando a equação (A.**22)** por (dx/dy), e utilizando a equação da viga flexionada e assumindo que $1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2$ é igual a um para pequenas deflexões, tem-se:

$$\frac{d^2}{ds^2}\left(EI\frac{d^2x}{dy^2}\right) - (T + P_o A_o - P_i A_i)\frac{d^2x}{dy^2} = N + (\gamma_s A_s + \gamma_o A_o - \gamma_i A_i)\frac{dx}{dy} = 0 \quad \textbf{(A.23)}$$

A expressão (**A**.**23)** representa a equação diferencial do comportamento estático do *riser* sob o carregamento na direção *in line*.

APÊNDICE B - DESENVOLVIMENTO DA EQUAÇÃO DINÂMICA

Segundo Chakrabarti (1982) as equações de equilíbrio para um segmento tubular esbelto e carregamentos estaticamente equivalentes no seu centro resultante da (1) pressão interna e externa do fluido (2) o peso do segmento. Para desenvolver uma equação horizontal do movimento de um *riser* marítimo, é desejável combinar as três equações de equilíbrio para se obter uma única equação. Para uma melhor compreensão do problema é necessário adotar algumas hipóteses, existem diversas abordagens.

Na dedução da primeira parte, a forma das equações serão deduzidas pela hipótese e serão combinadas para mostrar a forma da equação de equilíbrio para um segmento tubular esbelto (*riser* horizontal) para os movimentos de grandes rotações e deflexões.

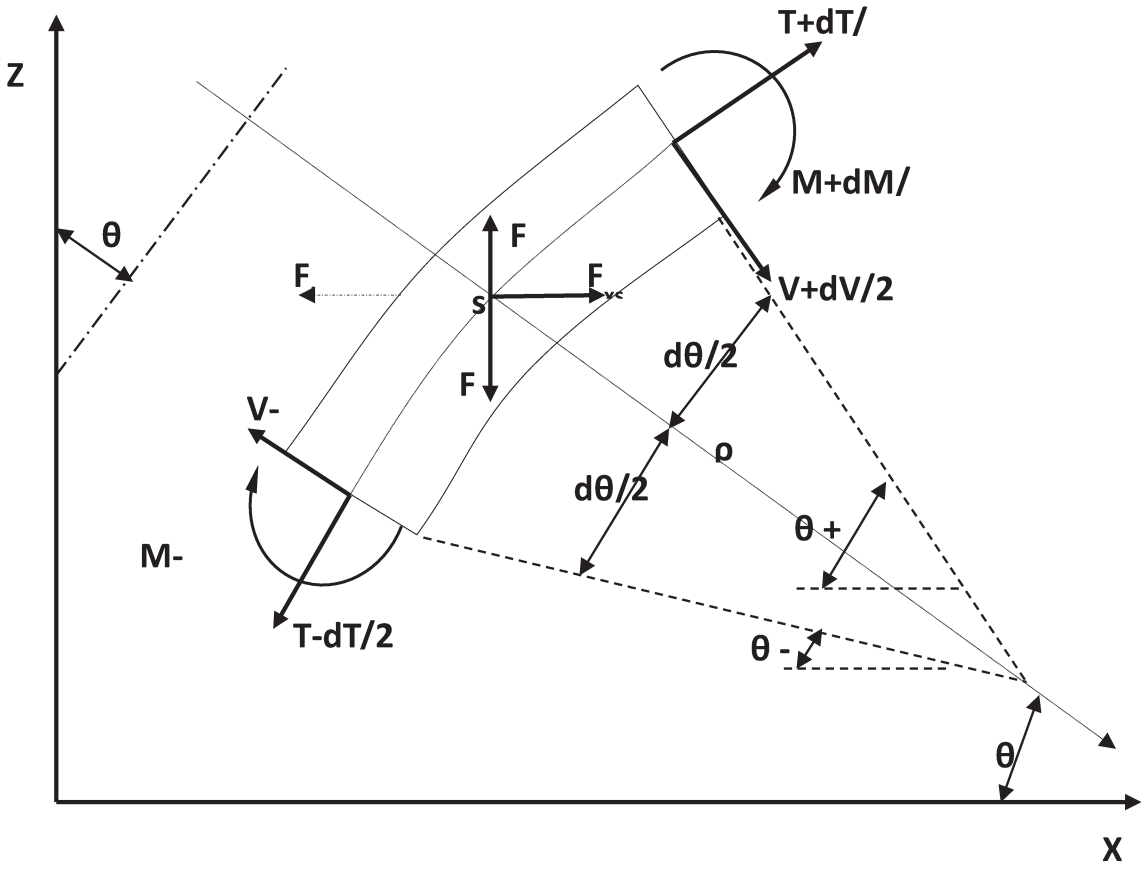


Figura B-1 - Diagrama de corpo livre de um segmento tubular esbelto

Muitas estruturas *offshore* estão sendo construídas hoje, tendo membros tubulares com alguns ou todos os seus componentes estruturais. Esses membros são frequentemente utilizados no senso convencional para resistir às forças aplicadas e transmitir os carregamentos na estrutura, flexão, cisalhamento e rigidez axial. Entretanto, em muitas aplicações a força de empuxo cria, a partir de uma diferença de pressão interna e externa, usada para estabilidade global das estruturas ou para reduzir os carregamentos nos membros individuais. É importante, entretanto, compreender o equilíbrio de um segmento curvado esbelto como mostra a

Figura B-1.

Para o propósito dessa dedução, seria assumido que o segmento infinitesimal é esbelto em um plano apenas (plano X-Z) e que o movimento ocorre apenas na direção X, e pode ser mostrado, que as equações do movimento podem ser derivadas independentemente para os dois planos verticais ortogonais e que acoplados estarão introduzidos por meio das forças externas apenas.

A forma geral das equações nas direções X e Z e a equação de momento seria derivada primeiro; então, as aproximações seriam realizadas na sucessão usando as seguintes hipóteses:

a) O comprimento do segmento é pequeno

$$\cos d\theta \approx 1 \quad \text{e} \quad \sin d\theta \approx d\theta \tag{B.1}$$

b) Pequena deflexão teoria da viga é aplicável

$$\cos d\theta \approx \frac{dx}{ds} \quad \text{e} \quad \sin d\theta \approx \frac{dz}{ds} \tag{B.2}$$

c) Ângulo de deflexão, θ, é pequeno

$$ds \approx dz, \quad \cos\theta \approx 1, \quad \sin\theta \approx \frac{dx}{dz} \quad \text{e} \quad \frac{d\theta}{dz} \approx \frac{d^2x}{dz^2} \tag{B.3}$$

Como mostra a

Figura B-1, o comprimento do segmento é ds com um raio de curvatura ρ e um ponto de inclinação médio de θ. Em ambas as extremidades do segmento, as forças nos membros externos, isto é, cisalhamento, momento e força axial são mostradas na figura (V, M e T) respectivamente. A resultante de todos os carregamentos externos mostra-se no ponto médio do segmento (ponto s) como F_{xs} e F_{zs}. Uma parte da resultante desses carregamentos está a partir da distribuição das forças de pressão interna e externa. Também está agindo no ponto s a resultante do peso do segmento F_w. O equilíbrio das forças dos membros internos e a resultante dos carregamentos agindo sobre o segmento no ponto s fornece a equação seguinte para o equilíbrio vertical.

$$\left(T+\frac{dT}{2}\right)\cos\left(\theta+\frac{d\theta}{2}\right)-\left(T-\frac{dT}{2}\right)\cos\left(\theta-\frac{d\theta}{2}\right)-\left(V+\frac{dV}{2}\right)\sin\left(\theta+\frac{d\theta}{2}\right)+\left(V-\frac{dV}{2}\right)\sin\left(\theta-\frac{d\theta}{2}\right)+F_w+F_{zs}=0 \quad \textbf{(B.4)}$$

Que reduz para

$$A\cos\theta-B\sin\theta-F_w+F_{zs}=0 \quad \textbf{(B.5)}$$

Onde

$$A=dT\cos\frac{d\theta}{2}-2V\sin\frac{d\theta}{2} \quad \textbf{(B.6)}$$

$$B=dV\cos\frac{d\theta}{2}+2T\sin\frac{d\theta}{2} \quad \textbf{(B.7)}$$

Similarmente, a equação do equilíbrio horizontal será

$$A\sin\theta+B\cos\theta+F_{xs}-m_x\ddot{x}ds=0 \quad \textbf{(B.8)}$$

Em que m_x é a massa do segmento incluindo a massa adicionada por unidade de comprimento agindo na direção X, $\ddot{x}$ é a aceleração do ponto s na direção X $\left[\ddot{x}=\frac{\partial^2 x}{\partial t^2}\right]$. A equação de equilíbrio do momento é:

$$dT\left(1-\cos\frac{d\theta}{2}\right)+dM+2V\sin\frac{d\theta}{2}=0 \quad \textbf{(B.9)}$$

Considerando o comprimento do segmento sendo pequeno, a equação(B.1), as três equações de equilíbrio respectivamente são

$$A_1\cos\theta-B_1\sin\theta-F_w+F_{zs}=0 \quad \textbf{(B.10)}$$

$$A_1\sin\theta+B_1\cos\theta+F_{xs}-m_x\ddot{x}=0 \quad \textbf{(B.11)}$$

$$\frac{dM}{ds}+V=0 \quad \textbf{(B.12)}$$

Em que

$$A_1=\frac{dT}{ds}-V\frac{d\theta}{ds} \quad \textbf{(B.13)}$$

$$B_1=\frac{dV}{ds}+T\frac{d\theta}{ds} \quad \textbf{(B.14)}$$

Enquanto $F_w, F_{zs} e F_{xs}$ são o peso e a intensidade de força (força por unidade de comprimento).

