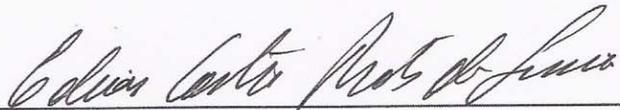


**METODOLOGIA PARA ANÁLISE DE FADIGA DE DUTOS FLEXÍVEIS
BASEADA EM CONFIABILIDADE ESTUTURAL**

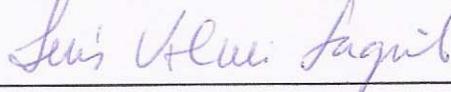
Fernando dos Santos Loureiro Filho

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

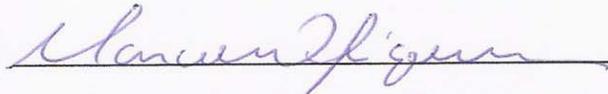
Aprovada por:



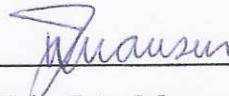
Prof. Edison Castro Prates de Lima, D.Sc.



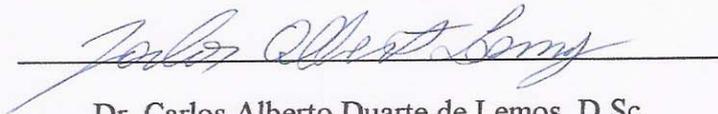
Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.



Prof. Marcos Queija de Siqueira, D.Sc.



Prof. Webe João Mansur, Ph.D.



Dr. Carlos Alberto Duarte de Lemos, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
MARÇO DE 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

LOUREIRO FILHO, FERNANDO DOS SANTOS

Metodologia para análise de fadiga de dutos flexíveis baseada em confiabilidade estrutural [Rio de Janeiro] 2008.

XVII, 153 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 2008)

Dissertação – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Análise de fadiga
2. Dutos flexíveis
3. Confiabilidade estrutural

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Agradecimentos

Aos meus orientadores Professor Edison Castro Prates de Lima e Professor Luis Volnei Sudati Sagrilo que sempre estiveram presentes no desenvolvimento deste trabalho. Pela atenção que me deram e pelas reuniões realizadas que se tornaram tão importantes para o meu aprendizado.

Ao Professor Sagrilo pelo convívio diário, não apenas para a realização deste trabalho, mas através da participação em projetos. Por todas as críticas, sugestões e ensinamentos e principalmente, a paciência comigo nos momentos de minhas dúvidas.

Ao Professor Gilberto Ellwanger que me deu a oportunidade de participar do LACEO. Pelos ensinamentos e esclarecimentos de diversas questões relacionadas à área offshore. Pelas aulas tão bem ministradas no mestrado.

Ao Professor Marcos Queija sempre disposto a esclarecer minhas dúvidas relacionadas aos estudos de risers.

Ao Professor Webe Mansur que me despertou para a pesquisa através da iniciação científica realizada no período da minha graduação.

A todos do LACEO. Em especial, ao Fernando Sousa que sempre teve paciência em tirar minhas dúvidas e aos meus amigos do mestrado Heric, Sandro e Aline. E principalmente a todos da “baía 206”, ou seja, Thiago Lacerda, Cristiano Aguiar e João Marques que fizeram do desenvolvimento desta dissertação um prazer diário dentro do LACEO. E ainda, ao programa denominado “EXECUTA – um BAT quando você mais precisa” desenvolvido por Thiago Lacerda.

Ao Beto pela oportunidade me dada através do estágio no CENPES e também por ter me incentivado a seguir no mestrado na área offshore. Ao “mestre” George

Campello que além de ter tirado diversas dúvidas durante meu estágio no CENPES fez do meu estágio um período inesquecível da minha graduação. E ainda ao Felipe Araújo, do CENPES, pelas matérias e trabalhos que fizemos juntos no mestrado.

Ao CNPq pelo apoio financeiro.

A minha namorada, Mônica, por todo apoio nesses dois anos de mestrado, pela compreensão nos momentos que tive que ficar em casa estudando e pelo incentivo de todas as horas.

Aos meus pais, Fernando e Rosa, pelo total incentivo não apenas na realização deste trabalho, como em toda minha caminhada ao longo de todos esses anos.

E por último, em especial, ao meu irmão pelas inúmeras discussões, sugestões e dúvidas esclarecidas. Pelos estudos e trabalhos realizados nas disciplinas do mestrado, no qual iniciamos juntos.

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

METODOLOGIA PARA ANÁLISE DE FADIGA DE DUTOS FLEXÍVEIS
BASEADA EM CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

Fernando dos Santos Loureiro Filho

Março/2008

Orientadores: Edison Castro Prates de Lima
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Programa: Engenharia Civil

O presente trabalho investiga uma metodologia para a análise de fadiga de dutos flexíveis baseada em confiabilidade estrutural. Essa metodologia estabelece um critério de projeto à fadiga, dado através de um fator de segurança, que tem como objetivo garantir um determinado nível de confiança para a estrutura no seu último ano de operação. É descrita também uma proposta para o caso de se considerar uma curva S-N bi-linear no projeto. As funções de falha utilizadas nessa metodologia são resolvidas através de métodos de confiabilidade estrutural implementados em linguagem FORTRAN. Foram utilizados os métodos analíticos FORM e SORM; e a simulação Monte Carlo.

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

METHODOLOGY FOR FATIGUE ANALYSIS IN FLEXIBLE PIPES BASED ON
STRUCTURAL RELIABILITY

Fernando dos Santos Loureiro Filho

March/2008

Advisors: Edison Castro Prates de Lima

Luis Volnei Sudati Sagrilo

Department: Civil Engineering

The present work investigates a methodology for flexible pipes fatigue analysis based on structural reliability. This methodology establishes a design criterion, which is carried out by a safety factor. The objective of this safety factor is to give a specific level of security for the structure at the last year of operation. It is also discussed a proposal in which an S-N bi-linear curve may be considered in the design. The failure functions used in this methodology are obtained by structural reliability methods that are implemented in FORTRAN language. The FORM and the SORM analytical methods as well as the Monte Carlo simulation are used.

1. INTRODUÇÃO	1
2. ANÁLISE DE FADIGA	6
2.1. Tipos de séries temporais de tensão.....	7
2.2. Curvas S-N	8
2.3. Regra de Miner	12
3. ANÁLISE DE TENSÕES EM DUTOS FLEXÍVEIS.....	15
3.1. Carregamento ambiental.....	16
3.2. Análise Global	19
3.3. Análise local	23
3.4. Análise de fadiga	29
4. MÉTODOS DE CONFIABILIDADE ESTRUTURAL.....	30
4.1. FORM.....	32
4.1.1. Transformação para o espaço das variáveis reduzidas.....	35
4.1.2. Determinação do índice de confiabilidade β	39
4.1.3. Fator de importância das variáveis.....	41
4.2. SORM.....	43
4.2.1. Breitung	44
4.2.2. Tvedt	48
4.2.3. Zhao & Ono	49
4.3. Simulação Monte Carlo	51
4.3.1. Geração de números aleatórios	51
4.3.2. Determinação da probabilidade de falha.....	53
4.4. Comentários Gerais	56
5. CONFIABILIDADE À FADIGA DE DUTOS FLEXÍVEIS	57
5.1. Variáveis aleatórias.....	58
5.2. Determinação dos fatores de segurança.....	60
5.2.1. Função de falha	62

5.2.2. Função de falha para uma curva S-N bi-linear.....	69
5.3. Comentários gerais	80
6. APLICAÇÕES.....	81
6.1. Exemplo 1.....	81
6.1.1. Fatores de segurança para uma curva S-N linear	93
6.1.2. Fatores de segurança para uma curva S-N bi-linear.....	106
6.2. Exemplo 2.....	118
7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES	140
8. REFERÊNCIAS	143
9. APÊNDICE A: PROCESSO DE GRAM-SCHMIDT	148
10. APÊNDICE B: DISTRIBUIÇÃO DE PROBABILIDADE CONJUNTA BI-LOGNORMAL ..	151

Índice de Figuras

Figura 2.1 – Tipos de séries temporais de tensão (a) determinística (b) aleatória.	7
Figura 2.2 - Curva S-N.	9
Figura 2.3 - Curva S-N na escala log-log.	10
Figura 2.4 - Curvas S-N média e de projeto na escala log-log.	11
Figura 2.5 - Curvas S-N (a) bi-linear (b) com patamar constante.	11
Figura 2.6 - Histograma de Tensões.	13
Figura 2.7 - Figura apresentando uma ilustração do cálculo do dano referente à regra de Miner.	13
Figura 3.1 - Exemplo de uma seção de um duto flexível (LEMOS, 2005).	15
Figura 3.2 - Exemplo com 975 observações durante um ano no mar do Norte (DITLEVSEN, 2002).	19
Figura 3.3 - Figura ilustrativa com o nome dos seis graus de liberdade de um flutuante.	21
Figura 3.4 - Esforços provenientes da análise global - T é a tração, M_z e M_y são os momentos fletores.	23
Figura 3.5 - Seção transversal contendo os 32 pontos (SOUSA <i>et al.</i> , 2007).	25
Figura 3.6 - Esquema ilustrativo dos resultados referente a cada análise de um duto flexível.	29
Figura 4.1 - Função densidade de probabilidade para o caso de duas variáveis (a) espaço original U (b) espaço reduzido V.	33
Figura 4.2 - Contorno da função densidade de probabilidades com a função de falha (a) espaço original (b) espaço reduzido	33

Figura 4.3 – Esquema ilustrativo mostrando a precisão do método FORM para duas variáveis.....	34
Figura 4.4 - Ilustração geométrica para o conceito do coeficiente de correlação.	37
Figura 4.5 - Ilustração geométrica do vetor normal unitário no ponto de projeto par o caso de duas variáveis.	42
Figura 4.6 - Representação de uma aproximação feita pelo FORM e outra pelo SORM para um problema de duas variáveis.....	43
Figura 4.7 - Ilustração do conceito de equivalência estatística entre as variáveis U e C.	51
Figura 4.8 - Ilustração da relação entre o estimador da probabilidade de falha e o estimador do seu desvio padrão (MELCHERS, 2002).....	55
Figura 5.1 - Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis.	66
Figura 5.2 - Definição dos dois tramos de uma curva S-N bi-linear.....	70
Figura 5.3 - Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis para os dois tramos da curva S-N bi-linear.....	75
Figura 5.4 - Ilustração da variação de uma curva S-N bi-linear.....	76
Figura 5.5 - Ilustração do polinômio ajustado para a relação dos danos.....	77
Figura 5.6 - Ilustração do polinômio para a variação do $\log k$ entre os dois tramos.....	78
Figura 6.1 - Duto flexível com configuração de catenária. (a) vista tridimensional com ângulo de topo de 7° (b) vista no plano XY com azimuth de 286.50°	82
Figura 6.2 – Enrijecedor com módulo de elasticidade igual a $70000 \text{ kN}/\text{m}^2$	83
Figura 6.3 - Carregamento ambiental de corrente (a) sentido vai para SUL (b) perfil de intensidade ao longo da profundidade.....	83

Figura 6.4 - Sentido de incidência da onda sudoeste.....	84
Figura 6.5 - Eixo cartesiano considerado.	86
Figura 6.6 - Série temporal da tração real no elemento do topo para o caso de carregamento 9.	89
Figura 6.7 - Série temporal do momento fletor My no elemento do topo para o caso de carregamento 9.	90
Figura 6.8 - Série temporal do momento fletor Mz no elemento do topo para o caso de carregamento 9.	90
Figura 6.9 - Série temporal de tensão da armadura de tração interna referente ao ponto 32 para o caso de carregamento 9 no elemento do topo.....	91
Figura 6.10 - Série temporal de tensão da armadura de tração externa referente ao ponto 32 para o caso de carregamento 9 no elemento do topo.....	92
Figura 6.11 - Curva S-N linear.	94
Figura 6.12 - Histograma contendo o número de ciclos anual para a análise de fadiga. 95	
Figura 6.13 - Histograma apresentando o dano anual para a análise de fadiga.....	95
Figura 6.14 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto. $f(X_2) = 0.113323784722(X_2)^2 + 0.394161666667(X_2) + 0.363819750000$	98
Figura 6.15 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático. $f(X_3) = (-0.0996875)(X_3)^2 + (0.3258300)(X_3) + 0.7738575$	99
Figura 6.16 – Estimador da probabilidade de falha versus o número de simulações realizadas.	101
Figura 6.17 - Demonstração da convergência do método de Monte Carlo.	101
Figura 6.18 - Fator de segurança versus tempo de operação para uma probabilidade anual de 10^{-5}	104

Figura 6.19 - Relação entre a utilização do fator de segurança à fadiga calculado nesta dissertação e um fator de segurança de 10.	105
Figura 6.20 - Histograma contendo o dano anual para a análise de fadiga considerando curva S-N bi-linear.	107
Figura 6.21 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto no tramo superior. $f^{[1]}(X_2) = 0.224003142361(X_2)^2 + 0.817871887500(X_2) - 0.304010790000$	109
Figura 6.22 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto no tramo inferior. $f^{[2]}(X_2) = 0.268124218750(X_2)^2 + 0.013728833333(X_2) + 0.597426525000$	109
Figura 6.23 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático no tramo superior. $f^{[1]}(X_3) = -0.083454190625(X_3)^2 + 0.437962592500(X_3) + 0.645491598125$	110
Figura 6.24 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático no tramo inferior. $f^{[2]}(X_3) = -0.176652925(X_3)^2 + 0.489396920(X_3) + 0.687256005$	110
Figura 6.25 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação dos danos. $f^{[RD]}(X_8) = 0.079716864969(X_8)^2 - 2.514209481009(X_8) + 19.327777624835$	112
Figura 6.26 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$. $f^{[RK]}(X_8) = -2.968376699783 \times 10^{-3}(X_8)^2 + 0.104109677402(X_8) + 0.456176093624$	112
Figura 6.27 - Relação entre a utilização do fator de segurança à fadiga calculado nesta dissertação e um fator de segurança de 10 para diversas probabilidades anuais de falha.	115
Figura 6.28 - Enrijecedor com módulo de elasticidade igual a $70000 \text{ kN}/\text{m}^2$	118

Figura 6.29 - Perfil de corrente..... 119

Figura 6.30 - Função utilizada no cálculo do offset estático.

$$offset(Hs) = \left[0.021164021164(Hs)^2 + 0.841269841270(Hs) \right] \times \frac{620}{100} \dots\dots\dots 122$$

Figura 6.31 - Elemento de maior dano do duto flexível..... 124

Figura 6.32 - Histograma contendo o número de ciclos anual para a análise de fadiga.