Próximo, se a teoria da viga de pequena deflexão, equação (B.2), é aplicada, então as quantidades de $sin\,\theta\, e\, cos\,\theta$ nas equações de equilíbrio vertical e horizontal são substituídas pelo dx/ds e dz/ds respectivamente. Finalmente, assumindo pequeno ângulo de deflexão, equação (B.3) e usando a seguinte relação entre o momento e a curvatura para a pura flexão:

$$M = \frac{EI}{\rho} = EI\frac{d\theta}{ds} = EI\frac{d^2x}{dz^2} \quad \textbf{(B.15)}$$

E negligenciando o produto das diferenciais como de segunda ordem, a seguinte forma final da equação de equilíbrio são as derivadas

Equilíbrio de Força Vertical

$$\frac{dT}{dz} - \frac{d}{dz}\left(V\frac{dx}{dz}\right) - F_w + F_{zs} = 0 \quad \textbf{(B.16)}$$

Equilíbrio de Força Horizontal

$$\frac{dT}{dz} + \frac{d}{dz}\left(V\frac{dx}{dz}\right) + F_{xs} - m_x\ddot{x} = 0 \quad \textbf{(B.17)}$$

Equilíbrio de Momento

$$\frac{d}{dz}\left(EI\frac{d^2x}{dz^2}\right) + V = 0 \quad \textbf{(B.18)}$$

As equações de equilíbrio que incluem a hipótese de que foram realizadas a partir das equações (B.1)-(B.18) e pelas eq. vertical, horizontal e momento, eq. (B.16), (B.17) e (B.18). Desenvolver uma equação horizontal do movimento para o riser, sob os efeitos de equilíbrio vertical, equação (B.16), são incluídas na equação do equilíbrio horizontal (B.17). Resolvendo para coeficientes A_1 e substituindo na equação (B.17) temos:

$$B_1\, sec\,\theta + (F_w - F_{zs})\, tan\,\theta + F_{xs} - m_x\ddot{x} = 0 \quad \textbf{(B.19)}$$

Incluir os efeitos de equilíbrio de momento na equação (B.19), o cisalhamento V é obtido a partir da equação (B.16). Usando a relação entre a curvatura, 1/ρ, e o momento, M, para o caso de flexão pura

$$V = -\frac{d}{ds}\left(\frac{EI}{\rho}\right) = \frac{d}{ds}\left(EI\frac{d\theta}{ds}\right) \quad \textbf{(B.20)}$$

A forma geral final da equação horizontal do movimento é obtida a partir da equação (B.20) e (B.14) pela substituição do valor de B1 na equação (B.19)

$$\left[\frac{d^2}{d^2s}\left(EI\frac{d\theta}{ds}\right) - T\frac{d\theta}{ds}\right] sec\,\theta - (F_w - F_{zs})\, tan\,\theta - m_x\ddot{x} = F_{xs} \quad \textbf{(B.21)}$$

Utilizando as equações apresentadas na dedução da equação estática e considerando o amortecimento da estrutura temos:

$$\left[\frac{d^2}{d^2s}\left(EI\frac{d\theta}{ds}\right)-\left(T(z)+A_0(z)P_0(z)-A_i(z)P_i(z)\right)\frac{d\theta}{ds}\right]sec\,\theta - \left[\gamma_S\left(A_o(z)-A_i(z)\right)\gamma_i A_i(z)-\gamma_o A_o(z)\right]tan\,\theta + b(z)\dot{x} - m_x\ddot{x} = F_{xs} \quad \textbf{(B.22)}$$

$$\left[\frac{\partial^2}{\partial^2 z}\left(EI\frac{\partial^2 x}{\partial^2 z}\right)-\left(T(z)+A_0(z)P_0(z)-\mathrm{A}_i(z)P_i(z)\right)\frac{\partial^2 x}{\partial^2 z}\right] - \left[\gamma_S\left(A_o(z)-A_i(z)\right)\gamma_i A_i(z)-\gamma_o A_o(z)\right]\frac{\partial x}{\partial z} + b(z)\dot{x} - m_x\ddot{x} = F_{xs} \quad \textbf{(B.23)}$$

APÊNDICE C - SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DINÂMICA

Segundo Mourelle (1993), os métodos de integração no tempo têm como característica fundamental aproximar as derivadas que aparecem no sistema de equações do movimento, gerando uma solução passo a passo com intervalo de tempo Δt. A solução dos deslocamentos, no final de cada intervalo, fornece as condições para o começo do intervalo seguinte. Um dos métodos de integração numérica, comumente utilizado para determinar a resposta de estruturas, é o Método de integração direto HHT, o qual será utilizado para resolução da equação dinâmica, que considera uma média ponderada das forças estáticas relativas ao início e ao final do intervalo de tempo.

O Método de integração direto HHT é um integrador de passo simples, ou seja, as equações de integração desse método são funções apenas do deslocamento, velocidade e aceleração no instante de tempo t, que serão utilizados para encontrar a solução de uma equação de movimento de segunda ordem (equação Mx e My) para o instante de tempo t+Δt.

A equação de equilíbrio é estabelecida:

$$[M]\{\ddot{x}_{t+\Delta t}\} + [B]\{\dot{x}_{t+\Delta t}\} + (1+\alpha)([\mathrm{R}]_{\mathrm{t+\Delta t}} - [\mathrm{F}]_{\mathrm{t+\Delta t}}) + \alpha([\mathrm{R}]_{\mathrm{t}} - [\mathrm{F}]_{\mathrm{t}}) = 0 \qquad \textbf{(C.1)}$$

Fazendo $\alpha = 0$, o método se reduz à forma trapezoidal.$[R]_{t+\Delta t}$ é o vetor de cargas aplicadas e $[F]_t$ é o vetor de forças elásticas resistentes ao tempo t.

A equação do equilíbrio apresentada difere da original pelo termo $(1+\alpha)[R-F]_{t+\Delta t} + \alpha[R-F]_t$, que depende da variação das forças estáticas e de um parâmetro independente que é a constante α. Este termo pode ser entendido como um amortecimento, que é acrescentado ao amortecimento viscoso também presente na equação. Em análises lineares, o termo está diretamente associado à variação de deslocamento entre dois intervalos consecutivos.

A variável $[F]_{t+\Delta t}$ não é conhecida e pode ser expressa em termos do incremento de deslocamentos:

$$[\mathrm{F}]_{\mathrm{t+\Delta t}} = [\mathrm{K}]_{\mathrm{t+\Delta t}}\{\Delta \mathrm{x}\} + [\mathrm{F}]_{\mathrm{t}} \qquad \textbf{(C.2)}$$

Substituindo a equação 3.63 em 3.62, tem-se

$$[\mathrm{M}]\{\ddot{\mathrm{x}}_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\} + [\mathrm{B}]\{\dot{\mathrm{x}}_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\} - (1-\alpha)([\mathrm{R}]_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}} - [\mathrm{K}]_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\{\Delta\mathrm{x}\} + [\mathrm{F}]_{\mathrm{t}}) + \alpha[\mathrm{R}-\mathrm{F}]_{\mathrm{t}} = 0 \qquad \textbf{(C.3)}$$

Levando os termos conhecidos para o lado direito da equação:

$$[\mathrm{M}]\{\ddot{\mathrm{x}}_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\} + [\mathrm{B}]\{\dot{\mathrm{x}}_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\} + (1+\alpha)[\mathrm{K}]_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}}\{\Delta\mathrm{x}\} = (1+\alpha)[\mathrm{R}]_{\mathrm{t}+\Delta\mathrm{t}} - \alpha[\mathrm{R}-\mathrm{F}]_{\mathrm{t}} \qquad \textbf{(C.4)}$$

A partir desse ponto, as aproximações de *Newmark* são introduzidas na equação 3.38, assim como seu procedimento iterativo. O método *Newton Raphson* também é utilizado.

Os operadores de integração para a solução numérica do método HHT são:

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + (1-\gamma)\Delta t\ddot{\mathrm{x}}_t + \gamma\Delta t\ddot{x}_{t+\Delta t} \qquad \textbf{(C.5)}$$

$$x_{t+\Delta t} = x_t + \Delta t\dot{x}_t + \Delta t^2\left(\frac{1}{2}-\beta\right)\ddot{x}_t + \Delta t^2\beta\ddot{x}_{t+\Delta t} \qquad \textbf{(C.6)}$$

onde as constantes γ, $\beta e \alpha$ são parâmetros, respectivamente associados à precisão e estabilidade do método. Quando $\gamma = \frac{1}{2} - \alpha$, $\beta = \frac{1}{4}(1-\alpha)^2$ e $-\frac{1}{3} \leq \alpha \leq 0$, as equações (C.5) e (C.6) correspondem a uma interpolação linear da aceleração .

Podemos escrever a aceleração desta maneira:

$$\ddot{\mathrm{x}}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\beta\Delta t^2}(x_{t+\Delta t} - x_t) - \frac{1}{\beta\Delta t}\dot{x}_t - \left(\frac{1}{2}-\beta\right)\ddot{\mathrm{x}}_t \qquad \textbf{(C.7)}$$

Junto com as equações 3.30 e 3.28, temos:

$$\dot{\mathrm{x}}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + (1-\gamma)\Delta t\ddot{\mathrm{x}}_t + \frac{\gamma}{\beta\Delta t}(x_{t+\Delta t} - x_t) + \frac{\gamma}{\beta}\dot{x}_t - \gamma\left(\frac{1}{2}-\beta\right)\frac{\Delta t}{\beta}\ddot{\mathrm{x}}_t \qquad \textbf{(C.8)}$$

Logo utilizando as equações 3.30 e 3.31 temos:

$$[M]\left[\frac{1}{\beta\Delta t^2}(x_{t+\Delta t} - x_t) - \frac{1}{\beta\Delta t}\dot{x}_t - \left(\frac{1}{2}-\beta\right)\ddot{\mathrm{x}}_t\right] + [B]\left[\frac{\gamma}{\beta\Delta t}x_t + \left(1-\frac{\gamma}{\beta}\right)\dot{x}_t + \left(1-\frac{\gamma}{2\beta}\right)\ddot{\mathrm{x}}_t\Delta t\right] + [K]\{x\} = f \qquad \textbf{(C.9)}$$

Onde

$$\begin{aligned} \mathrm{a}_0 &= \frac{1}{\beta\Delta t^2} \quad ; \quad \mathrm{a}_1 = \frac{\gamma}{\beta\Delta t} \\ \mathrm{a}_2 &= \frac{1}{\beta\Delta t} \quad ; \quad \mathrm{a}_3 = \frac{\gamma}{2\beta} - 1 \\ \mathrm{a}_4 &= \frac{\gamma}{\beta} - 1 \quad ; \quad \mathrm{a}_5 = \left(\frac{\gamma}{2\beta} - 1\right)\Delta t \end{aligned} \qquad \textbf{(C.10)}$$

Portanto podemos escrever desta maneira:

$$([M][\mathrm{a}_0] + [B][\mathrm{a}_1] + [K])\{x\} = (1+\alpha)([\mathrm{R}]_{t+\Delta t} - [\mathrm{F}]_{t+\Delta t}) - [M][-\mathrm{a}_2\dot{x}_t - \mathrm{a}_3\ddot{\mathrm{x}}_t] - [B][-\mathrm{a}_4\dot{x}_t - \mathrm{a}_5\ddot{\mathrm{x}}_t] - \alpha([\mathrm{R}]_t - [\mathrm{F}]_t) \quad \textbf{(C.11)}$$

Assim, podemos escrever um sistema de equações algébricas lineares, onde $\widehat{\mathrm{K}}$ é a matriz de rigidez efetiva e $\widehat{\mathrm{R}}$ é o vetor de forças efetivo que podem ser expressos da seguinte maneira:

$$[\widehat{K}]\{\Delta x\} = [\widehat{\mathrm{R}}]_{t+\Delta t} \quad \textbf{(C.12)}$$

A solução desta equação corresponde à solução de um problema não linear estático e que pode ser resolvida através de método incremental-iterativo. Após a convergência do processo não linear, e de posse do vetor Δx, retorna-se aos operadores de integração para calcular as velocidades e acelerações no intervalo de tempo $\mathrm{t} + \Delta\mathrm{t}$

$$\ddot{\mathrm{x}}_{t+\Delta t} = \mathrm{a}_0\Delta x - \mathrm{a}_2\dot{x}_t - \mathrm{a}_3\ddot{\mathrm{x}}_t \quad \textbf{(C.13)}$$

$$\dot{\mathrm{x}}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + \mathrm{a}_6\ddot{\mathrm{x}}_t + \mathrm{a}_7\ddot{\mathrm{x}}_{t+\Delta t} \quad \textbf{(C.14)}$$

Sendo, $\mathrm{a}_6 = (1-\gamma)\Delta$te $\quad \mathrm{a}_7 = \gamma\Delta\mathrm{t}$

ANEXO I – ESTATÍSTICA

Segundo Magalhães e Pedroso de Lima (2011) para a compreensão deste estudo é necessário o entendimento dos conceitos básicos da estatística, bem como as suposições necessárias para seu uso. A estatística é um conjunto de técnicas que permite, de forma sistemática, organizar, descrever, analisar e interpretar dados oriundos de estudos ou experimentos, realizados em qualquer área de conhecimento.

Podemos dividir a estatística em três grandes áreas:

- ✓ Estatística Descritiva
- ✓ Inferência Estatística
- ✓ Probabilidade

Estatística Descritiva é, em geral, um conjunto de técnicas destinadas a descrever e resumir os dados, a fim de que possamos tirar conclusões a respeito de características de interesse.

Inferência Estatística é o estudo de técnicas que possibilitam a extrapolação, a um grande conjunto de dados, das informações e conclusões obtidas de subconjunto de valores, usualmente de dimensão muito menor.

Probabilidade pode ser pensada como a teoria matemática utilizada para se estudar a incerteza oriunda de fenômenos de caráter aleatório. No presente trabalho esta área será nosso principal foco.

Variáveis Aleatórias

Variável, em estatística, é um atributo, mensurável ou não, sujeito à variação quantitativa ou qualitativa, no interior de um conjunto. Dentre as variáveis quantitativas e qualitativas, temos a variável aleatória contínua, no qual seu conjunto de valores é qualquer intervalo dos números reais, portanto, não enumerável.

Denominamos fenômeno aleatório à situação ou acontecimento cujos resultados não podem ser previstos com certeza, por exemplo, as condições de mar. Por outro lado, alguns modelos podem ser estabelecidos para quantificar as incertezas das diversas ocorrências. A palavra aleatória indica que, a cada possível valor, atribuímos uma probabilidade de ocorrência.

Na terminologia estatística, o grande conjunto de dados que contém determinada característica é chamado de população, e um subconjunto desta é denominado de amostra. (Magalhães e Pedroso de Lima, 2011)

Função de Probabilidade Acumulada

A função de distribuição ou função de probabilidade acumulada de uma variável aleatória contínua *X* é definida, para qualquer número real *x*, pela seguinte expressão:

$$F(x) = P(X \leq x) = \int_{-\infty}^{x} f(u)du\ ,\quad -\infty < x < \infty \qquad \textbf{(I.1)}$$

Função Densidade de Probabilidade

Seja $f(x)$ uma função contínua de probabilidade ou função densidade de probabilidade para uma variável aleatória contínua *X*, se satisfaz três condições:

- ✓ $f(x) \geq 0,\ para\ todo\ x\ \in (-\infty, \infty)$;
- ✓ $A\ área\ definida\ por\ f(x) é\ igual\ a\ 1, ou\ ainda\ \int_{-\infty}^{\infty} f(x)dx = 1$
- ✓ $P(a \leq X \leq b) = \int_{a}^{b} f(x)dx = area\ sobre\ f(x)\ no\ intervalo\ de\ a\ até\ b$

Média

O valor esperado, ou média, da variável aleatória continua X, com função densidade de probabilidade que é dada por f(x), e pela expressão:

$$\mu = E(x) = \int_{-\infty}^{\infty} xf(x)dx \qquad \textbf{(I.2)}$$

Variância e Desvio Padrão

E para uma variável aleatória *X* com densidade $f(x)$, a variância é dada por:

$$\sigma^2 = \int_{-\infty}^{\infty} (x - \mu)^2 f(x)dx \qquad \textbf{(I.3)}$$

O desvio padrão é a raiz quadrada da variância, portanto, temos:

$$\sigma = \sqrt{\int_{-\infty}^{\infty} (x - \mu)^2 f(x)dx} \qquad \textbf{(I.4)}$$

Distribuição Normal

O modelo mais utilizado para a distribuição de uma variável aleatória contínua é a distribuição normal. Logo, dizemos que uma variável aleatória contínua *X*, tem

Distribuição Normal com parâmetros μ e, se sua função densidade de probabilidade é dada por:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\sigma^2}} dt, \quad para \quad -\infty < x < \infty \tag{I.5}$$

Uma variável aleatória com

$$\mu = 0 \quad e \quad \sigma^2 = 1$$

é chamada de variável aleatória normal padrão e denotada como *Z*.