..... 125

Figura 6.33 - Histograma contendo o dano anual para a análise de fadiga. 126

Figura 6.34 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_2) = 4.344096180556(X_2)^2 - 7.860884541667(X_2) + 4.177562950000 \dots\dots\dots 129$$

Figura 6.35 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto para o tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_2) = 0.003807638889(X_2)^2 + 0.664833166667(X_2) + 0.196717200000 \dots\dots\dots 130$$

Figura 6.36 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_3) = 0.957326519325(X_3)^3 + 2.067880752572(X_3)^2 - 2.928026205716(X_3) + 0.902818933819 \dots\dots\dots 130$$

Figura 6.37 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático para o tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_3) = 2.178476558594(X_3)^2 - 3.192617192188(X_3) + 2.014140633594$$

..... 131

Figura 6.38 - Polinômio ajustado para a variável relativa à rigidez do solo para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_9) = -1.451000000006 \times 10^{-7}(X_9)^2 + 2.0237666666669 \times 10^{-5}(X_9) + 0.999350866667$$

..... 131

Figura 6.39 - Polinômio ajustado para a variável relativa à rigidez do solo para o tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_9) = -1.539111111117 \times 10^{-7} (X_9)^2 + 2.308644444446 \times 10^{-5} (X_9) + 0.999230455556$$

..... 132

Figura 6.40 - Polinômio ajustado para a variável relativa à incerteza RAO do flutuante para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_{11}) = 29.7762075 (X_{11})^2 - 52.47257555 (X_{11}) + 23.69636805$$

..... 132

Figura 6.41 - Polinômio ajustado para a variável relativa à incerteza RAO do flutuante para o tramo inferior. $f^{[2]}(X_{11}) = 6.497599 (X_{11})^2 - 8.7860143 (X_{11}) + 3.2884153$

Figura 6.42 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação dos danos.

$$f^{[RD]}(X_8) = 0.117828711039 (X_8)^3 - 3.888018070931 (X_8)^2 + 42.045408620437 (X_8) - 148.19658571902$$

..... 134

Figura 6.43 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$.

$$f^{[RK]}(X_8) = 2.833311053466 \times 10^{-4} (X_8)^3 - 0.01287913933 (X_8)^2 + 0.219091925514 (X_8) + 0.013671007286$$

..... 135

Figura 10.1 - Função densidade de probabilidade conjunta dos parâmetros Hs e Tz. . 152

Índice de Tabelas

Tabela 5.1 - Variáveis aleatórias envolvidas no cálculo de fadiga em dutos flexíveis. .	59
Tabela 5.2 - Tipos de curva S-N.....	60
Tabela 5.3 – Probabilidade de falha anual para diferentes classes de risco.	61
Tabela 6.1 - Propriedades físicas do duto flexível e fluido interno utilizado.....	82
Tabela 6.2 - Dados relativos às ondas irregulares.	84
Tabela 6.3 - Dados relativos ao vento em função das alturas de onda.....	85
Tabela 6.4 - Movimentos do sistema flutuante.....	86
Tabela 6.5 - Movimentos de baixa frequência.	87
Tabela 6.6 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento do topo.....	94
Tabela 6.7 - Variáveis aleatórias consideradas para esse exemplo estudado.	96
Tabela 6.8 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (C_d).	97
Tabela 6.9 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao offset estático.....	98
Tabela 6.10 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos.	100
Tabela 6.11 - Coeficiente de variação da probabilidade de falha e número de simulações realizadas.	100
Tabela 6.12 - Fator de Importância das variáveis envolvidas no problema analisado.	102
Tabela 6.13 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento do topo.....	106
Tabela 6.14 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (C_d).....	108
Tabela 6.15 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao offset estático.....	108

Tabela 6.16 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação dos danos.....	111
Tabela 6.17 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$	111
Tabela 6.18 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos para uma curva S-N bi-linear.	113
Tabela 6.19 - Fator de Importância das variáveis envolvidas para uma curva S-N bi-linear.	114
Tabela 6.20 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-3}	116
Tabela 6.21 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-4}	116
Tabela 6.22 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-5}	117
Tabela 6.23 - Propriedades físicas do duto flexível e fluido interno utilizado no exemplo 2.....	118
Tabela 6.24 - Estados de mar constituídos dos pares H_s e T_z	120
Tabela 6.25 - Probabilidade de ocorrência de cada direção.	120
Tabela 6.26 - Diagrama de dispersão contendo as freqüência de ocorrência de cada estado de mar.	121
Tabela 6.27 - Offsets estáticos obtidos em função de H_s	122
Tabela 6.28 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento crítico presente no enrijecedor.	125
Tabela 6.29 - Variáveis aleatórias consideradas para esse exemplo estudado.	127

Tabela 6.30 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (Cd).....	128
Tabela 6.31 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa ao offset estático.....	128
Tabela 6.32 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa à rigidez do solo.	128
Tabela 6.33 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa à incerteza no RAO do flutuante.	129
Tabela 6.34 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação dos danos.....	133
Tabela 6.35 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$	134
Tabela 6.36 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos.....	136
Tabela 6.37 - Fator de Importância das variáveis envolvidas para uma curva S-N bilinear.....	137
Tabela 6.38 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-3}	138
Tabela 6.39 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-4}	139
Tabela 6.40 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-5}	139
Tabela 10.1 - Alturas significativas de onda arbitradas.....	152

1. Introdução

Devido ao grande avanço do desenvolvimento na exploração e exploração de petróleo e gás no mar e atualmente em águas cada vez mais profundas se faz necessário à utilização de dutos que possuem a função de transportar esses fluidos desde o poço até a superfície, além deles desempenharem diversas outras funções. Esses dutos, também denominados de risers, podem ser de vários tipos, ou seja, rígidos, flexíveis ou mesmo uma composição mista desses dois. O riser rígido é um tubo metálico (aço ou titânio), enquanto que o flexível é composto de diversas camadas de diferentes materiais onde cada uma dessas camadas exerce uma função específica. Já a composição mista, como o próprio nome diz, é composta de um trecho rígido e outro flexível. Nesta dissertação o foco será dado ao estudo do duto ou riser flexível.

O duto flexível instalado num sistema flutuante está sujeito a diversos carregamentos ambientais, i.e., onda e corrente (FALTINSEN, 1999); além disso, ele está sujeito também aos movimentos de corpo rígido impostos pelo sistema flutuante. A combinação de todos esses carregamentos ambientais associada à transferência de movimentos provenientes do sistema flutuante faz com que diversos problemas de falha possam vir a ocorrer no duto flexível. Um desses problemas é a fadiga, ocasionada pela ação de sucessivos ciclos de tensão onde sua falha é identificada na estrutura por propagação de trincas. O duto flexível é composto de diversas camadas, sendo uma delas a armadura de tração cuja finalidade é resistir aos esforços axiais e também a pressão interna. Nesta dissertação o foco será dado para a análise de fadiga na armadura de tração.

A análise de fadiga pode ser realizada no domínio da frequência ou no domínio do tempo. Neste trabalho optou-se por realizar uma análise aleatória no domínio do tempo. Nessa análise o duto flexível é discretizado com elementos de pórtico 3D não-lineares onde as séries temporais de esforços são obtidas nos seus mais diversos pontos. Posteriormente, através das séries temporais dos esforços são obtidas as séries temporais de tensão na armadura de tração através da metodologia apresentada em SOUSA (2005b). Como a análise no domínio do tempo para a obtenção dos esforços é aleatória, e conseqüentemente, o sinal de tensão segue o mesmo padrão, a contagem dos ciclos de tensão foi realizada através do método Rainflow (NILSSON, 2005, ALMAR-NAESS, 1999).

Os projetos usuais de engenharia na área offshore realizam a análise à fadiga de maneira que todas as variáveis envolvidas na obtenção do cálculo da vida útil da estrutura sejam consideradas como determinísticas, mesmo quando se considera uma análise aleatória no domínio do tempo. Com isso, nenhuma incerteza é associada a essas variáveis. Assim sendo, nesta dissertação será estudado um critério de projeto à fadiga baseado em confiabilidade estrutural que busca representar as incertezas das variáveis envolvidas no cálculo da vida útil da estrutura. O objetivo dessa metodologia é garantir uma probabilidade de falha alvo no último ano de operação da estrutura. A norma DNV-RP-F204 (2005) já apresenta soluções e determinações de critérios de projetos à fadiga baseados em confiabilidade estrutural para o caso de dutos rígidos.

A metodologia estudada é baseada na solução de funções de falha que buscam descrever o fenômeno da acumulação de danos para um determinado tempo de operação da estrutura. Essas funções de falha no caso de se considerar a incerteza numa curva S-N linear são descritas em LEIRA *et al.* (2003, 2005b). Nesta dissertação também é feita

uma proposta de funções de falha no caso de se considerar a incerteza numa curva S-N bi-linear.

As variáveis randômicas, envolvidas no cálculo do dano à fadiga, são representadas através de uma função de distribuição de probabbilidades e seus parâmetros estatísticos (média, desvio padrão, etc.). Esses dados foram considerados de acordo com a literatura (Almar-Naess, 1999, DNV-RP-F204, 2005, LEIRA, *et al.*, 2005a) e critérios de projeto normalmente usado nos projetos de dutos, uma vez que a obtenção dessas informações não é uma tarefa tão fácil, pois há necessidade, na maioria dos casos, de um ajuste baseado em dados experimentais.

O cálculo da probabilidade de falha nesta dissertação é feito através de métodos de confiabilidade estrutural com o objetivo de se obter o fator de segurança à fadiga. Essa metodologia segue a proposta presente na literartura (LEIRA, *et al.*, 2005a) onde o cálculo resume-se a um fator de segurança. É importante ressaltar que esse fator de segurança deve ser interpretado de forma diferente daquele normalmente usado nos projetos de engenharia, ou seja, esse fator, apresentado nesta dissertação, é calculado de maneira que seja garantida uma determinada probabilidade de falha anual no último ano de operação da estrutura. Com isso, esse fator de segurança pode ser então visto como uma ferramenta auxiliar de um critério de projeto à fadiga baseado em confiabilidade estrutural para dutos flexíveis.

Métodos de confiabilidade estrutural são utilizados para calcular o nível de confiança de um determinado projeto para uma dada função de falha que descreva o problema a ser analisado. Diversos desses métodos, analíticos ou numéricos, estão presentes na literatura. Um dos métodos analíticos é conhecido como FORM (*First-Order Reliability Method*) que utiliza uma aproximacao linear para a determinação da probabilidade de falha. Esse método é resolvido pelo algoritmo denominado de HLRF

proposto inicialmente por HASOFER E LIND (1974) e estendida por RACKWITZ & FIESSLER (1978). Uma alternativa que busca melhorar essa aproximação é o SORM (*Second-Order Reliability Method*), que utiliza uma aproximação quadrática para a determinação da probabilidade de falha. Diversas metodologias relacionadas a uma aproximação quadrática são apresentadas na literatura. As utilizadas nesta dissertação são propostas por BREITUNG (1984), TVEDT (1990) e ainda por ZHAO & ONO (1999a). Existem ainda outras metodologias propostas por KÖYLÜOĞLU & NIELSEN (1994) que faz aproximações através de coeficientes obtidos por equações de um termo, dois termos e três termos; e ainda metodologias propostas por HONG (1999) baseada em fatores de correção e ADHIKARI (2004) que realiza aproximações por superfícies. Essas soluções analíticas, normalmente, apresentam soluções satisfatórias quando o problema em questão possui apenas um ponto de projeto, caso contrário elas podem apresentar resultados distorcidos daqueles que seriam o valor apropriado. Para isso, DER KIUREGHIAN & DAKESSIAN (1998) apresentam uma solução para quando o problema apresenta mais de um ponto de projeto. Um problema de confiabilidade estrutural pode também ser resolvido através de uma metodologia numérica, conhecida como Simulação Monte Carlo (MELCHERS, 2002). Ela é uma técnica que possui um custo computacional mais elevado quando comparado com as metodologias analíticas, uma vez que se baseia no conceito de gerações de números aleatórios, precisando, portanto, de uma amostra grande para que a probabilidade de falha seja bem estimada. Por outro lado, a Simulação Monte Carlo tem a vantagem de não apresentar problema quando o exemplo analisado possuir mais de um ponto de projeto.

De forma sucinta essa dissertação aborda os seguintes tópicos: no Capítulo 2 são apresentados os procedimentos necessários para a realização de uma análise de fadiga. Já no Capítulo 3 é feita uma abordagem para o cálculo das análises de tensão nos dutos

flexíveis com o foco dado para a obtenção de séries temporais de tensão na armadura de tração, bem como as metodologias e critérios adotados numa análise estrutural de um duto flexível. Os métodos utilizados para a resolução de um problema de confiabilidade estrutural são apresentados no Capítulo 4. No Capítulo 5 é descrito a metodologia utilizada para a obtenção do fator de segurança à fadiga baseado em confiabilidade estrutural. Neste capítulo são apresentadas as formulações necessárias para as funções de falha referente ao critério de projeto adotado. E ainda, neste mesmo capítulo, é apresentada a proposta feita nesta dissertação para a consideração de funções de falha no caso de se utilizar no projeto incertezas associadas a uma curva S-N b-linear (duas inclinações). Aplicações realizadas através de exemplos envolvendo o duto flexível e utilizando todas as metodologias dos capítulos anteriores são feitas no Capítulo 6. Finalmente, no Capítulo 7 são descritos os principais comentários do trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

2. Análise de Fadiga

A fadiga é causada pela acumulação de danos (fisicamente identificados por trincas) produzidos pela ação de sucessivos ciclos de tensões resultantes dos carregamentos aplicados numa estrutura. Exemplos de estruturas normalmente expostas à fadiga são encontrados em pontes, peças de máquinas, aviões, plataformas marítimas, navios e dutos submarinos, tanto rígidos quanto flexíveis. Deve-se observar que os danos devido à fadiga são produzidos pela repetição de ciclos de tensões cujas amplitudes podem estar situadas bem abaixo da tensão de escoamento do material. Deste modo, os danos acumulados de fadiga podem levar à falha da estrutura com valores de amplitude de tensões bem menores que os decorrentes da aplicação de sua carga última.

O número total de ciclos que uma estrutura suporta é dado por (WILLEMS *et al.*, 1983):

$$N_T = N_i + N_p \quad (2.1)$$

onde N_i é o número de ciclos necessários para se iniciar a trinca e N_p é o número de ciclos referente a propagação da trinca até o seu tamanho crítico.

Quando a estrutura é composta por um material base, a primeira parcela da equação (2.1), N_i , é bem maior do que a segunda, N_p . Porém, materiais soldados ou materiais que tenham sofrido algum defeito na sua fabricação tendem a possuir o valor de N_i bem próximo de zero, isso porque esses materiais acabam possuindo algum tipo

de rachadura ou trinca inicial, logo o valor total de ciclos suportado pelo material tem a seguinte expressão:

$$N_T = N_P \quad (2.2)$$

2.1. Tipos de séries temporais de tensão

As séries temporais de tensões podem ser classificadas como de caráter determinístico ou de caráter aleatório. A Figura 2.1 ilustra esses dois casos.