A função de distribuição acumulada de uma variável aleatória normal padrão é denotada como

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}}, \quad para \quad -\infty < x < \infty \tag{I.6}$$

Distribuição de Weibull

A distribuição de Weibull é muitas vezes utilizada para modelar o tempo e até mesmo a falha de muitos sistemas físicos diferentes. Os parâmetros da distribuição fornecem uma grande quantidade de flexibilidade de sistemas de modelo em que o número de falhas aumenta com o tempo, diminui com o tempo, ou permanece constante com o tempo. (Montgomery e Runger, 2003)

A variável aleatória *X* com função densidade de probabilidade

$$f(x) = \frac{\beta}{\delta}\left(\frac{x}{\delta}\right)^{\beta-1} e^{\left[-\left(\frac{x}{\delta}\right)^{\beta}\right]}, \quad para \quad x > 0 \tag{I.7}$$

é uma variável aleatória de Weibull com parâmetro escalar $\delta > 0$ e parâmetro forma $\beta > 0$.

Se *X* tem uma distribuição de Weibull com parâmetros δ e β, então a função de distribuição acumulada de *X* é

$$F(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{\delta}\right)^{\beta}} \tag{I.8}$$

Também, se *X* tem uma distribuição de Weibull com parâmetros δ e β,

$$\mu = E(x) = \delta\Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) \tag{I.9}$$

E,

$$\sigma^2 = V(x) = \delta^2\Gamma\left(1 + \frac{2}{\beta}\right) - \delta^2\left[\Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right)\right]^2 \tag{I.10}$$

Distribuição Lognormal

Variáveis em um sistema muitas vezes seguem uma relação exponencial como $x = e^{(w)}$. Se o expoente é uma variável aleatória, diz que $W, X = e^{(W)}$ é uma variável aleatória e a distribuição de *X* é de interesse. Um caso especial importante ocorre quando *W* tem uma distribuição normal. Neste caso, a distribuição de *X* é chamada de distribuição Lognormal. O nome segue a partir da transformação $\ln(X) = W$, isto é, o logaritmo natural de *X* é distribuído normalmente. (Montgomery e Runger, 2003)

As probabilidades para *X* são obtidas a partir da transformação de *W*, mas devemos reconhecer que o intervalo de *X* está $(0, \infty)$. Suponha que *W* é normalmente distribuída com média e variância; então, a função de distribuição acumulada para *X* será:

$$F(x) = \Phi\left(\frac{\ln(x) - \theta}{\omega}\right) \qquad \textbf{(I.11)}$$

para $x > 0$, onde *Z* é uma variável aleatória normal padrão.

A função densidade de probabilidade de X pode ser obtida a partir da derivada de $F(x)$. Se *W* tem uma distribuição normal média θ e variância ω^2; então $X = e^{(W)}$ é uma variável aleatória normal com função densidade de probabilidade

$$f(x) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} e^{\left[-\frac{(\ln x - \theta)^2}{2\omega^2}\right]}, \qquad 0 < x < \infty \qquad \textbf{(I.12)}$$

A média e variância de *X* são

$$E(X) = e^{\theta + \omega^2/2} \qquad \textbf{(I.13)}$$

E,

$$V(X) = e^{2\theta + \omega^2}\left(e^{\omega^2} - 1\right) \qquad \textbf{(I.14)}$$

Os parâmetros de uma distribuição Lognormal são θ e ω^2, mas é preciso cuidado para interpretar estes, que são a média e a variância da variável aleatória normal *W*.

Distribuição de Gumbel

A distribuição de Gumbel ou distribuição de eventos extremos geralmente é aplicada para análise de máximos. A partir da aplicação de um logarítmo de uma variável com distribuição de Weibull pode-se encontrá-la, ou seja, dada uma variável *X*

que tem uma distribuição de Weibull, então a variável $Y = \log X$ tem uma distribuição de Gumbel. (Montgomery e Runger, 2003)

Seja uma variável *Y* que tem distribuição de Gumbel se tiver função densidade de probabilidade dada por:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma} e^{\left[\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right) - e^{\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)}\right]}, \quad -\infty < x < \infty \tag{I.15}$$

onde

$$\sigma = \frac{1}{\delta} \tag{I.16}$$

E

$$\mu = \log(\alpha) \tag{I.17}$$

A função de probabilidade acumulada para a distribuição de Gumbel pode ser expressa da seguinte maneira:

$$F(x) = e^{\left[-e^{\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)}\right]}, \quad -\infty < x < \infty \tag{I.18}$$

Os parâmetros são a média μ da distribuição e σ o desvio padrão da mesma e ambos podem ser obtidos através das seguintes equações:

$$\mu = \frac{u + \gamma}{\alpha} \tag{I.19}$$

$$\gamma = 0{,}5772156649 \ldots (constante\ de\ Euler)$$

$$\sigma = \frac{\pi}{\alpha\sqrt{6}} \tag{I.20}$$

Distribuição de Probabilidade Conjunta

Em geral, se *X* e *Y* são duas variáveis aleatórias, a distribuição de probabilidade que define seus comportamentos simultâneos é chamada de distribuição de probabilidade conjunta. (Montgomery e Runger, 2003)

A distribuição de probabilidade conjunta de duas variáveis aleatórias contínua *X* e *Y* pode ser especificada por um método que calcula a probabilidade de que *X* e *Y* assumem um valor de qualquer região *R* do espaço bidimensional. Análoga à função densidade de probabilidade de uma única variável aleatória contínua, uma função densidade de probabilidade conjunta pode ser definida ao longo de um espaço bidimensional. A integral dupla de $f_{XY}(x, y)$ sobre uma região *R* fornece a probabilidade que (X, Y) assuma um valor em *R*. Esta integral pode ser interpretada como o volume sob a superfície $f_{XY}(x, y)$ sobre a região *R*.

Portanto, a função densidade de probabilidade conjunta para variáveis aleatórias contínuas *X* e *Y*, definido como $f_{XY}(x,y)$ satisfaz as seguintes propriedades:

1. $f_{XY}(x,y) \geq 0\, paratodox, y$
2. $\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} f_{XY}(x,y)\, dxdy = 1$
3. $Para\ qualquer\ região\ Rde\ duas\ dimensões\ no\ espaço$

$$P([X,Y]\epsilon R) = \iint_R f_{XY}(x,y)dxdy$$

Covariância

Quando duas ou mais variáveis aleatórias são definidas em um espaço de probabilidade, é útil descrever como eles variam juntos, isto é, é útil medir a relação entre as variáveis. Uma medida comum da correlação entre duas variáveis aleatórias é a covariância. A covariância entre as variáveis aleatórias *X* e *Y*, denotado como $cov(X,Y)$ ou σ_{XY} será

$$\sigma_{XY} = E\left[(X-\mu_X)(Y-\mu_Y)\right] = E(XY) - \mu_X\mu_Y \qquad \textbf{(I.21)}$$

Correlação

Há outra medida da relação entre duas variáveis aleatórias que é mais fácil interpretar que a covariância. (Magalhães e Pedroso de Lima, 2011)

A correlação entre variáveis aleatórias *X* e *Y*, definido como ρ_{XY}, será

$$\rho_{XY} = \frac{cov(X,Y)}{\sqrt{V(X)V(Y)}} = \frac{\sigma_{XY}}{\sigma_X\sigma_Y} \qquad \textbf{(I.22)}$$

O resultado da correlação ρ_{XY} será um número adimensional e limitado por 1, isto é, $|\rho_{XY}| \leq 1$. A interpretação de sua expressão segue os mesmos passos da covariância, sendo que valores de ρ_{XY} próximos de ± 1 indicam correlação forte e iguais a 0 não correlatas.

ANEXO II –DADOS DE ENTRADA DA SIMULAÇÃO

Solo

No programa tridimensional existe um padrão de solo que em geral não é alterado, A tabela 1 mostra as propriedades físicas padrão do software,

Deslocamento de mobilização axial (m):	**0,030**
Deslocamento de mobilização lateral (m):	0,27805
Coeficiente de atrito axial:	0,20
Coeficiente de atrito lateral:	0,50
Rigidez vertical (kN/m):	1057,00
Amortecimento vertical (%):	0,00

Tabela II.1 - *Dados do solo*

Navio

A unidade flutuante utilizada no presente estudo é um navio, sendo que as informações principais do navio seguem nas tabelas abaixo,

Dimensões	
Comprimento (m)	257
Altura (m)	22,2
Largura (m)	46
Calado (m)	10,28
Aproamento (°)	210

Tabela II.2 - *Dimensões do navio*

Eixo local	**Posição**
X	0
Y	0
Z	7,00

Tabela II.3 - *Sistema de referência local*

Eixo Global	**Posição**
X	0
Y	0
Z	2167

Tabela II.4 - *Sistema de referência global*

Dados Ambientais

Os carregamentos ambientais são de extrema importância para a análise estrutural de um *riser*. No caso dos dados de corrente foi utilizado um arquivo com os dados de correnteza chamados arquivo "ROV - Velocidade x Direção.xls" fornecidos por uma companhia pública. Os dados de corrente são:

Profundidade (m)	Velocidade (m/s)	Direção (°)
0	0,34	70
10	0,34	70
25	0,40	58
50	0,47	85
75	0,41	77
100	0,41	88
200	0,33	66
300	0,26	68
400	0,23	64
500	0,17	61
600	0,22	70
700	0,19	124
800	0,19	52
900	0,25	48
1000	0,20	218
1250	0,15	133
1750	0,15	143
2000	0,22	168

Tabela II.5 - *Valores médios de intensidade e direção de corrente*

Os dados de onda regular que foram utilizados seguem na tabela abaixo,

Direção (°)	H (m)	T (s)
60	3,00	16,00

Tabela II.6 - *Dados de onda regular máxima*

Direção (°)	H (m)	T (s)
60	2,50	10,00

Tabela II.7 - *Dados de onda regular*

Assim, o caso de carregamento utilizado foi:

Caso	Onda	Corrente	Offsets no Sistema Global (m)	
			Dx	Dy
C#1	NE	NE	20,00	34,641

Tabela II.8 - *Dados do carregamento estático*

Caso	Onda	Corrente	Offsets no Sistema Global (m)

			Dx	Dy
C#1	NE	NE	2,5	4,33

Tabela II.9 - *Dados do carregamento dinâmico*

	Fz (kN)	Fy (kN)	Fx (kN)
Força (kN)	1870	--	--

Tabela II.10 - *Dados da tensão de topo*

Propriedades da Estrutura

O ponto de conexão para o *riser* é descrito logo abaixo pela tabela 2,

Nome	Conexão			Sist. Referência
	X (m)	Y (m)	Z (m)	
C#1	0,0	0,0	2167	Navio

Tabela II.11 - *Dados da conexão 1*

Nome	Conexão			Sist. Referência
	X (m)	Y (m)	Z (m)	
C#2	0,0	0,00	7,0	Navio

Tabela II.12 - *Dados da conexão 2*

As propriedades dos elementos do *riser,* revestimento térmico e *flex joint* são respectivamente descritas pela tabelas 11,12 e 13,

Descrição	Valor
Nome:	*riser*
Tipo de segmento:	*Rigidtube*
Tipo de elemento finito:	Pórtico
Diâmetro externo (m):	0,16828
Diâmetro interno (m):	0,14288
Coeficiente de inércia (CM):	**1,5**
Coeficiente de arrasto (CD):	**0,7**
Diâmetro hidrodinâmico (m):	0,20320
Módulo de Elasticidade (kN/m^2)	2,07E+08
Peso Específico (kN/m^3)	78,50
Peso do Flutuador (kN/m)	0,02119
Empuxo do Flutuador (kN/m)	0,10245

Tabela II.13 - *Dados do riser*

Descrição	Valor
Nome:	***coating***
Tipo de segmento:	
Espessura (m):	0,017
Peso Específico (kN/m^3):	**2,08**

Tabela II.14 - *Dados da revestimento térmico*

Descrição	Linha 03
Nome:	Flex
Tipo de segmento:	*Flexjoint*
Tipo de elemento finito:	Escalar
Rigidez X (kN/m):	7,000E+05
Rigidez Y (kN/m):	7,000E+05
Rigidez Z (kN/m):	7,000E+05
Rigidez RX (kN.m/grau):	9,5E+00
Rigidez RY (kN.m/grau):	9,5E+00
Rigidez RZ (kN.m/grau):	9,5E+00
Fator de Enrijecimento - X:	1,00
Fator de Enrijecimento - Y:	1,00
Fator de Enrijecimento - Z:	1,00

Tabela II.15 - *Dados da flex joint*

A linha do modelo possui a malha de elementos finitos descrita na tabela a seguir:

Seg.	Propr.	Compr. (m)	Nº de elementos	Elem. Inicial (m)	Elem. Final (m)
1	flex	0,00	1	0,00	0,00
2	*riser*	100,00	200	0,50	0,50
3	*riser*	100,00	36	0,50	5,00
4	*riser*	1760,00	352	5,00	5,00
5	*riser*	100,00	37	5,00	0,50
6	*riser*	100,00	200	0,50	0,50
Total:	-	2160,00	826	-	-

Tabela II.16 - *Dados da discretização do riser*

Obs.: Utilizou-se fluido interno com peso específico igual a 9,996 kN/m3 em toda a linha.

As condições de contorno consideradas nessa simulação foram de que o nó de conexão (C#1) possui movimentos prescritos em todos os graus de liberdade, exceto em z; os nós da conexão (C#2) devem estar restringidos em todas as direções.

Propriedade	Valor
X	Prescrito
Y	Prescrito
Z	Livre
RX	Prescrito
RY	Prescrito
RZ	Prescrito

Tabela II.17 – *Propriedades da conexão do top*

Propriedade	Valor
X	Restrito
Y	Restrito
Z	Restrito
RX	Restrito
RY	Restrito
RZ	Restrito

Tabela II.18 – *Propriedades da conexão de fundo*

Condições de Simulação

Descrição	Análise estática	Análise Dinâmica
Tempo [s]	11	10800
Step	1	0,05
Limite de iterações	40	90

Tabela II.19 - *Condições de simulação*

Análise de Fadiga

Foi realizada análise de fadiga aleatória considerando 10800 segundos de simulação a passos de tempo de 0,05s. O programa utilizado para cálculo da vida útil do sistema foi o pós-processador. Neste estágio inicial, foi utilizada a curva X' da API.

Pontos Analisados

Foram avaliados quatro pontos da estrutura para avaliação da probabilidade de falha por fadiga, dois pontos escolhidos localizam-se próximos à conexão do topo do *riser* enquanto que os outros dois localizam-se próximos à região do fundo (conexão com BOP), conforme descritos a seguir:

L10600160 → Ponto localizado a 20metros do topo do sistema,

L10600120 → Ponto localizado a 22 metros do topo do sistema,

L10200005 → Ponto localizado no fundo, acima do BOP,

L10200002 → Ponto localizado no fundo, a 2 metros acima do BOP.

ANEXO III – RESULTADOS DA SIMULAÇÃO

Os resultados obtidos abaixo foram gerados pelo programa baseado em (Mourelle, 1993) e tem por objetivo ajudar a compreender o comportamento do *riser* de perfuração nas diferentes direções. Os resultados gerados pelo *software* são deslocamentos, rotações, forças, momento fletor, tensão de Von Mises e outros que não foram citados, mas que para o presente estudo não são importantes; vale ressaltar que todos os resultados são gerados nas três direções x, y e z.

Pelo relatório da companhia pública deveria haver um deslocamento na direção y de aproximadamente 1,9% da lâmina d'água. Então, como a lâmina d'água é 2151m de profundidade o *riser* deveria ter um deslocamento máximo de 40m, como pode ser observado pela Figura III-12.

Nas seguintes figuras: Figura III-1, Figura III-2 e Figura III-3 observa-se que o *riser* está fixo em sua extremidade inferior e na parte superior ele está livre podendo, deste modo, sofrer um maior deslocamento.