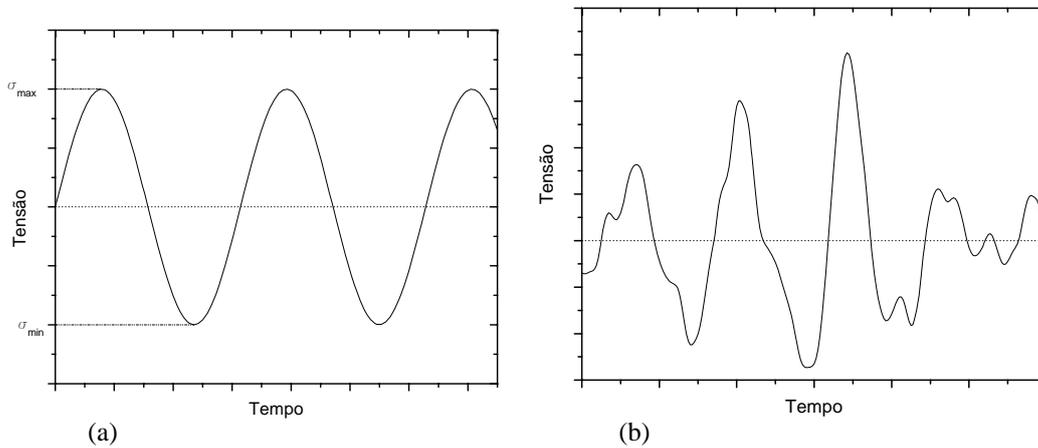


Figura 2.1 – Tipos de séries temporais de tensão (a) determinística (b) aleatória.

No caso de uma estrutura submetida a um carregamento constituído por uma série periódica de amplitude constante, os ciclos de tensões resultantes são relativamente fáceis de ser identificados. Assim sendo, a variação total da tensão em um ciclo é expressa por:

$$S = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.3)$$

onde σ_{\max} é a tensão máxima do sinal e σ_{\min} é a tensão mínima da série temporal de tensões.

Esse tipo de sinal determinístico com amplitude constante é comum ocorrer em estruturas submetidas às cargas rotativas.

No caso de séries de tensões de caráter aleatório não é muito simples a identificação dos ciclos de tensões e suas respectivas variações S . Portanto, métodos probabilísticos e/ou numéricos devem ser utilizados. Isso implica num custo computacional elevado para obtê-las, já que o tempo de simulação deve ser suficientemente grande para garantir a estabilidade estatística da resposta da estrutura e assim se efetuar a contagem e identificação dos ciclos. Nesses casos, as variações de tensão são calculadas por métodos de contagem de ciclos, como por exemplo:

- 1º) Hipótese de processo aleatório gaussiano de banda estreita;
- 2º) Método Rainflow;
- 3º) Método do Tanque ou Reservatório;
- 4º) Correção de Wirshing;
- 5º) Correção de Dirlik.

Nesta dissertação será utilizado o método Rainflow (NILSSON, 2005, ALMAR-NAESS, 1999) para a contagem dos ciclos, uma vez que o sinal de tensão é aleatório.

2.2. Curvas S-N

Materiais submetidos a ciclos de tensão tendem a romper com tensões bem inferiores à tensão de escoamento, isso devido à acumulação de danos de fadiga produzidos pela aplicação sucessiva de pequenas variações de tensão, ao invés da

atuação de uma única amplitude de tensão mais elevada. Assim sendo, as curvas S-N fornecem a relação entre a amplitude de tensão (S) e o correspondente número máximo de ciclos (N) que levam o material à falha por fadiga. Essas curvas são obtidas de forma experimental e variam de acordo com o material e o meio considerado (ar, água salina, etc.). Os corpos de prova são submetidos a diferentes amplitudes de tensão. Para cada amplitude de tensão aplicada é medido o número de ciclos que levam o corpo de prova à falha. A forma geral da curva S-N é dada por:

$$N(S) = \bar{K}S^{-m} \quad (2.4)$$

onde $N(S)$ é o número de ciclos que leva a falha para uma determinada amplitude de tensão S , \bar{K} e m são os parâmetros da curvas S-N. Um exemplo de curva S-N utilizando a equação (2.4) é apresentada na Figura 2.2.

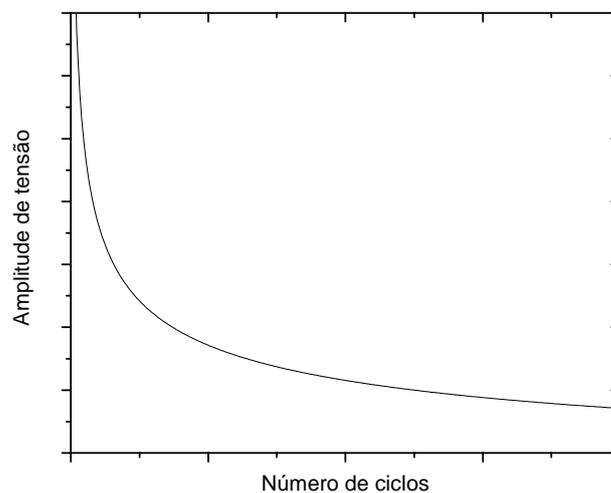


Figura 2.2 - Curva S-N.

Na prática da engenharia a equação (2.4) é apresentada em escala *log-log*, assim sendo, a relação entre S e N torna-se uma reta (vide Figura 2.3), essa relação fica então expressa do seguinte modo:

$$\log_{10}^{N(S)} = \log_{10}^{\bar{K} S^{-m}} \quad (2.5)$$

$$\log_{10}^{N(S)} = \log_{10}^{\bar{K}} - m \log_{10}^S$$

onde m é o inverso da inclinação da curva S-N e $\log_{10}^{\bar{K}}$ é a interseção com o eixo log N.

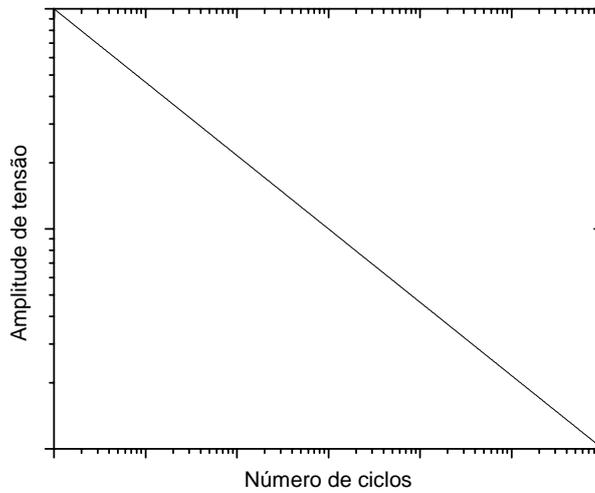


Figura 2.3 - Curva S-N na escala log-log.

Cabe salientar que a equação (2.5) representa também a curva de projeto, ou seja, a curva fornecida nas normas, como por exemplo, na DNV-RP-C203(2005), entre outras. De acordo com Almar-Naess (1999) a seguinte relação é válida:

$$\log_{10}^{\bar{K}} = \log_{10}^K - 2 \sigma_{\log_{10}^{N(S)}} \quad (2.6)$$

onde \log_{10}^K é a interseção com o eixo log N para a curva média dos ensaios e $\sigma_{\log_{10}^{N(S)}}$ é o desvio padrão do $\log_{10}^{N(S)}$. A Figura 2.4 apresenta as duas curvas, média e de projeto.

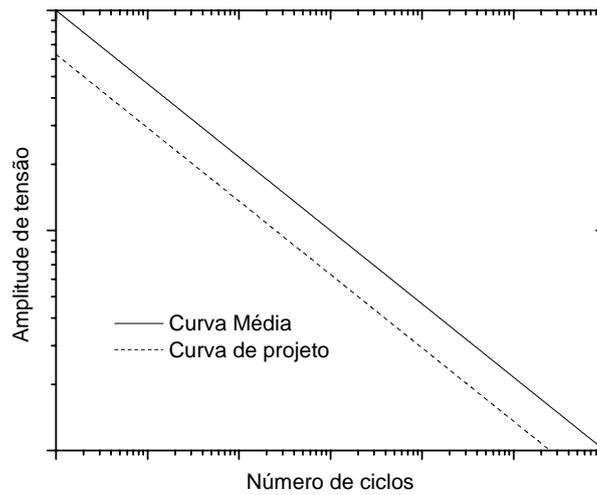


Figura 2.4 - Curvas S-N média e de projeto na escala log-log.

A curva de projeto é utilizada devido ao seu caráter conservador, uma vez que ela fornece um dano maior e conseqüentemente uma vida útil menor, como será visto mais a frente nesta dissertação.

As curvas S-N na escala *log-log* podem ter a forma linear, como visto na Figura 2.3, ou ainda, se apresentar de duas outras maneiras, que são na forma bi-linear e uma outra linear com patamar constante, como visualizado na Figura 2.5.

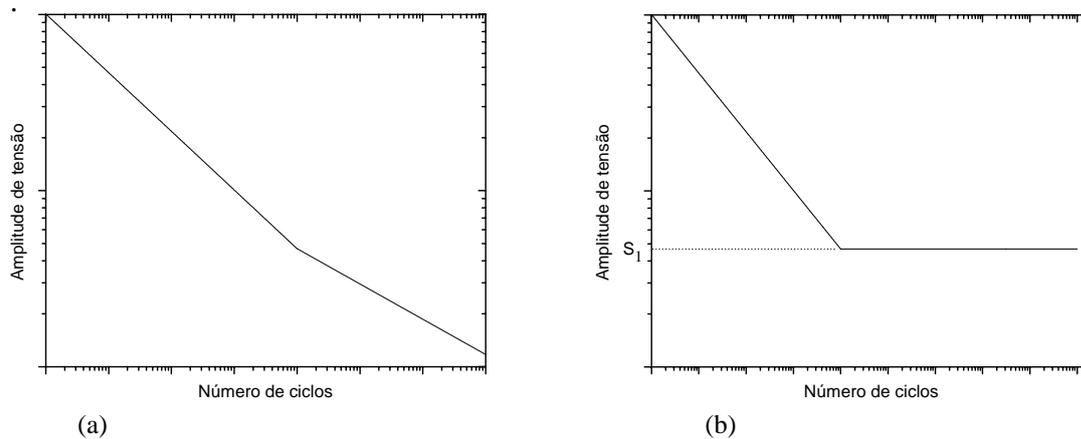


Figura 2.5 - Curvas S-N (a) bi-linear (b) com patamar constante.

A curva S-N com patamar constante (Figura 2.5 letra (b)) significa que abaixo de uma determinada variação de tensão S_1 não ocorre mais falha por fadiga.

2.3. Regra de Miner

Quando o sinal de tensões é aleatório (Figura 2.1), a utilização do método Rainflow resulta na obtenção de diferentes variações de tensão S associadas aos respectivos números de ciclos ocorridos. Isto pode ser representado em forma de um histograma como na Figura 2.6. Uma forma de se determinar o dano total D referente a esse sinal de tensão é considerar o valor cumulativo dos danos através da regra da Miner, da seguinte forma:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (2.7)$$

onde n_i é o número de ciclos para uma amplitude de tensão S_i proveniente do método Rainflow, N_i é o número de ciclos que leva a estrutura a falha por fadiga, também associado a uma variação de tensão S_i e k é o número de variações de tensão distintas identificadas para um dado carregamento. As variáveis n_i e N_i são ilustradas na Figura 2.7.

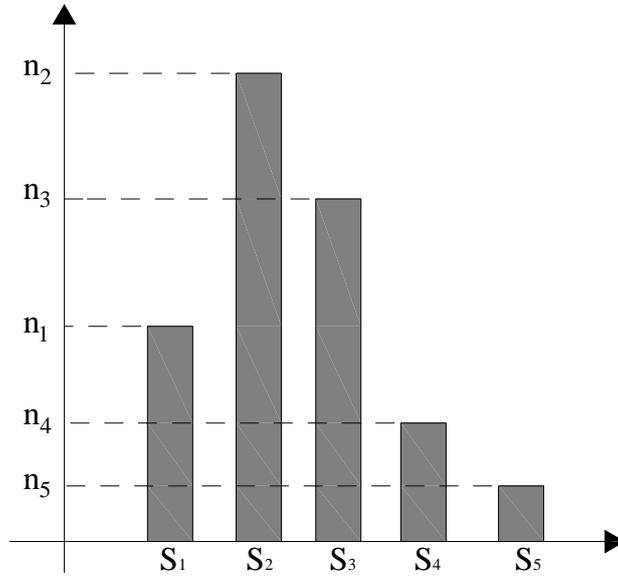


Figura 2.6 - Histograma de Tensões.

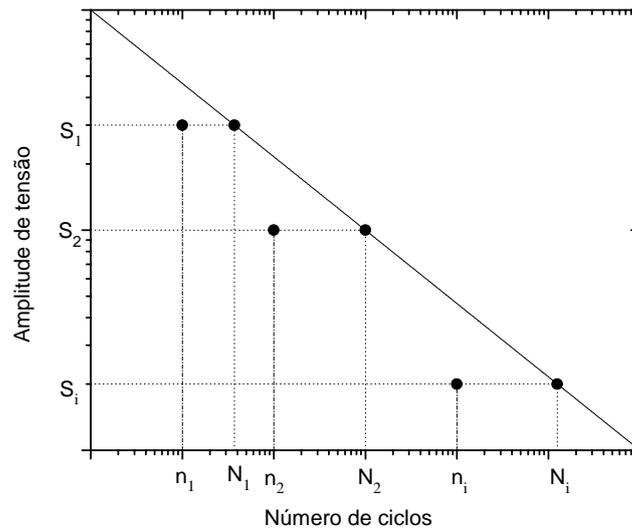


Figura 2.7 - Figura apresentando uma ilustração do cálculo do dano referente à regra de Miner.

A equação (2.7) pode ser também apresentada de forma diferente quando incorpora-se na mesma a equação (2.4), assim sendo:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i S_i^m}{\bar{K}} \leq 1 \quad (2.8)$$

Identificando-se todos os carregamentos que vão atuar sobre a estrutura é possível calcular o dano à fadiga e com isto determinar a vida útil da mesma, a partir da expressão:

$$VU = \frac{T}{D} \quad (2.9)$$

onde D é o dano (equação (2.7)) e T é o tempo de referência usado para o cálculo do dano D. Normalmente o dano é calculado para o período de um ano, o que acarreta numa vida útil também em anos, assim sendo, a equação (2.9) tem a seguinte forma:

$$VU = \frac{1}{D} \quad (2.10)$$

3. Análise de Tensões em Dutos flexíveis

Os dutos flexíveis, também conhecidos com risers flexíveis, são utilizados na indústria offshore no controle dos poços e no transporte de diversos fluidos, tais como: a retirada de petróleo e gás dos poços ou a injeção de água ou gás.

Os dutos flexíveis são compostos de várias camadas de diferentes materiais onde cada camada possui uma função específica . Um exemplo de uma seção de um duto flexível pode ser visto na Figura 3.1. Uma das características importantes é que essa composição dos dutos flexíveis faz com que sua rigidez axial seja bem maior que sua rigidez a flexão.

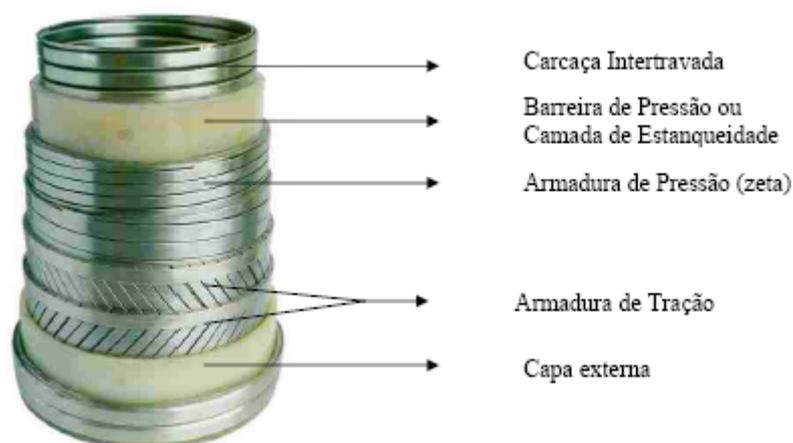


Figura 3.1 - Exemplo de uma seção de um duto flexível (LEMOS, 2005).

Num duto em operação, as camadas mais sujeitas à fadiga são as armaduras de pressão e de tração (LEMOS, 2005). A armadura de pressão tem como principais funções resistir às cargas radiais de pressão interna e, atuando juntamente com a carcaça intertravada, resistir à carga de pressão externa e a estrição causada pelas armaduras de

tração. A armadura de tração, como o próprio nome diz, é responsável por resistir aos esforços axiais e também a pressão interna. Além disso, normalmente elas são assentadas aos pares e com diferentes ângulos, o que proporciona uma rigidez à torção para o duto flexível. Devido a essa formação multicamadas, quando comparada com dutos rígidos de aço, a análise de dutos flexíveis se torna bem mais complexa. Nessa dissertação será estudada somente a armadura de tração, considerando a mesma formada ao par, ou seja, duas camadas de armadura de tração (Figura 3.1).

Para o cálculo das tensões, e conseqüentemente o estudo à fadiga das armaduras de tração do duto flexível, várias etapas se fazem necessárias. Entre elas estão, a definição do carregamento ambiental a ser imposto na estrutura, uma análise global, uma análise local de tensões e por último a determinação da vida à fadiga. Todos esses assuntos serão abordados a seguir neste capítulo.

3.1. Carregamento ambiental

A determinação do carregamento ambiental que irá causar variações de tensão nas camadas de um duto flexível está diretamente associada ao local de operação da estrutura. Portanto os dados oceanográficos utilizados devem ser específicos para a locação da plataforma. Esses dados são compostos de parâmetros ambientais de vento, corrente e onda. Normalmente estes dados são coletados de forma a caracterizar o comportamento dos mesmos durante períodos de três horas de duração, chamado período de curto prazo. Os parâmetros ambientais de curto prazo de onda estão relacionados à direção de incidência e a variação temporal da elevação do mar. No caso do vento os parâmetros são a direção de incidência e a variação temporal da sua

velocidade. Para a corrente, observa-se sua velocidade e direção em vários pontos ao longo da profundidade.

Uma vez coletados os dados referentes ao vento identifica-se o melhor espectro para representar a flutuação de velocidade. Existem diferentes espectros propostos na literatura e um deles é o espectro de Harris (FALTINSEN, 1999), onde o vento é caracterizado por um ângulo de propagação e um espectro dado por:

$$S(f) = \frac{4\kappa L U_{10}}{\left[2 + \left(\frac{L f}{U_{10}}\right)^2\right]^{5/6}} \quad (3.1)$$

onde f é a frequência em Hz, κ é o coeficiente de arrasto da superfície do mar, L é a escala de comprimento e U_{10} é a velocidade média horária do vento medida a dez metros acima do nível do mar.

A corrente é representada por um perfil de velocidades que varia de intensidade e direção ao longo da profundidade. Num período de curto prazo considera-se que esse perfil se mantém constante. Muitas vezes esses perfis são considerados unidirecionais, podendo variar ao longo da profundidade de forma triangular ou trapezoidal com o seu maior valor situado na superfície do mar. Porém, presentemente, tem-se investido cada vez mais nas medições de correntezas marítimas com o objetivo de melhorar a representação destes perfis para serem utilizados nos projetos de estruturas marítimas, localizadas em águas cada vez mais profundas.

A variação da elevação da superfície do mar num período de curto prazo é considerada como um processo aleatório, estacionário e Gaussiano. A partir dos sinais temporais coletados em campo são determinados a altura significativa da onda (H_s) e o seu período de cruzamento zero (T_z). A altura significativa da onda (H_s) é a média do

terço superior de todas as alturas de onda (distância entre crista e cavado) ordenadas em ordem crescente de tamanho e o período de cruzamento zero (T_z) é a média dos períodos de todas as ondas identificadas. A seguir verifica-se qual espectro representa melhor os dados obtidos em campo. Entre os espectros mais utilizados, podemos citar o de Pierson Moskowitz e o de JONSWAP (FALTINSEN, 1999). Nessa dissertação será utilizado apenas o espectro de Pierson Moskowitz, representado por:

$$S_{\eta}(\omega) = \frac{4\pi^3 H_s^2}{\omega^5 T_z^4} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{\omega^4 T_z^4}\right) \quad (3.2)$$

onde ω é a frequência em rad/s, H_s é a altura significativa da onda em metros e T_z é o período de cruzamento zero em segundos.

Esses dados de onda (H_s e T_z) são então agrupados em um conjunto de pontos conhecido como diagrama de dispersão. Este diagrama representa todos os estados de mar presentes naquela determinada localidade, juntamente com as suas frequências de ocorrência. Um exemplo de um diagrama de dispersão pode ser visto na Figura 3.2. Uma alternativa mais refinada de se apresentar os dados de onda é através de vários diagramas de dispersão, um para cada direção principal de incidência da onda, ou seja, os oito pontos cardeais (Norte, Sul, Leste, Oeste, Nordeste, Noroeste, Sudeste e Sudoeste).

T_z (s)	4.25	5.25	6.25	7.25	8.25	9.25	10.25	11.25	12.25	13.25										
0.45	0	0	0	3	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.75	1	8	4	3	5	5	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1.05	1	12	10	20	12	12	9	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1.35	0	1	12	15	33	18	10	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1.65	0	0	5	13	32	19	14	3	5	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1.95	0	0	4	14	18	15	7	14	3	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2.25	0	0	0	6	20	18	16	9	7	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2.55	0	0	0	1	15	25	10	6	5	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2.85	0	0	0	1	11	25	10	7	5	4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3.15	0	0	1	3	8	19	15	9	9	4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3.45	0	0	0	3	2	4	15	18	7	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3.75	0	0	0	0	1	14	16	21	10	10	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.05	0	0	0	0	0	2	8	10	12	14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.35	0	0	0	0	1	3	0	6	7	10	0	3	1	0	0	0	0	0	0	0
4.65	0	0	0	0	0	0	3	5	6	5	6	0	0	1	1	0	0	0	0	0
4.95	0	0	0	0	0	2	1	5	6	1	4	3	1	0	0	0	0	0	0	0
5.25	0	0	0	0	1	2	4	2	3	1	5	1	0	0	0	0	0	0	0	0
5.55	0	0	0	0	0	0	2	3	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0
5.85	0	0	0	0	0	0	2	1	0	2	3	2	0	1	0	0	0	0	0	0
6.15	0	0	0	0	0	0	0	1	2	0	4	0	3	0	0	0	2	0	0	2
6.45	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6.75	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.05	0	0	0	0	0	0	0	1	0	2	0	4	2	0	0	0	0	0	0	0
7.35	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.65	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.95	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8.25	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8.55	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8.85	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0
H_s (m)																				

Figura 3.2 - Exemplo com 975 observações durante um ano no mar do Norte (DITLEVSEN, 2002).

3.2. Análise Global

A análise de um sistema flutuante para produção de óleo e gás no mar requer a execução de várias etapas bem complexas que consistem na determinação do tipo de flutuante, do tipo de ancoragem a ser adotada e do tipo de duto (riser) usado para a exploração de óleo e gás (dutos rígidos, flexíveis ou uma formação mista com parte rígida e parte flexível).

O objetivo desta dissertação é efetuar a análise de fadiga de dutos flexíveis. Para tal é necessário fazer inicialmente uma análise global da estrutura que pode ser feita de forma acoplada, onde o sistema flutuante e os dutos são analisados juntos, ou de forma desacoplada, onde o sistema flutuante e o duto são analisados separadamente em duas

etapas distintas. Como a análise acoplada se torna bem mais cara, devido ao grande esforço computacional exigido, nesta dissertação optou-se por realizar a análise global dos dutos flexíveis de maneira desacoplada, descrita a seguir:

A partir de um conjunto estrutural completo, ou seja, sistema flutuante, sistema de ancoragem e risers, a primeira etapa da análise global desacoplada é a análise de movimentos do flutuante que pode ser feito através de programas específicos elaborados para esta finalidade. No presente trabalho utilizou-se o programa DYNASIM (FUCATU, 1998). Esta análise é feita impondo-se o carregamento proveniente dos parâmetros ambientais de vento, corrente e onda num modelo de corpo rígido de seis graus de liberdade que representa o flutuante e suas linhas (risers e linhas de ancoragem) de forma simplificada. Além do carregamento ambiental, normalmente utiliza-se também o RAO (Response Amplitude Operator) associado à embarcação que é obtido por um programa de computador específico (exemplo, WAMIT (1995)). O RAO associa os movimentos da embarcação, correspondentes aos seis graus de liberdade de corpo rígido (Figura 3.3), com a onda incidente na mesma. Dessa forma pode-se determinar o espectro de movimentos de primeira ordem da estrutura de acordo com a equação (3.3).

$$S_R(\omega) = [RAO_R(\omega)]^2 S_n(\omega) \quad (3.3)$$

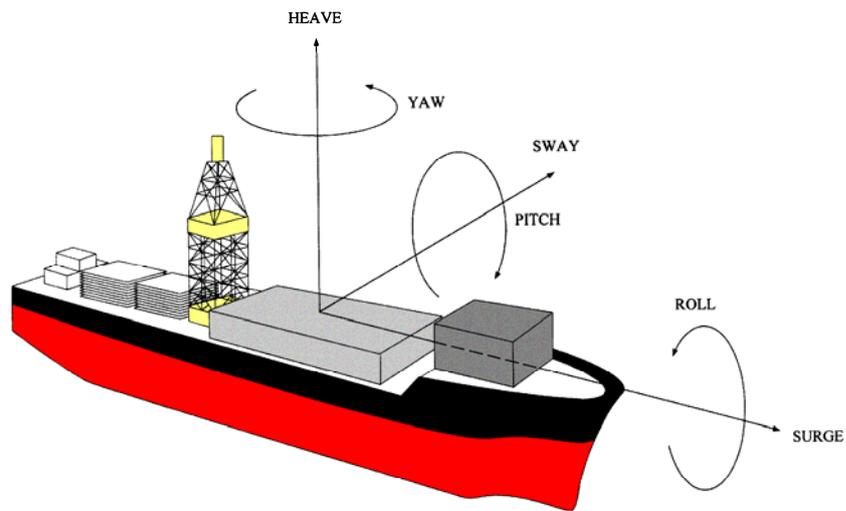


Figura 3.3 - Figura ilustrativa com o nome dos seis graus de liberdade de um flutuante.

Através dessa primeira etapa da análise global desacoplada, onde uma simulação do domínio do tempo é realizada, obtêm-se os offsets estáticos da embarcação, além dos movimentos de baixa frequência, que podem ser representados por funções harmônicas definidas através de uma amplitude, um período e uma fase.

A segunda etapa consiste na análise do duto flexível, o que pode ser feito no domínio da frequência ou no domínio do tempo. Neste trabalho se optou pelo domínio do tempo uma vez que no domínio da frequência as não-linearidades inerentes ao modelo global devem ser linearizadas. A segunda etapa, realizada no domínio do tempo por integração numérica, foi feita no programa ANFLEX (MOURELLE, 1993). O duto flexível é discretizado com elementos de pórtico 3D não-lineares, gerando-se assim uma malha de elementos finitos. Nessa fase são impostos o offset estático da embarcação no topo da linha considerada e os movimentos de baixa frequência, obtidos na primeira etapa. Os movimentos gerados pelo RAO da embarcação são transferidos para o topo do riser. Nessa etapa também é modelado o contato do riser com o solo através de molas

verticais, representando a rigidez do solo, e molas horizontais, representando a fricção do mesmo com o riser. O carregamento ambiental, considerado nesta, etapa consiste apenas das ações de corrente e onda. O efeito do flutuante está sendo considerado através do offset estático e dos movimentos de baixa frequência. A corrente é responsável pela parcela estática e a onda pela parcela dinâmica. Nesta etapa a onda pode ser representada de forma regular (onda determinística) ou de forma irregular (onda aleatória), sendo que a onda aleatória permite uma melhor representação do fenômeno real que ocorre na natureza. A onda aleatória é obtida no tempo, através de sua densidade espectral da seguinte maneira:

$$\varphi(t) = \sum_{n=1}^{N\omega} C_n \cos(\omega_n t + \phi_n) \quad (3.4)$$

onde

$$\begin{aligned} C_n &= \sqrt{2S_\eta(\omega_n)\Delta\omega} \\ \Delta\omega &= \frac{\omega_f - \omega_i}{N\omega} \end{aligned} \quad (3.5)$$

com ϕ_n sendo a fase aleatória entre 0 e 2π , ω_i e ω_f as frequências inicial e final da discretização do espectro e $N\omega$ o número de pontos para a discretização do espectro.

Para que o sinal temporal gerado pela equação (3.4) seja representativo da onda em questão, ou seja, um sinal aleatório e Gaussiano, o número $N\omega$ deve ser suficientemente grande. Uma outra questão importante é a definição da semente utilizada na geração do sinal temporal, isto quer dizer que para cada valor da semente um conjunto distinto de fases aleatórias é gerado, resultando conseqüentemente num sinal diferente. Entretanto, se o sinal gerado for suficientemente longo a estabilidade

estatística do mesmo será atingida, produzindo parâmetros de média, desvio padrão e valor mais provável sensivelmente constantes.

Nessa segunda etapa realizada no ANFLEX (MOURELLE, 1993) são obtidas as séries temporais dos esforços em todos os elementos de pórtico espacial que representam o duto analisado. As séries temporais dos esforços resultantes, constituídos pelos esforços de tração, $T(t)$, e dois momentos fletores, $M_y(t)$ e $M_z(t)$, são então levadas para a análise local para a obtenção das séries temporais de tensões na armadura de tração do duto flexível.

3.3. Análise local

Através da análise global determinam-se os esforços de tração e os momentos fletores para todos os elementos de pórtico usados na discretização do duto flexível (Figura 3.4). A determinação da tensão nas camadas do duto flexível não é tão imediata assim, e uma análise local se faz necessária, uma vez que para o cálculo da fadiga deve-se possuir o sinal de tensão nos pontos da camada analisada.

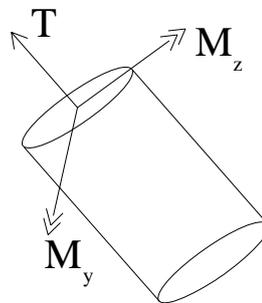


Figura 3.4 - Esforços provenientes da análise global - T é a tração, M_z e M_y são os momentos fletores.