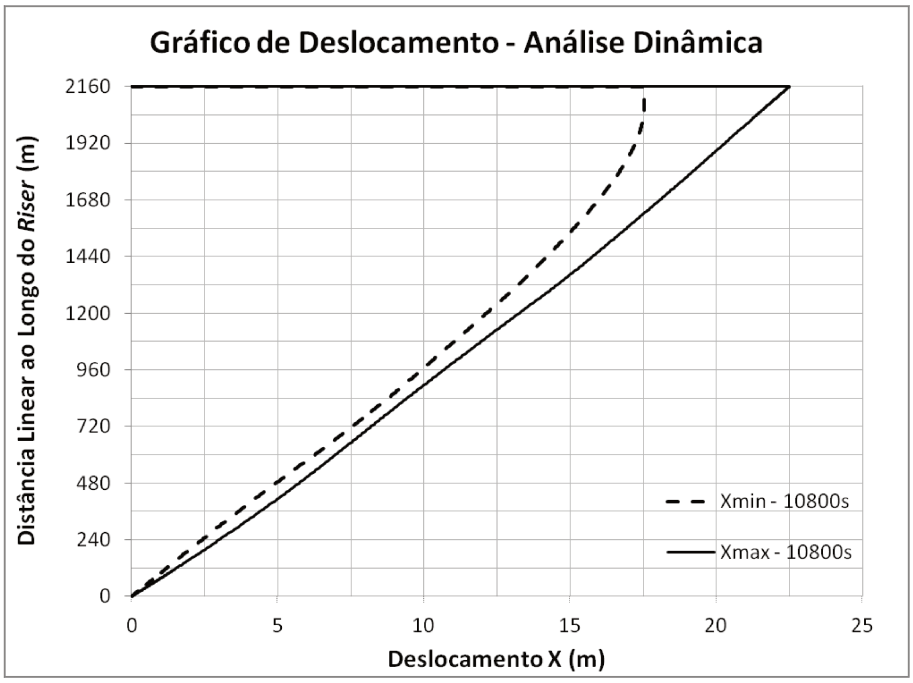


Figura III-1 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento X*

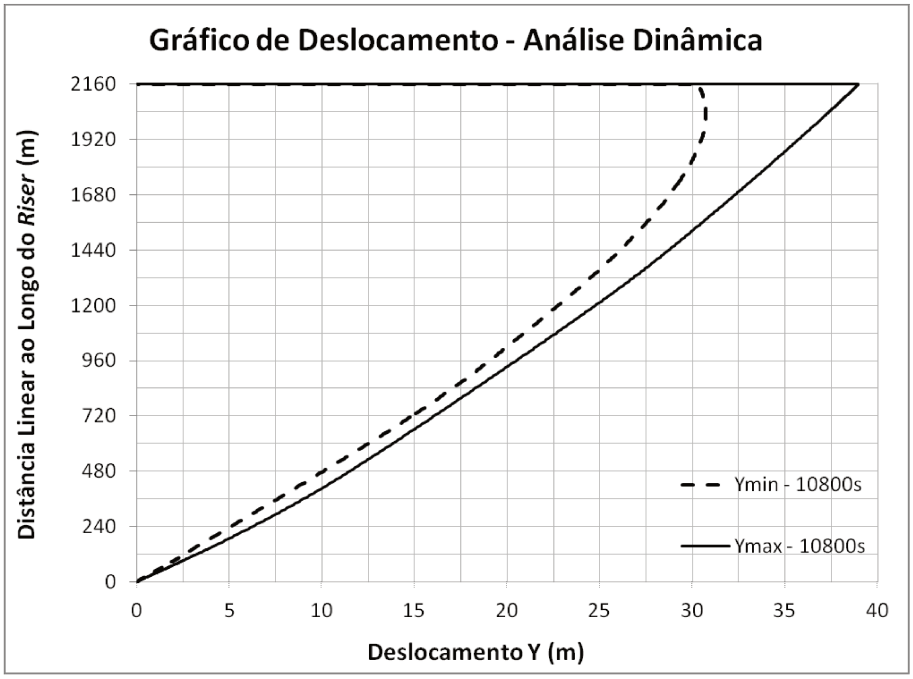


Figura III-2 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento Y*

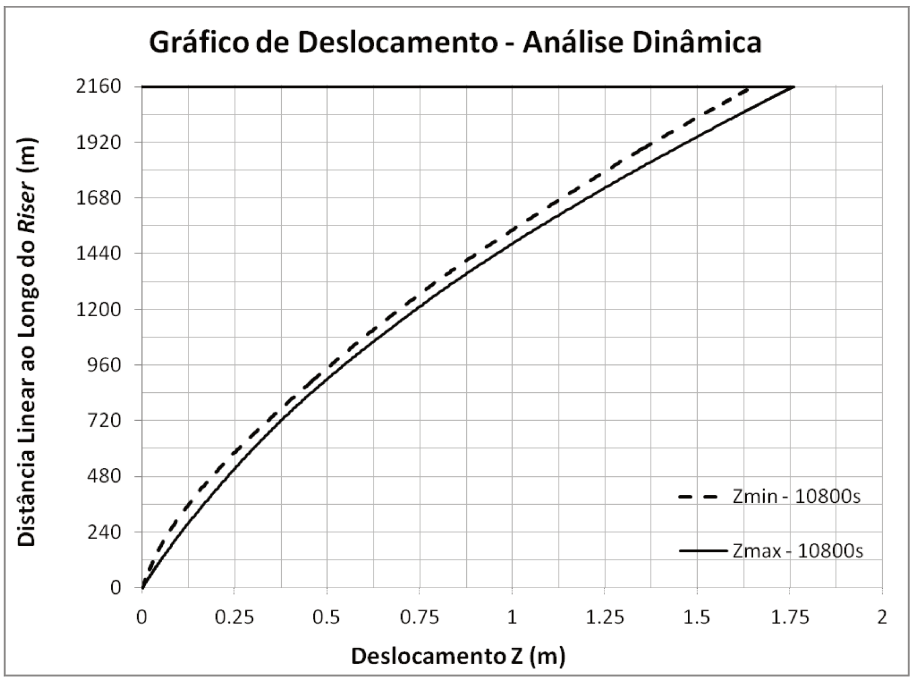


Figura III-3 - *Distância linear ao longo do riser pelo deslocamento Z*

As Figura III-4, Figura III-5 e Figura III-6 mostram a rotação do *riser* de perfuração nas direções x, y e z. Segundo API RP 16Q (1993), essa rotação não pode ultrapassar os 4° por motivos de segurança. Portanto, com as figuras abaixo de 2°, podemos concluir que, deste modo, com relação à rotação a operação ocorrerá normalmente.

É importante salientar que observando os gráficos de rotação a região onde a maior rotação está é exatamente na região de topo onde incidem as ondas, confirmando, assim, as regiões críticas apontadas nas seções anteriores.