Cada camada que forma o duto flexível possui uma maneira própria para a obtenção das tensões associadas. Nessa dissertação foi dado foco na camada da armadura de tração. Existem na literatura várias metodologias, tanto analíticas como numéricas, para o cálculo da tensão na armadura de tração. A metodologia utilizada neste trabalho foi proposta por SOUSA (2005b) e baseia-se na utilização de coeficientes de proporcionalidade associados a cada tipo de carregamento considerado. Essa metodologia de obtenção dos coeficientes de proporcionalidade é baseada no método dos elementos finitos e pode ser calculada através do programa RISERTOOLS (SOUSA, 2005b). Ela foi também implementada em SOUSA *et al.* (2007). Nesta metodologia calcula-se a tensão em oito locais situados na seção transversal do elemento considerado. Nestes oito locais são escolhidos quatro pontos que representem os cantos do arame da armadura de tração, totalizando então 32 pontos por seção analisada, conforme indicado na Figura 3.5.

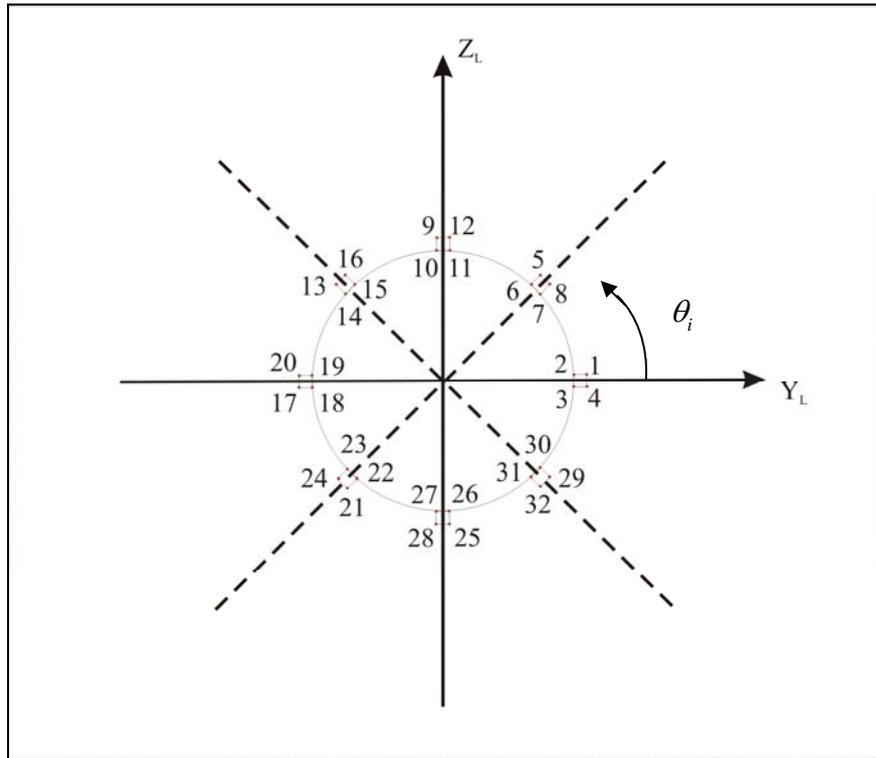


Figura 3.5 - Seção transversal contendo os 32 pontos (SOUSA *et al.*, 2007).

As tensões devidas às cargas axissimétricas de tração, pressão interna e pressão externa são iguais em todos os 32 pontos da seção, sendo calculadas da seguinte maneira:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{\text{Tração}}(t) &= (\text{Coef}_{\text{Tração}}) T_r(t) \\
 \sigma_{p_i} &= (\text{Coef}_{p_i}) p_i \\
 \sigma_{p_e} &= (\text{Coef}_{p_e}) p_e
 \end{aligned}
 \tag{3.6}$$

onde $\text{Coef}_{\text{Tração}}$, Coef_{p_i} e Coef_{p_e} são os coeficientes de proporcionalidade, calculados pelo método dos elementos finitos no programa RISERTOOLS (SOUSA, 2005b), utilizando-se esforços unitários, para a tração, pressão interna e pressão externa,

respectivamente. Observa-se que T_r é a tração real no elemento, calculada pela equação (3.7), p_i é a pressão interna e p_e é a pressão externa.

$$T_r(t) = T(t) + p_i A_i - p_e A_e \quad (3.7)$$

onde T é a tração obtida na análise global; A_i e A_e são as áreas interna e externa, respectivamente, dadas por:

$$A_i = \frac{\pi(D_i)^2}{4} \quad (3.8)$$

$$A_e = \frac{\pi(D_e)^2}{4}$$

sendo D_i e D_e , respectivamente, o diâmetro interno e externo da camada.

Assim sendo, a tensão total devido a essas cargas é dada por.

$$\sigma_{axissimétricas}(t) = \sigma_{Tração}(t) + \sigma_{pi} + \sigma_{pe} \quad (3.9)$$

O cálculo das tensões de flexão é complexo, uma vez que estas tensões são formadas por componentes axiais, normais e binormais. Os ângulos para os oito locais da seção podem ser definidos no sentido anti-horário, partindo do eixo Y_L positivo (vide Figura 3.5) da seguinte forma:

$$\theta_i = (i-1)\frac{\pi}{4}, i = 1, 2, \dots, 8 \quad (3.10)$$

Uma vez definido os ângulos de cada um dos oito locais da seção, as tensões de flexão são então calculadas para os quatro pontos correspondentes a cada posição do ângulo θ_i . Essas tensões são calculadas de acordo com as seguintes expressões:

$$\begin{aligned}
 (\sigma_{ay}(t))_i &= (Coef_{axial}) sen(\theta_i) K_y(t) \\
 (\sigma_{ny}(t))_i &= (Coef_{normal}) sen(\theta_i) K_y(t) \\
 (\sigma_{by}(t))_i &= (Coef_{binormal}) cos(\theta_i) K_y(t) \\
 & \qquad \qquad \qquad i = 1, 2, \dots, 8 \qquad (3.11) \\
 (\sigma_{az}(t))_i &= (Coef_{axial}) cos(\theta_i) K_z(t) \\
 (\sigma_{nz}(t))_i &= (Coef_{normal}) cos(\theta_i) K_z(t) \\
 (\sigma_{bz}(t))_i &= (Coef_{binormal}) sen(\theta_i) K_z(t)
 \end{aligned}$$

onde $Coef_{axial}$, $Coef_{normal}$ e $Coef_{binormal}$ são respectivamente os coeficientes proporcionais a tensão axial, normal e binormal, K_y e K_z são as curvaturas em relação ao eixo y e ao eixo z, dadas pela equação (3.12). σ_{ay} , σ_{ny} e σ_{by} são as tensões axial, normal e binormal devido à flexão em y. E por último, σ_{az} , σ_{nz} e σ_{bz} são as tensões axial, normal e binormal devido à flexão em z.

$$\begin{aligned}
 K_y(t) &= \frac{M_y(t)}{EI_y} \\
 K_z(t) &= \frac{M_z(t)}{EI_z}
 \end{aligned} \qquad (3.12)$$

onde M_y e M_z são, respectivamente, os momentos fletores nos eixos y e z obtidos na análise global, E é o módulo de elasticidade e I_y e I_z são os momentos de Inércia em y e z, respectivamente. Como se trata de um duto de seção tubular esses momentos de inércia são iguais.

A tensão total devido à flexão nos quatro pontos é formada pela composição das tensões calculadas na equação (3.11), sendo dada por:

$$\begin{aligned}
(\sigma_{flexão}(t))_{[4i-3]} &= (\sigma_{ay}(t))_i + (\sigma_{az}(t))_i + [(\sigma_{ny}(t))_i + (\sigma_{by}(t))_i] + [(\sigma_{nz}(t))_i + (\sigma_{bz}(t))_i] \\
(\sigma_{flexão}(t))_{[4i-2]} &= (\sigma_{ay}(t))_i + (\sigma_{az}(t))_i + [(\sigma_{ny}(t))_i - (\sigma_{by}(t))_i] + [(\sigma_{nz}(t))_i - (\sigma_{bz}(t))_i] \\
(\sigma_{flexão}(t))_{[4i-1]} &= (\sigma_{ay}(t))_i + (\sigma_{az}(t))_i - [(\sigma_{ny}(t))_i + (\sigma_{by}(t))_i] - [(\sigma_{nz}(t))_i + (\sigma_{bz}(t))_i] \\
(\sigma_{flexão}(t))_{[4i]} &= (\sigma_{ay}(t))_i + (\sigma_{az}(t))_i + [(\sigma_{by}(t))_i - (\sigma_{ny}(t))_i] + [(\sigma_{bz}(t))_i - (\sigma_{nz}(t))_i]
\end{aligned} \tag{3.13}$$

onde $i = 1, 2, \dots, 8$

Considerando válida a superposição de efeitos, uma vez que para essa análise são supostos pequenos deslocamentos, a tensão total para todos os 32 pontos é dada por:

$$\begin{aligned}
(\sigma_{total}(t))_{[4i-3]} &= \left| (\sigma_{flexão}(t))_{[4i-3]} + \sigma_{axissimétricas}(t) \right| \\
(\sigma_{total}(t))_{[4i-2]} &= \left| (\sigma_{flexão}(t))_{[4i-2]} + \sigma_{axissimétricas}(t) \right| \\
& \qquad \qquad \qquad i = 1, 2, \dots, 8 \qquad \qquad \qquad (3.14) \\
(\sigma_{total}(t))_{[4i-1]} &= \left| (\sigma_{flexão}(t))_{[4i-1]} + \sigma_{axissimétricas}(t) \right| \\
(\sigma_{total}(t))_{[4i]} &= \left| (\sigma_{flexão}(t))_{[4i]} + \sigma_{axissimétricas}(t) \right|
\end{aligned}$$

A Figura 3.6 ilustra de forma esquemática a obtenção do sinal de tensão para um ponto na armadura de tração do duto flexível. Observa-se que esta análise é feita para cada um dos pontos do diagrama de dispersão para depois, então, efetuar o cálculo do dano à fadiga.

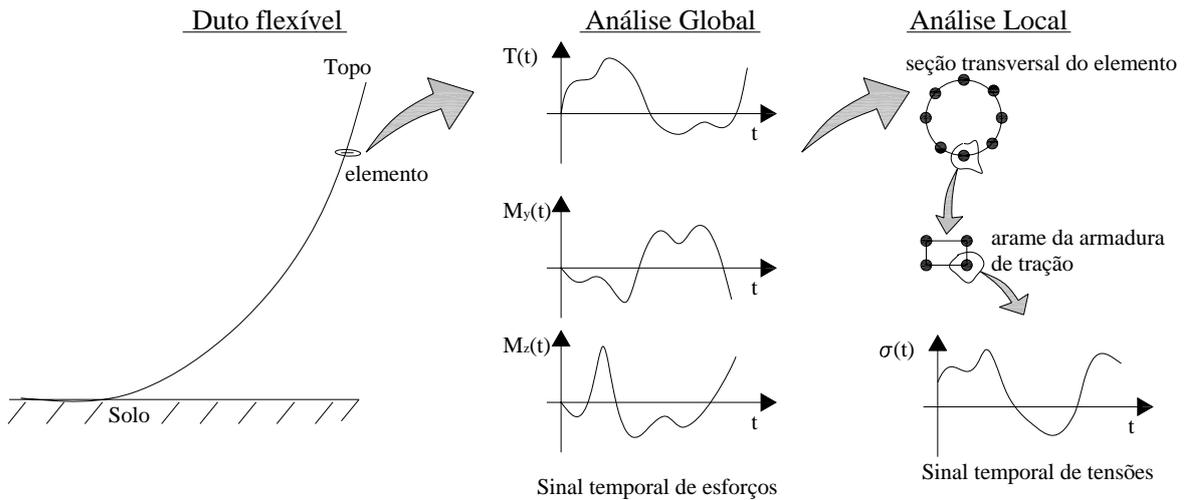


Figura 3.6 - Esquema ilustrativo dos resultados referente a cada análise de um duto flexível.

3.4. Análise de fadiga

Uma vez obtido o sinal de tensões para um determinado ponto na armadura de tração associado a cada ponto do diagrama de dispersão (caso de carregamento), a análise a fadiga é realizada de acordo com a regra de Miner. Porém, como cada ponto do diagrama de dispersão possui uma frequência relativa de ocorrência, o dano é dado por:

$$D = \sum_{j=1}^{cc} \sum_{i=1}^{k^j} \frac{n_i^j}{N_i} \gamma_j \quad (3.15)$$

onde k^j é o número de amplitudes de tensão distintas identificadas para cada caso de carregamento j , cc é o número de casos de carregamento considerados e γ é a probabilidade de ocorrência de cada um desses casos de carregamento.

4. Métodos de Confiabilidade Estrutural

A análise de confiabilidade estrutural nos projetos de engenharia tem como objetivo calcular a probabilidade da estrutura atender requisitos de desempenho durante um dado período de tempo. Os requisitos de desempenho são geralmente expressos pela capacidade da estrutura resistir aos carregamentos atuantes durante o período de tempo considerado. Deste modo, pode-se projetar uma estrutura para atingir um nível desejado de segurança.

Na determinação desse nível alvo de confiança devem ser levadas em consideração todas as variáveis aleatórias envolvidas no problema, tais como: variáveis associadas aos carregamentos, aos materiais, aos métodos de análise, etc.. Essas variáveis são reunidas no vetor $\mathbf{U} \in \mathbb{R}^n$. As propriedades estatísticas das variáveis do vetor \mathbf{U} são definidas através de uma função densidade de probabilidade conjunta denominada $f_u(\mathbf{U})$. Outra característica fundamental é que em todo problema de confiabilidade deve ser definida uma função de falha $G(\mathbf{U})$, também chamada de função de estado limite, que representa os requisitos de desempenho que devem ser satisfeitos durante um dado período de tempo. Essa função delimita as regiões de falha e de segurança para o problema analisado. Por convenção considera-se $G(\mathbf{U}) < 0$ como a região de falha e, conseqüentemente, a região de segurança é definida através de $G(\mathbf{U}) > 0$. O caso limite $G(\mathbf{U}) = 0$ é denominado de superfície de falha. Uma vez definido todos os conceitos necessários, a probabilidade de falha é então calculada pela equação (HALDAR & MAHADEVAN, 1995):

$$p_f = P[G(\mathbf{U}) < \mathbf{0}] = \int_{G(\mathbf{U}) \leq \mathbf{0}} f_u(\mathbf{U}) d\mathbf{U} \quad (4.1)$$

O cálculo da integral multidimensional da equação (4.1) se torna difícil de ser obtido quando o número de variáveis envolvidas no problema é grande, tanto de forma analítica quanto numérica. Outras questões que tornam este cálculo bastante complexo são devidas a não-linearidade da função $G(\mathbf{U})$ e no fato da função densidade de probabilidades $f_u(\mathbf{U})$ normalmente não ser Gaussiana.

A análise de confiabilidade de uma estrutura pode ser entendida de duas formas: confiabilidade de um elemento ou confiabilidade de um sistema. A primeira diz respeito à apenas um componente da estrutura com uma função $G(\mathbf{U})$ enquanto que a segunda considera o sistema estrutural como um todo, representada então, por uma combinação de funções $G(\mathbf{U})$ de elementos. Nesta dissertação será analisada a confiabilidade de um elemento ou componente apenas.

Muitos métodos têm sido propostos na literatura para calcular a probabilidade de falha dada pela equação (4.1) de maneira analítica ou numérica. Um método bastante utilizado é o FORM (*First-Order Reliability Method*) (MELCHERS, 2002, MADSEN *et al.*, 2006) que busca determinar a probabilidade de falha de forma analítica através da linearização da superfície de falha. O método SORM (*Second-Order Reliability Method*) (SAGRILO, 1994), que é uma extensão do método FORM, busca determinar a probabilidade de falha de forma analítica utilizando aproximações quadráticas da superfície de falha. Essa metodologia utiliza alguns produtos provenientes do FORM para sua solução. Existe também um método analítico proposto por Tvedt (KÖYLÜOĞLU & NIELSEN, 1994) que é interpretada como uma correção da solução do SORM. Um cálculo empírico mais simples é proposto por ZHAO & ONO (1999).

Além dos métodos analíticos para calcular a equação (4.1), existem também os métodos de integração numérica e os métodos de simulação Monte Carlo (LIMA, 2006).

Essas metodologias serão apresentadas mais a frente neste item. Neste trabalho eles foram implementados em linguagem FORTRAN para a solução de um problema de confiabilidade estrutural de fadiga de dutos flexíveis que é abordado nesta dissertação.

4.1. FORM

O FORM (*First-Order Reliability Method*) utiliza um cálculo analítico para a equação (4.1). Essa metodologia inicialmente transforma as variáveis do espaço original \mathbf{U} para o espaço reduzido \mathbf{V} , ou seja, transforma as variáveis aleatórias originais estatisticamente dependentes (ou não) para variáveis independentes normais padrão (média igual a zero e desvio padrão igual a um).

Esse método consiste na linearização da superfície de falha no ponto de projeto no espaço \mathbf{V} . Esse é o ponto \mathbf{V}^* sobre a superfície de falha mais próximo da origem no espaço das variáveis reduzidas. A determinação desse ponto é obtida pela solução do seguinte problema de otimização:

$$\mathbf{V}^* = \min \{ \|\mathbf{V}\| : g(\mathbf{V}) = \mathbf{0} \} \quad (4.2)$$

Através da obtenção do ponto \mathbf{V}^* pode-se determinar o índice de confiabilidade β , i.e., $\beta = \|\mathbf{V}^*\|$, que nada mais é que a distância do ponto \mathbf{V}^* até a origem.

A Figura 4.1 ilustra a função densidade de probabilidades conjunta de duas variáveis tanto no espaço original \mathbf{U} quanto no espaço reduzido \mathbf{V} .

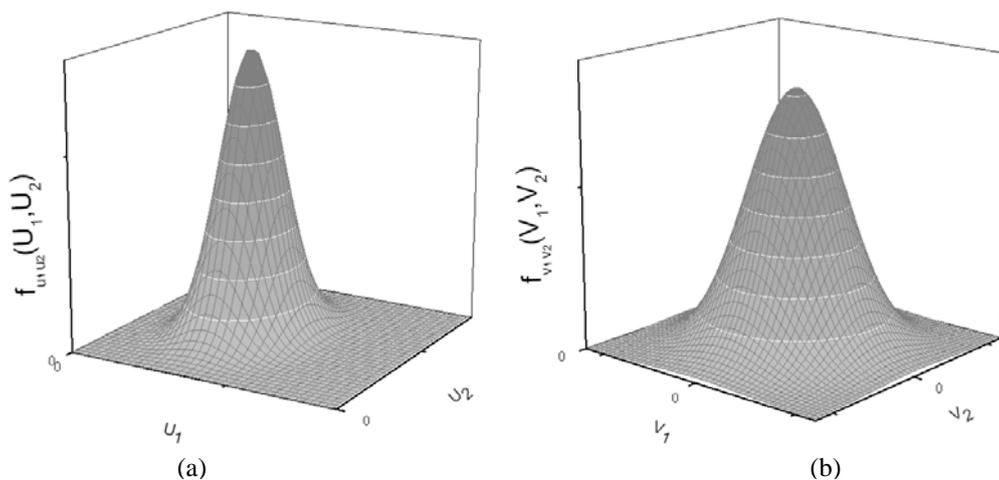


Figura 4.1 - Função densidade de probabilidade para o caso de duas variáveis (a) espaço original U (b) espaço reduzido V .

Já a Figura 4.2 ilustra o contorno da função densidade de probabilidades conjunta contendo agora a função de falha, mostrando assim as regiões de segurança e de falha para o caso de duas variáveis. Ela apresenta também uma ilustração com a mudança do espaço original para o espaço reduzido no caso de um problema com duas variáveis aleatórias.

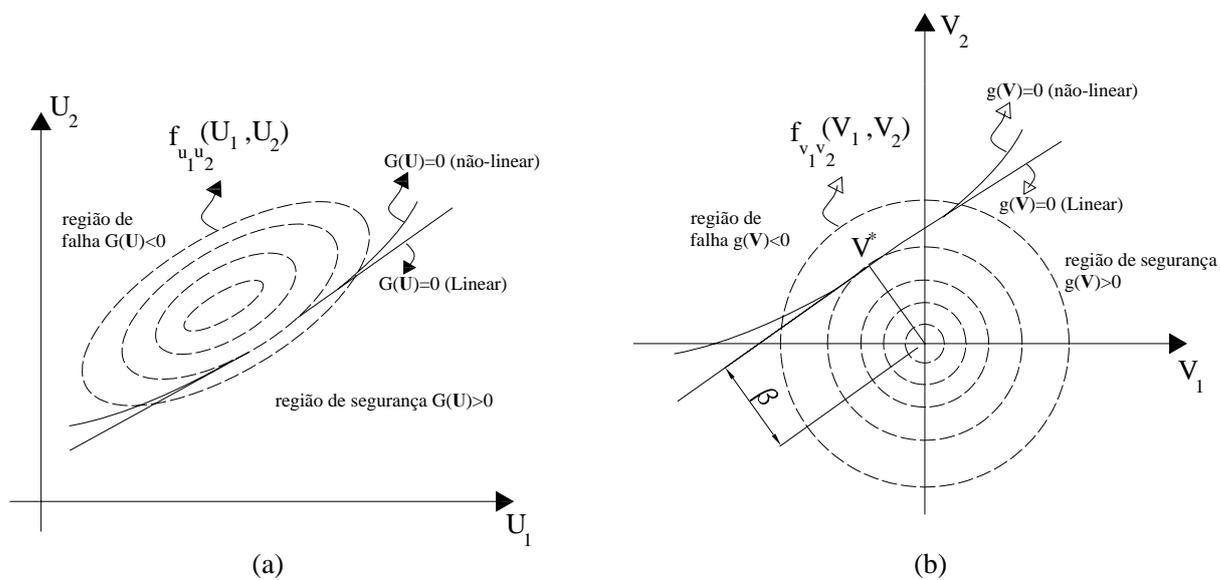


Figura 4.2 - Contorno da função densidade de probabilidades com a função de falha (a) espaço original (b) espaço reduzido

A probabilidade de falha no espaço das variáveis reduzidas pode ser escrita da seguinte maneira (MELCHERS, 2002, MADSEN *et al.*, 2006):

$$p_f = \int_{g(\mathbf{V}) \leq 0} f_v(\mathbf{V}) d\mathbf{V} = \Phi(-\beta) \quad (4.3)$$

onde $f_v(\mathbf{V})$ é a função densidade de probabilidade conjunta normal padrão e $\Phi(\cdot)$ é a função cumulativa normal padrão de probabilidade.

O FORM então efetua um cálculo analítico feito por uma aproximação linear e conseqüentemente sua precisão dependerá da função de falha analisada podendo esta aproximação apresentar um caráter conservador, ou seja, quando a probabilidade de falha calculada pelo FORM é maior que a real (Figura 4.3 (a)) ou ainda, um caráter não-conservador, quando a probabilidade de falha calculada pelo FORM é menor que a real (Figura 4.3 (b)).

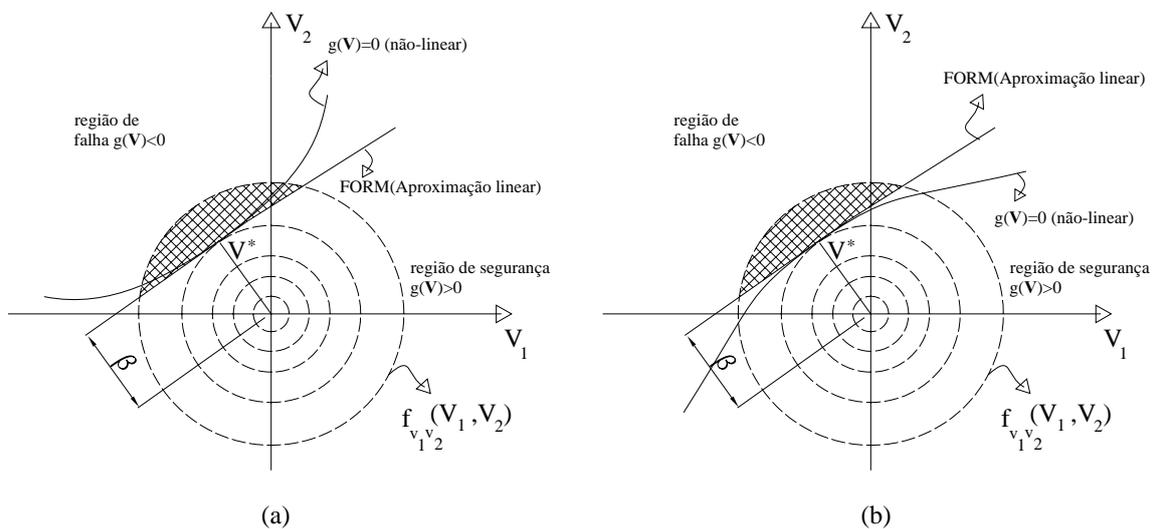


Figura 4.3 – Esquema ilustrativo mostrando a precisão do método FORM para duas variáveis.

4.1.1. Transformação para o espaço das variáveis reduzidas

Como dito anteriormente, a determinação da probabilidade de falha utiliza o conceito de transformação das variáveis do problema do espaço original para o espaço reduzido. O espaço original consiste de todas as variáveis envolvidas no problema com a dependência estatística entre algumas ou todas as variáveis. A mudança para o espaço reduzido faz com que essas variáveis se transformem em variáveis independentes normais padrão, ou seja, com a média igual a zero e desvio padrão igual a um. Essa transformação é definida de acordo com SAGRILO (1994) como $\mathbf{V} = T(\mathbf{U})$, e conseqüentemente, $\mathbf{U} = T^{-1}(\mathbf{V})$. A mudança para o espaço das variáveis reduzidas, T , pode ser feita de acordo com a transformação de Rosenblatt (ANG & TANG, 1984) que utiliza a distribuição cumulativa de probabilidade condicionada das variáveis. Uma alternativa é a transformação de Nataf (SAGRILO, 2006) que não utiliza a distribuição condicionada das variáveis, mas usa as distribuições marginais de cada variável e os coeficientes de correlação entre elas.

As variáveis presentes num problema de confiabilidade podem ser estaticamente dependentes ou não, para isso, pode-se utilizar o conceito do coeficiente de correlação entre as variáveis. Definindo-se então o coeficiente de correlação de duas variáveis quaisquer U_1 e U_2 no espaço original (ANG & TANG, 2007):

$$\rho_{U_1 U_2} = \frac{Cov(U_1, U_2)}{\sigma_{U_1} \sigma_{U_2}} \quad (4.4)$$

onde σ_{U_1} e σ_{U_2} são, respectivamente, o desvio padrão das variáveis U_1 e U_2 .

$Cov(U_1, U_2)$ é a covariância entre U_1 e U_2 , definida por:

$$Cov(U_1, U_2) = E(U_1 U_2) - E(U_1)E(U_2) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} u_1 u_2 f_{U_1 U_2}(u_1, u_2) du_1 du_2 - \int_{-\infty}^{\infty} u_1 f_{U_1}(u_1) du_1 \int_{-\infty}^{\infty} u_2 f_{U_2}(u_2) du_2 \quad (4.5)$$

onde $f_{U_1 U_2}(u_1, u_2)$ é a função conjunta densidade de probabilidades das variáveis U_1 e U_2 ; $f_{U_1}(u_1)$ e $f_{U_2}(u_2)$ são as funções densidades de probabilidade das variáveis U_1 e U_2 , respectivamente.

O coeficiente de correlação pode ser interpretado geometricamente através da Figura 4.4. O coeficiente de correlação é uma medida que busca representar o grau de relação linear entre as variáveis. Como pode ser visto quando seu valor é igual ou muito próximo a um (Figura 4.4 letra a) as variáveis são ditas então estatisticamente dependentes. Quando seu valor está entre zero e um, como visto (Figura 4.4 letra b) as variáveis tendem a ter uma relação de dispersão perto de sua linearidade, ou seja, um acréscimo em u_1 acarreta também um acréscimo em u_2 . Agora, quando o coeficiente de correlação é igual a zero (Figura 4.4 letra c e d), duas situações podem ocorrer. Uma delas é quando as variáveis são ditas estatisticamente independentes (Figura 4.4 letra c), ou ainda, as variáveis não apresentam dependência linear, porém não deixam de ter uma dependência entre si através de outras formas não-lineares (Figura 4.4 letra d). Para o estudo estatístico presente na análise de confiabilidade estrutural, uma das maneiras é considerar de forma simplificada o conceito de dependência linear entre as variáveis. Observa-se também que esta dependência pode ser igual a -1, ou seja, quando $\rho = -1$ ou bem próxima de -1, significando que à medida que uma variável aumenta a outra diminui.

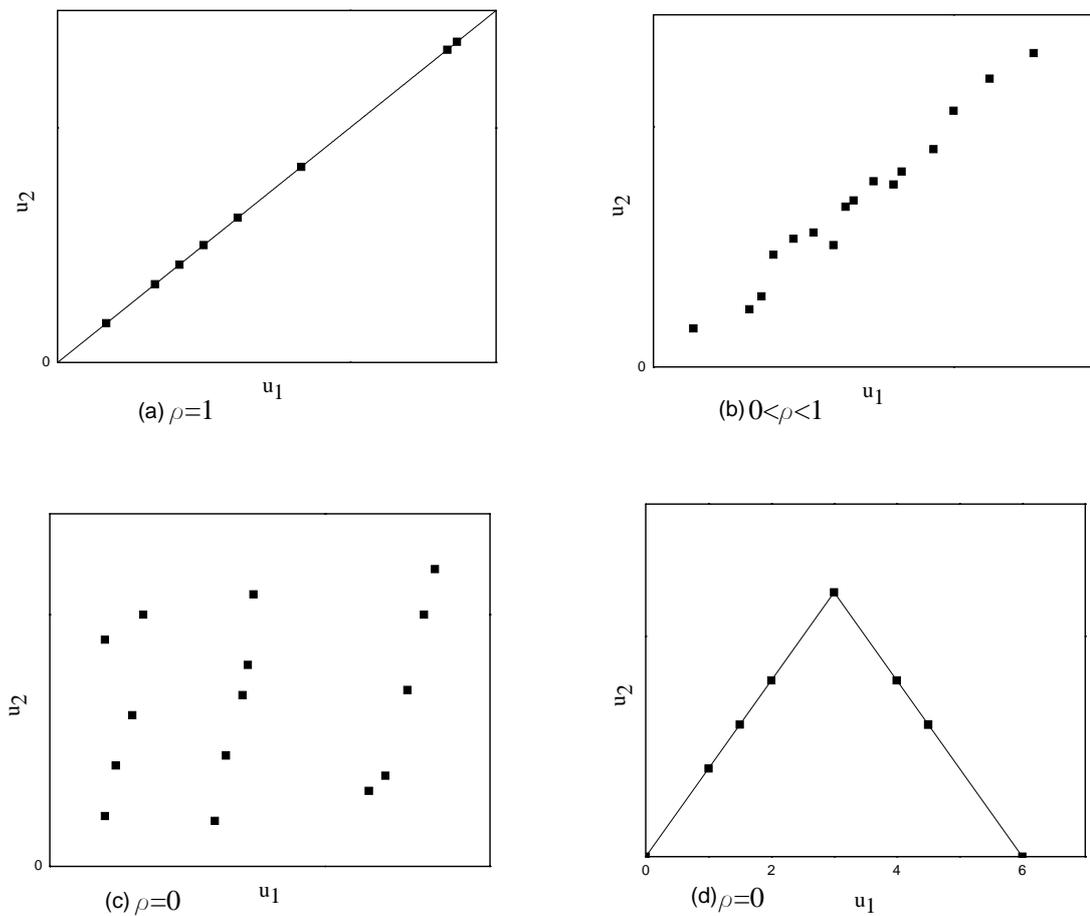


Figura 4.4 - Ilustração geométrica para o conceito do coeficiente de correlação.