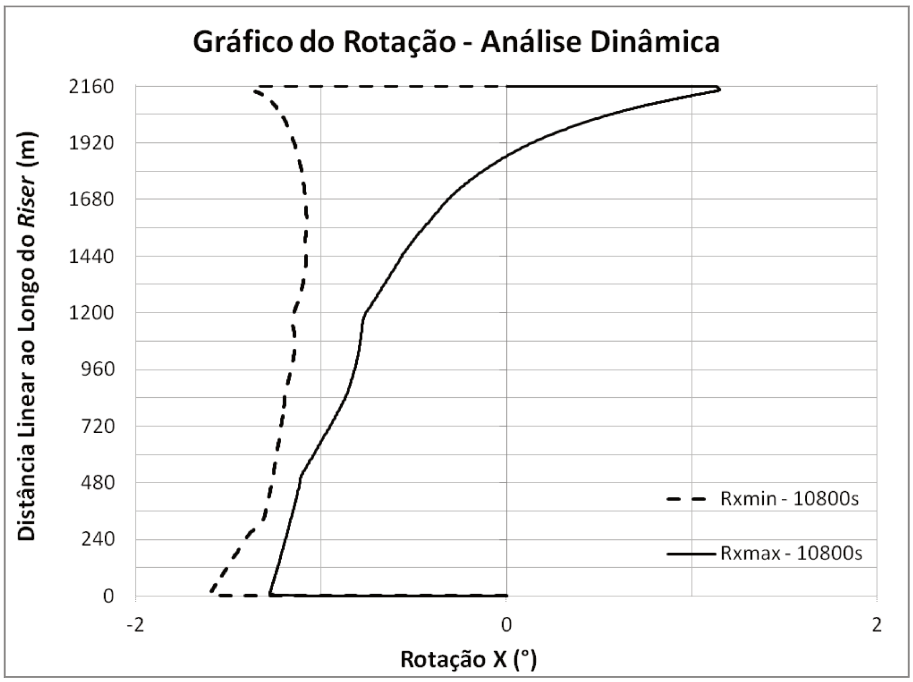


Figura III-4 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RX*

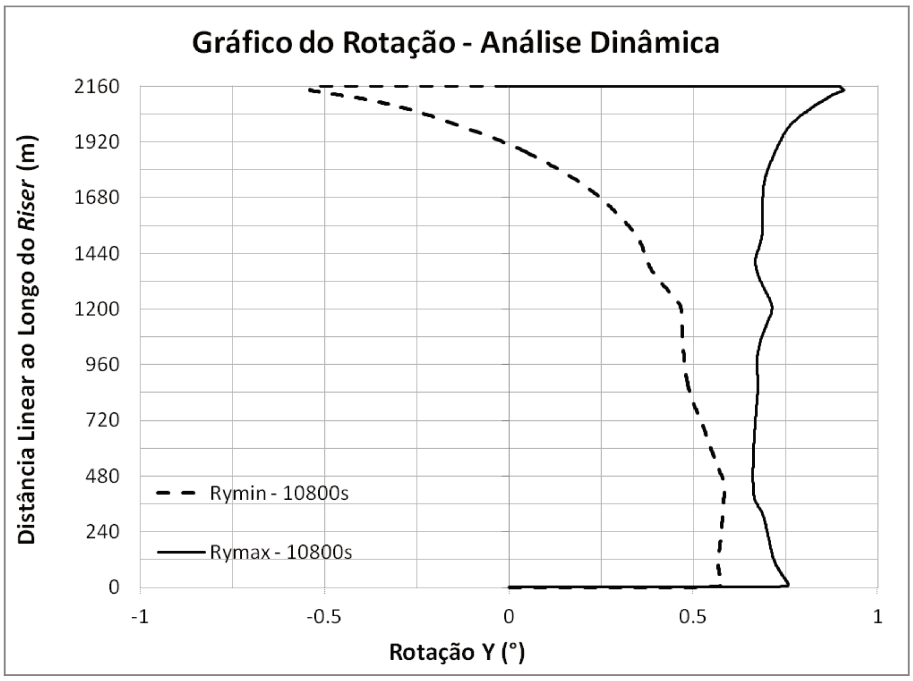


Figura III-5 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RY*

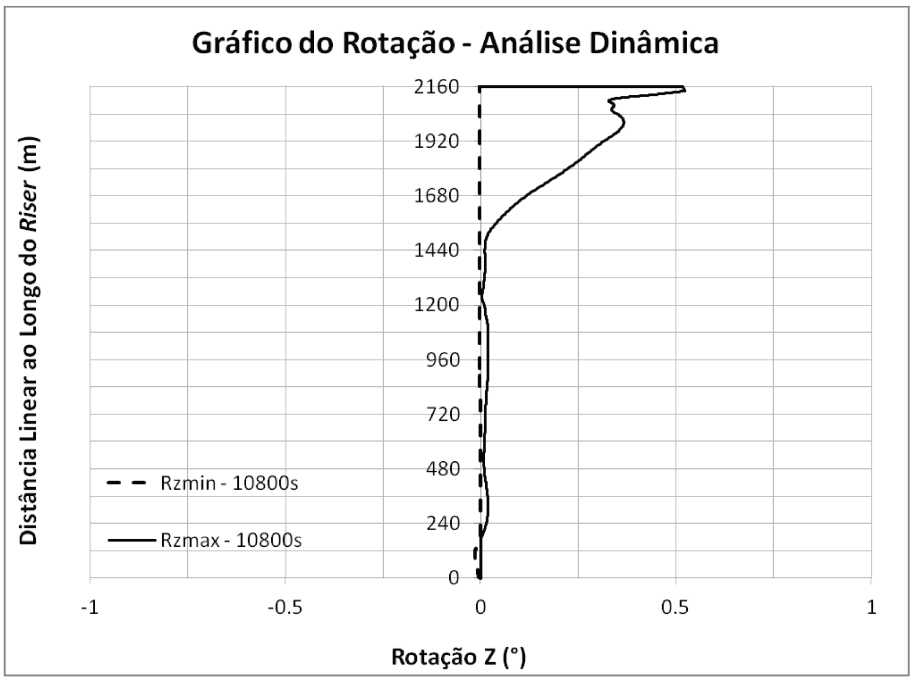


Figura III-6 - *Distância linear ao longo do riser pela rotação RZ*

A Figura III-7 mostra a força axial efetiva aplicada ao longo do *riser* de perfuração, onde no topo temos uma força axial de 1800kN.

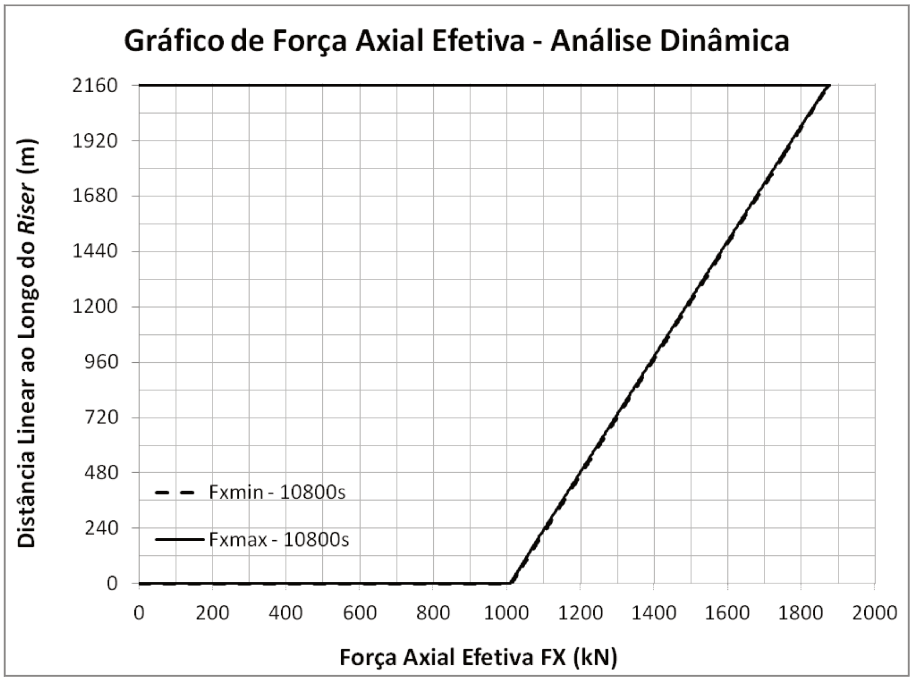


Figura III-7 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FX*

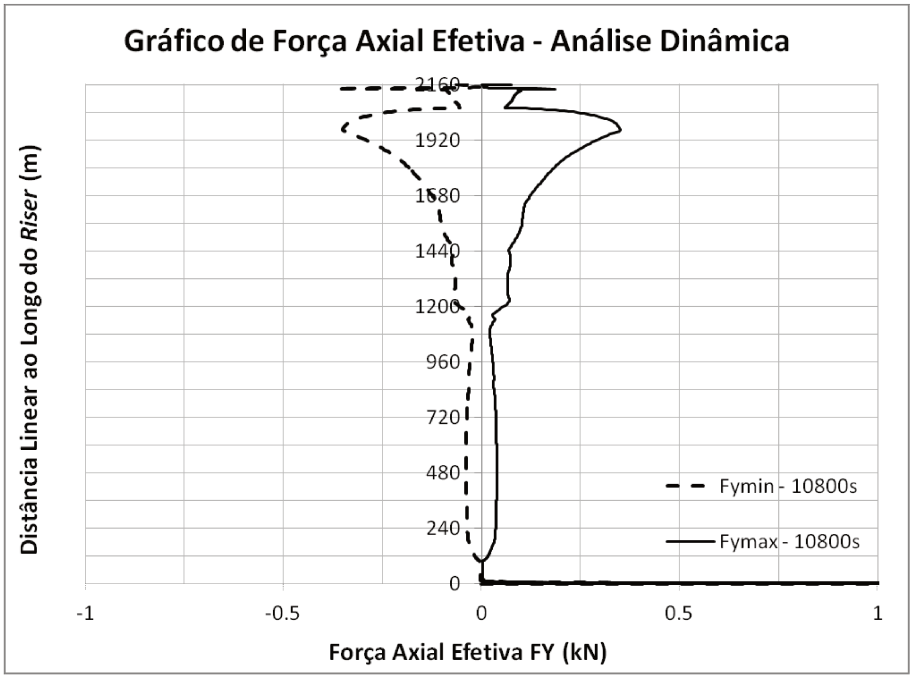


Figura III-8 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FY*

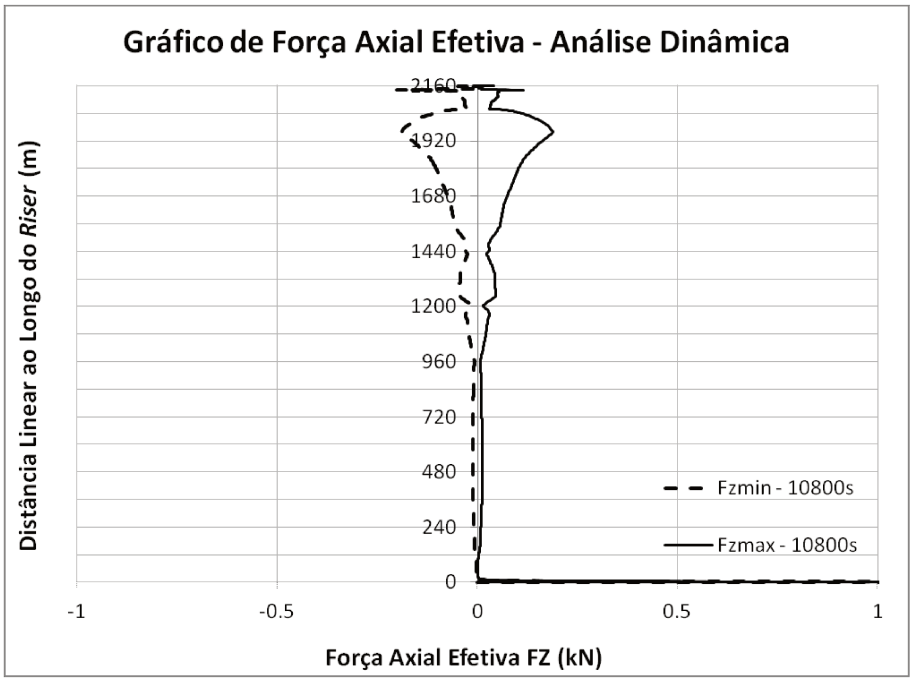


Figura III-9 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva FZ*

Nas Figura III-8 e Figura III-9 podemos observar que ao longo do *riser* de perfuração as regiões onde a força efetiva é grande localiza-se exatamente na região onde a onda incide.