As variáveis aleatórias no espaço original $\mathbf{U} \in \mathbb{R}^n$ podem ser estatisticamente dependentes ou não, essa dependência estatística é disposta numa matriz quadrada simétrica de ordem n denominada então de matriz de correlação, i.e., $\boldsymbol{\rho}$, com seus componentes definidos por:

$$\rho_{ij} = \begin{cases} 1 & i = j \\ \rho_{ij} & i \neq j \end{cases} \quad (4.6)$$

Quando todas as variáveis são estatisticamente independentes, i.e., $\boldsymbol{\rho} = \mathbf{I}$, sendo \mathbf{I} a matriz identidade de ordem n , a transformação para o espaço das variáveis reduzidas é dada, por equivalência estatística, por:

$$\begin{aligned} \Phi(V_i) &= F_{u_i}(U_i) \quad i=1,2,\dots,n \\ V_i &= \Phi^{-1}[F_{u_i}(U_i)] \end{aligned} \quad (4.7)$$

onde V_i é o valor da variável i no espaço reduzido, $\Phi(\cdot)$ é a função cumulativa normal padrão de probabilidade no espaço reduzido, $\Phi^{-1}[\cdot]$ é função cumulativa inversa da distribuição normal padrão de probabilidades e $F_{u_i}(U_i)$ é a função cumulativa de probabilidades da variável U_i no espaço original.

Quando as variáveis do espaço original são estatisticamente dependentes, podendo esta dependência ser de todas as variáveis ou apenas de uma, a transformação para o espaço reduzido pode ser feita pela transformação de Nataf, dada por (SAGRILO, 2006):

$$\mathbf{V} = \boldsymbol{\Gamma} \left\{ \begin{array}{c} \Phi^{-1}[F_{u_1}(U_1)] \\ \vdots \\ \Phi^{-1}[F_{u_n}(U_n)] \end{array} \right\} \quad (4.8)$$

onde \mathbf{V} é vetor de ordem n contendo os valores das variáveis no espaço reduzido, $\boldsymbol{\Gamma} = \mathbf{L}^{-1}$, sendo \mathbf{L} a matriz triangular inferior da decomposição de Cholesky com a seguinte propriedade, $\boldsymbol{\rho} = \mathbf{L}\mathbf{L}^T$.

4.1.2. Determinação do índice de confiabilidade β

A determinação do índice de confiabilidade β , e conseqüentemente, a obtenção da probabilidade de falha (equação (4.3)) é realizada de acordo com a equação (4.2), ou seja, a busca do ponto de projeto \mathbf{V}^* . Essa busca é realizada no espaço das variáveis reduzidas. Ela pode ser efetuada através de várias metodologias (DER KIUREGHIAN, *et al.*, 2006) sendo aquela desenvolvida por HASOFER E LIND (1974) e estendida por RACKWITZ & FIESSLER (1978), denominada de algoritmo HLRF, a utilizada nesta dissertação. Existe ainda o algoritmo HLRF modificado desenvolvido por LIU & DER KIUREGHIAN (1990), o algoritmo HLRF melhorado desenvolvido por ZHANG e DER KIUREGHIAN (1994), o método do gradiente projetado (LUENBERGER, 1986) e ainda o algoritmo desenvolvido por POLAK & HE (1991). Todos esses algoritmos utilizam procedimentos iterativos.

O algoritmo iterativo HLRF utiliza a seguinte expressão:

$$\mathbf{V}^{k+1} = \frac{1}{\|\nabla g(\mathbf{V}^k)\|^2} \left\{ \left[\nabla g(\mathbf{V}^k) \right]^T \mathbf{V}^k - g(\mathbf{V}^k) \right\} \nabla g(\mathbf{V}^k) \quad (4.9)$$

sendo $\nabla g(\mathbf{V}^k)$ o gradiente da função de falha no espaço reduzido no ponto \mathbf{V}^k e $g(\mathbf{V}^k)$ é o valor da função de falha no ponto \mathbf{V}^k das variáveis reduzidas.

O ponto de projeto \mathbf{V}^* é determinado quando $\frac{\|\mathbf{V}^{k+1} - \mathbf{V}^k\|}{\|\mathbf{V}^{k+1}\|} \leq tol$, sendo tol a tolerância a ser adotada para a convergência. Assim sendo, $\mathbf{V}^* = \mathbf{V}^{k+1}$, e conseqüentemente, $\beta = \|\mathbf{V}^*\|$ é o índice de confiabilidade obtido pela equação (4.3).

O ponto de projeto é então definido e calculado no espaço das variáveis reduzidas, i.e, $g(\mathbf{V}) = G(\mathbf{U})$. A relação das derivadas do espaço original com o espaço reduzido é feita através do Jacobiano \mathbf{J} , definido por:

$$\mathbf{J} = \begin{pmatrix} \frac{\partial V_1}{\partial U_1} & \dots & \frac{\partial V_n}{\partial U_1} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial V_1}{\partial U_n} & \dots & \frac{\partial V_n}{\partial U_n} \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

Outras relações são válidas em função do Jacobiano:

$$\begin{aligned} \mathbf{J} &= \mathbf{A}\mathbf{\Gamma}^{-1} \\ \mathbf{J}^{-1} &= (\mathbf{\Gamma}^{-1})^T \mathbf{A}^{-1} \end{aligned} \quad (4.11)$$

onde $(.)^{-1}$ e $(.)^T$ significam, respectivamente, matriz inversa e matriz transposta. A matriz \mathbf{A} diagonal é definida como:

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} \frac{\partial \Phi^{-1}[F_{u_1}(U_1)]}{\partial U_1} & & \mathbf{0} \\ & \ddots & \\ \mathbf{0} & & \frac{\partial \Phi^{-1}[F_{u_n}(U_n)]}{\partial U_n} \end{pmatrix} \quad (4.12)$$

A relação das derivadas de primeira ordem entre o espaço original e o espaço reduzido é dada por:

$$\begin{aligned} \nabla G(\mathbf{U}) &= \mathbf{J}\nabla g(\mathbf{V}) \\ \nabla g(\mathbf{V}) &= \mathbf{J}^{-1}\nabla G(\mathbf{U}) \end{aligned} \quad (4.13)$$

onde $\nabla G(\mathbf{U})$ é o gradiente da função de falha no espaço original no ponto \mathbf{U} , assim como $\nabla g(\mathbf{V})$ é o gradiente da função de falha no espaço reduzido no ponto \mathbf{V} .

4.1.3. Fator de importância das variáveis

Um dos produtos do método FORM é o fator de importância (MADSEN *et al.*, 2006) das variáveis que indica a contribuição de cada uma delas na obtenção da probabilidade de falha. Esse fator é obtido através do vetor normal unitário $\boldsymbol{\alpha}$ no ponto de projeto \mathbf{V}^* definido no espaço das variáveis reduzidas (Figura 4.5), i.e.,

$$\boldsymbol{\alpha} = -\frac{\nabla g(\mathbf{V}^*)}{\|\nabla g(\mathbf{V}^*)\|} \quad (4.14)$$

onde $\nabla g(\mathbf{V}^*)$ é o gradiente da função no espaço reduzido definido no ponto de projeto \mathbf{V}^* e $\|\nabla g(\mathbf{V}^*)\|$ corresponde ao seu módulo.

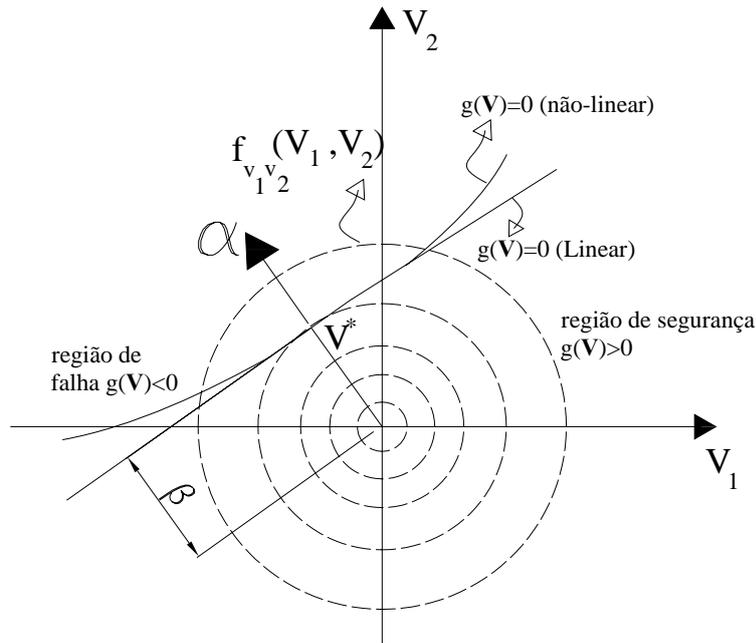


Figura 4.5 - Ilustração geométrica do vetor normal unitário no ponto de projeto par o caso de duas variáveis.

Através do vetor α é possível obter o fator de importância das variáveis (MADSEN *et al.*, 2006) da seguinte maneira:

$$I_i = (\alpha_i)^2 \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.15)$$

onde n é o número de variáveis aleatórias envolvidas no problema.

A seguinte propriedade é válida para o fator de importância das variáveis:

$$\sum_{i=1}^n \alpha_i^2 = 1 \quad (4.16)$$

As variáveis com fator de importância baixo ($\ll 1$) pouco contribuem para a probabilidade de falha do problema analisado.

4.2. SORM

O método SORM (*Second-Order Reliability Method*) utiliza uma solução analítica para a equação (4.1). Essa solução faz uma aproximação de segunda ordem da superfície de falha no ponto de projeto e tenta melhorar a aproximação da solução formada pelo FORM. A Figura 4.6 apresenta uma comparação geométrica entre uma aproximação linear (FORM) explicado no item 4.1 e uma aproximação quadrática (SORM) para um exemplo genérico onde existam duas variáveis aleatórias.

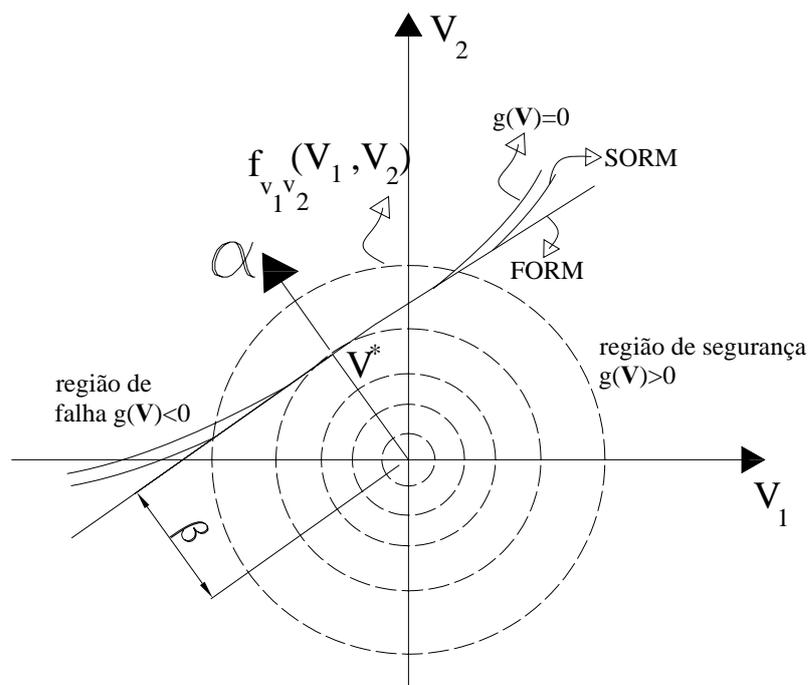


Figura 4.6 - Representação de uma aproximação feita pelo FORM e outra pelo SORM para um problema de duas variáveis.

Para essa aproximação quadrática, várias metodologias foram propostas. A seguir serão apresentadas três delas disponíveis na literatura.

4.2.1. Breitung

A determinação da probabilidade de falha é obtida através do índice de confiabilidade β obtido no método FORM, ou seja, a busca do ponto de projeto \mathbf{V}^* é feito através do algoritmo HLRF explicado no item 4.1.2. Assim sendo a probabilidade de falha proposta inicialmente por BREITUNG (1984) (HALDAR & MAHADEVAN, 1995) tem a seguinte expressão:

$$p_f = \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \beta \kappa_i}} \right] \quad (4.17)$$

onde $\boldsymbol{\kappa}$ é o vetor de dimensão $n-1$ contendo as curvaturas principais no ponto de projeto \mathbf{V}^* , n é o numero de variáveis aleatórias e $\Phi(\cdot)$ é a função cumulativa normal padrão de probabilidade.

O vetor $\boldsymbol{\kappa}$ é constituído dos autovalores da matriz \mathbf{B} de dimensão $(n-1) \times (n-1)$ com seus elementos definidos por (HALDAR & MAHADEVAN, 1995):

$$b_{ij} = \frac{-(\mathbf{RdR}^T)_{ij}}{\|\nabla g(\mathbf{V}^*)\|}, (i, j = 1, 2, \dots, n-1) \quad (4.18)$$

onde \mathbf{R} é a matriz de rotação e \mathbf{d} (ordem $n \times n$) é matriz das derivadas de segunda ordem da função de falha definidas no ponto de projeto \mathbf{V}^* no espaço das variáveis reduzidas. A matriz \mathbf{R} é ortogonal e pode ser obtida através do processo de

ortogonalização de Gram-Schmidt (SAAD, 1991) apresentada no Apêndice A. Essa matriz é composta de forma que sua n -ésima linha seja igual ao vetor \mathbf{a} (equação (4.14)).