O momento fletor nas direções x, y e z é significativo apenas em y e z como mostram as Figura III-10, Figura III-11 e Figura III-12; na direção x, ao longo do *riser* o momento fletor é todo nulo.

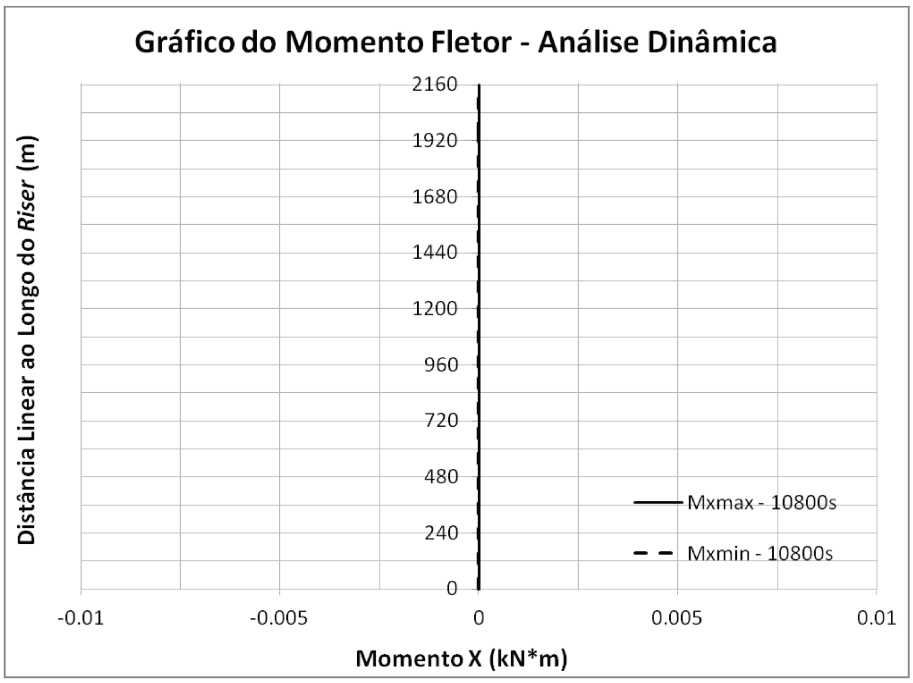


Figura III-10 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MX*

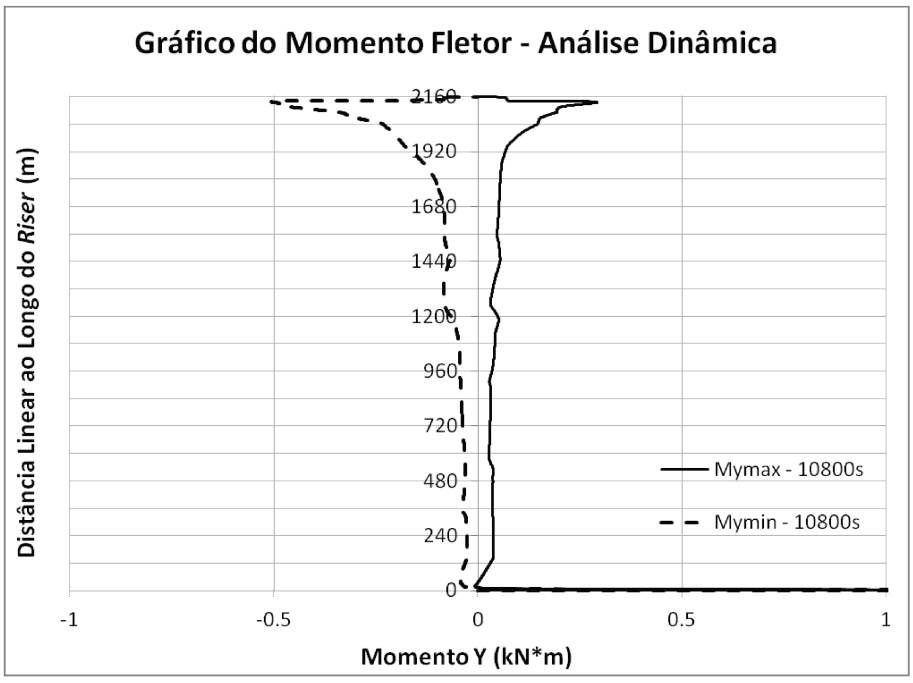


Figura III-11 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MY*

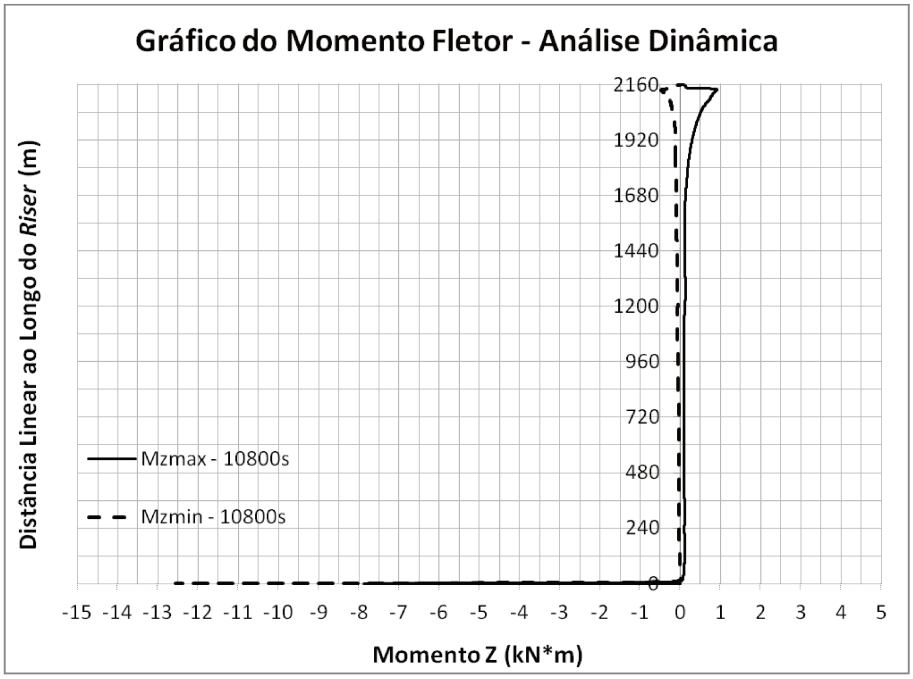


Figura III-12 - *Distância linear ao longo do riser pela força axial efetiva MZ*

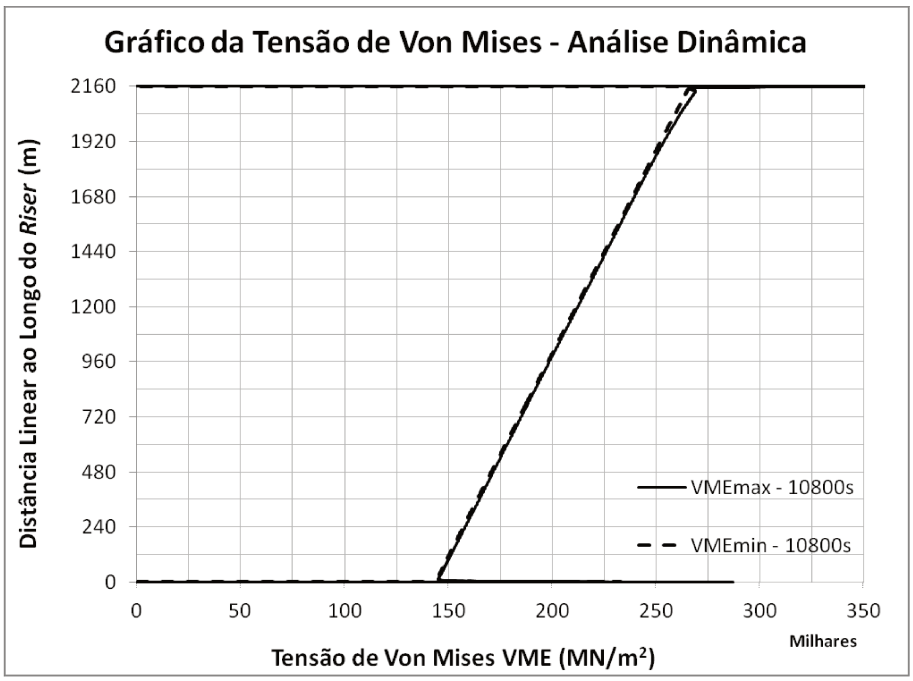


Figura III-13 - *Distância linear ao longo do riser pela tensão de Von Mises VME*