A matriz \mathbf{d} é definida da seguinte forma:

$$\mathbf{d} = \begin{pmatrix} \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_1^2} & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_1 \partial V_2} & \dots & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_1 \partial V_n} \\ \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_2 \partial V_1} & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_2^2} & \dots & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_2 \partial V_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_n \partial V_1} & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_n \partial V_2} & \dots & \frac{\partial^2 g(\mathbf{V}^*)}{\partial V_n^2} \end{pmatrix} \quad (4.19)$$

As derivadas presentes na equação (4.19) são feitas no espaço das variáveis reduzidas e , portanto, são calculadas de acordo com SAGRILO (1994), da seguinte maneira:

$$\mathbf{d} = \mathbf{J}^{-1} [\mathbf{D}\boldsymbol{\sigma} + \mathbf{G}'\boldsymbol{\sigma}'] \mathbf{L} \quad (4.20)$$

onde \mathbf{J}^{-1} é o inverso do Jacobiano definido na equação (4.10), \mathbf{L} é matriz triangular inferior da decomposição de Cholesky, \mathbf{D} é a matriz contendo as derivadas de segunda ordem da função de falha no espaço das variáveis originais no ponto \mathbf{U}^* , ou seja, $\mathbf{U}^* = T^{-1}(\mathbf{V}^*)$, definidas por:

$$\mathbf{D} = \begin{pmatrix} \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_1^2} & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_1 \partial U_2} & \dots & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_1 \partial U_n} \\ \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_2 \partial U_1} & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_2^2} & \dots & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_2 \partial U_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_n \partial U_1} & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_n \partial U_2} & \dots & \frac{\partial^2 G(\mathbf{U}^*)}{\partial U_n^2} \end{pmatrix} \quad (4.21)$$

\mathbf{G}' é a matriz diagonal das derivadas de primeira ordem da função de falha definidas no ponto \mathbf{U}^* :

$$\mathbf{G}' = \begin{pmatrix} \frac{\partial G(U_1)}{\partial U_1} & & \mathbf{0} \\ & \ddots & \\ \mathbf{0} & & \frac{\partial G(U_n)}{\partial U_n} \end{pmatrix} \quad (4.22)$$

e por último a matriz diagonal $\boldsymbol{\sigma}$ que contém os desvios padrões das distribuições normais equivalentes (que surgem na transformação de NATAF) e $\boldsymbol{\sigma}'$ que também é uma matriz diagonal, porém contém as derivadas dos desvios padrões das distribuições normais equivalentes. Ambas matrizes são calculadas no ponto \mathbf{U}^* . O desvio padrão da distribuição normal equivalente é definido como (SAGRILO, 1994):

$$\sigma_e(U_i) = \frac{\varphi\left\{\Phi^{-1}\left[F_{u_i}(U_i)\right]\right\}}{f_{u_i}(U_i)}, \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.23)$$

onde $\varphi(\cdot)$ é a função densidade de probabilidade normal padrão, $F_{u_i}(\cdot)$ e $f_{u_i}(\cdot)$ são, respectivamente, a distribuição cumulativa e densidade de probabilidades das variáveis no espaço original.

Neste trabalho, todas as derivadas no espaço original referentes à função de falha $G(\mathbf{U})$ foram feitas numericamente por diferenças finitas (MORTON & MAYERS, 2005). A derivada de primeira ordem num ponto qualquer \mathbf{U}^0 foi calculada de acordo com a seguinte expressão:

$$\left. \frac{\partial G(\mathbf{U})}{\partial U_i} \right|_{\mathbf{U}=\mathbf{U}^0} = \frac{G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i+\Delta U_i}^0, \dots, U_n^0) - G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i-\Delta U_i}^0, \dots, U_n^0)}{2\Delta U_i}, i = 1, 2, \dots, n \quad (4.24)$$

onde ΔU_i é um acréscimo infinitesimal na variável U_i .

A derivada de segunda ordem também num ponto qualquer \mathbf{U}^0 , é definida por:

$$\left. \frac{\partial^2 G(\mathbf{U})}{\partial U_i^2} \right|_{\mathbf{U}=\mathbf{U}^0} = \left\{ G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i+\Delta U_i}^0, \dots, U_n^0) - 2G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_i^0, \dots, U_n^0) + G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i-\Delta U_i}^0, \dots, U_n^0) \right\} \frac{1}{(\Delta U_i)^2}, i = 1, 2, \dots, n \quad (4.25)$$

E por último a derivada parcial num ponto qualquer \mathbf{U}^0 , tem a seguinte expressão:

$$\left. \frac{\partial G(\mathbf{U})}{\partial U_i \partial U_j} \right|_{\mathbf{U}=\mathbf{U}^0} = \left\{ G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i+\Delta U_i}^0, \dots, U_{j+\Delta U_j}^0, \dots, U_n^0) - G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i-\Delta U_i}^0, \dots, U_{j+\Delta U_j}^0, \dots, U_n^0) - G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i+\Delta U_i}^0, \dots, U_{j-\Delta U_j}^0, \dots, U_n^0) + G(U_1^0, U_2^0, \dots, U_{i-\Delta U_i}^0, \dots, U_{j-\Delta U_j}^0, \dots, U_n^0) \right\} \frac{1}{4\Delta U_i \Delta U_j}, i, j = 1, 2, \dots, n \forall i \neq j \quad (4.26)$$

onde ΔU_i é um acréscimo infinitesimal na variável U_i , assim como, ΔU_j é um acréscimo infinitesimal na variável U_j .

4.2.2. Tvedt

Uma outra alternativa para o método SORM utilizada neste trabalho para a obtenção da probabilidade de falha foi a proposta por TVEDT (1990) (KÖYLÜOĞLU & NIELSEN, 1994). Uma notação matricial também é apresentada em HALDAR & MAHADEVAN (1995). Essa formulação utiliza o índice de confiabilidade β calculado pelo método FORM, bem como as curvaturas principais κ no ponto de projeto \mathbf{V}^* calculadas pelo método SORM. Essa proposta é constituída de uma aproximação de três termos, no qual os dois últimos (W_2 e W_3) podem ser interpretados como uma correção da equação (4.17). A expressão para essa solução é dada por:

$$p_f = W_1 + W_2 + W_3 \quad (4.27)$$

onde W_1 é igual a equação (4.17), ou seja,

$$W_1 = \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \beta \kappa_i}} \right] \quad (4.28)$$

e as expressões para W_2 e W_3 , são dadas por:

$$W_2 = \left[\beta \Phi(-\beta) - \varphi(\beta) \right] \left\{ \prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \beta \kappa_i}} \right] - \prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + (\beta + 1) \kappa_i}} \right] \right\} \quad (4.29)$$

$$W_3 = (\beta + 1) [\beta \Phi(-\beta) - \varphi(\beta)] \left\{ \prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \beta \kappa_i}} \right] - \text{Re} \left(\prod_{i=1}^{n-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + (\beta + I) \kappa_i}} \right] \right) \right\} \quad (4.30)$$

onde $\text{Re}(\cdot)$ significa a parcela real de um número imaginário, I é o número imaginário $\sqrt{-1}$, $\Phi(\cdot)$ e $\varphi(\cdot)$ são, respectivamente, as funções cumulativa e densidade de probabilidade normal padrão.

4.2.3. Zhao & Ono

Outra alternativa de correção para o método FORM é proposta por ZHAO & ONO (1999a). A utilização dos métodos apresentados nos itens 4.2.1 e 4.2.2 necessita de uma transformação ortogonal para a obtenção das curvaturas principais κ no ponto de projeto \mathbf{V}^* (equação (4.18)). Essa transformação é refletida na obtenção da matriz de rotação \mathbf{R} (Apêndice A). Uma aproximação empírica de segunda ordem para a determinação do índice de confiabilidade β_s foi proposta por ZHAO & ONO (1999a) de maneira que não haja a necessidade de se utilizar no processo a matriz \mathbf{R} . A probabilidade de falha para essa solução é dada por:

$$p_f = \Phi(-\beta_s) \quad (4.31)$$

O índice de confiabilidade β_s é então dado por (ZHAO & ONO, 1999a, ZHAO & ONO, 1999b):

$$\beta_s = -\Phi^{-1} \left[\Phi(-\beta) \left(1 + \frac{\varphi(\beta)}{R_s \Phi(-\beta)} \right)^{-\left(\frac{n-1}{2}\right) \left(1 + \frac{2K_s}{10(1+2\beta)} \right)} \right] \quad K_s \geq 0 \quad (4.32)$$

$$\beta_s = \left(1 + \frac{2.5K_s}{2n - 5R_s + \frac{25(23-5\beta)}{(R_s)^2}} \right) \beta + \frac{K_s}{2} \left(1 + \frac{K_s}{40} \right) \quad K_s < 0$$

onde β é o índice de confiabilidade obtido pelo método FORM, n é o número de variáveis aleatórias, R_s é definido por:

$$R_s = \frac{n-1}{K_s} \quad (4.33)$$

e K_s é dado pela seguinte expressão:

$$K_s = \sum_{i=1}^n c_{ii} - \boldsymbol{\alpha}^T \mathbf{C} \boldsymbol{\alpha} \quad (4.34)$$

onde $\boldsymbol{\alpha}$ é o vetor normal unitário no ponto de projeto definido pela equação (4.14). A matriz \mathbf{C} , com seus componentes c_{ii} são dados por:

$$\mathbf{C} = \frac{\mathbf{d}}{\|\nabla g(\mathbf{V}^*)\|} \quad (4.35)$$

onde a matriz \mathbf{d} é dada pela equação (4.20) sendo avaliada no ponto de projeto \mathbf{V}^* .

4.3. Simulação Monte Carlo

Observa-se que todas as soluções, apresentadas anteriormente, resolvem a equação (4.1) de forma analítica. Nesse item será apresentada uma solução numérica, também utilizada neste trabalho, que é feita baseada no método Monte Carlo, apresentado a seguir.

4.3.1. Geração de números aleatórios

Para a realização de simulações, uma amostra finita deve ser gerada, já que é nesse conceito de utilização de números aleatórios que é baseado o método de Monte Carlo. Essa geração de números aleatórios é feita baseada no conceito de equivalência estatística (ANG & TANG, 1984) como ilustrado na Figura 4.7.

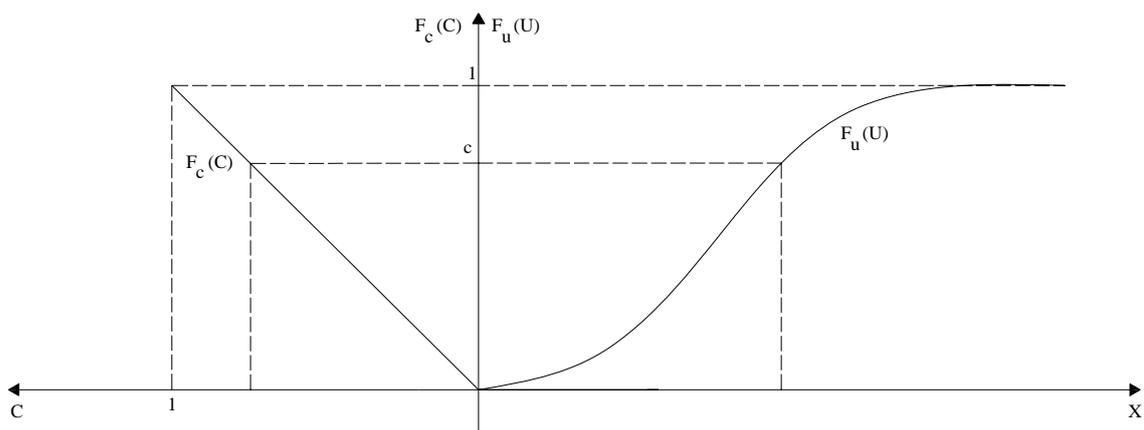


Figura 4.7 - Ilustração do conceito de equivalência estatística entre as variáveis U e C.

Um problema de confiabilidade estrutural está associado a um vetor $\mathbf{U} \in \mathbb{R}^n$ contendo as n variáveis aleatórias e ainda cada variável aleatória está associada a uma distribuição de probabilidade. Considerando $F_{u_i}(U_i)$, $i = 1, 2, \dots, n$ como sendo a função cumulativa de probabilidade da variável U_i , a geração de números aleatórios U_i que seguem a distribuição cumulativa $F_{u_i}(U_i)$, é dada por (ANG & TANG, 1984):

$$\begin{aligned} F_{u_i}(U_i) &= F_c(C) \\ F_{u_i}(U_i) &= c \\ U_i &= F_{u_i}^{-1}(c) \end{aligned} \tag{4.36}$$

onde $F_c(C)$ é a distribuição cumulativa da distribuição uniforme $[0,1]$ apresentada na Figura 4.7 e $F_{u_i}^{-1}(\cdot)$ é a distribuição cumulativa inversa da variável U_i .

Através da equação (4.36) consegue-se uma amostra finita de tamanho N da variável U_i a partir da geração de uma amostra também finita de tamanho N de valores de c distribuídos uniformemente entre zero e um. É importante salientar que, para cada semente usada na geração dos valores c , uma nova amostra de N valores das variáveis U_i é gerada seguindo a distribuição de probabilidade original.

A geração de números aleatórios através da equação (4.36) é feita para variáveis U_i estatisticamente independentes, ou seja, quando a matriz $\boldsymbol{\rho}$ (equação (4.6)) for igual a matriz identidade. Quando as variáveis apresentam dependência estatística, a geração de números aleatórios não é feita diretamente pela equação (4.36), e sim, da seguinte maneira:

(i) Primeiramente gera-se uma amostra de tamanho N para uma variável V_i com distribuição normal padrão de probabilidades, ou seja, usando a equação (4.36) do seguinte modo:

$$\begin{aligned}\Phi(V_i) &= F_c(C) \\ \Phi(V_i) &= c \\ V_i &= \Phi^{-1}(c)\end{aligned}\tag{4.37}$$

(ii) Posteriormente usando a transformação de Nataf (LIMA, 2006), a geração de números aleatórios para a variável U_i é feita de acordo com:

$$U_i = F_{u_i}^{-1}[\Phi(\Gamma^{-1}\mathbf{V})_i]\tag{4.38}$$

onde $\Gamma = \mathbf{L}^{-1}$, já definido no item 4.1.1, sendo \mathbf{L} a matriz triangular inferior da decomposição de Cholesky e $(\Gamma)^{-1}$ sua inversa.

4.3.2. Determinação da probabilidade de falha

A determinação da probabilidade de falha pelo método de Monte Carlo é dada por:

$$p_f = \int_{\square^n} I[G(\mathbf{U}) \leq 0] f_u(\mathbf{U}) d\mathbf{U}\tag{4.39}$$

esta equação transforma o domínio de integração para o \square^n ao invés do domínio de falha apresentado na equação (4.1).

onde a função $I(\cdot)$ é chamada de função indicadora, que define a região de falha e a região de segurança, dada por (LIMA, 2006) :

$$I[G(\mathbf{U}) \leq 0] = \begin{cases} 1, & G(\mathbf{U}) \leq 0 \\ 0, & G(\mathbf{U}) > 0 \end{cases} \quad (4.40)$$

Percebe-se que a integral da equação (4.39) nada mais é do que a média da função indicadora $I(\cdot)$, assim sendo, a probabilidade de falha pode ser reescrita de acordo com a seguinte expressão:

$$\bar{P}_f = \frac{\sum_{j=1}^N \{I[G(\mathbf{U}) \leq 0]\}}{N} \quad (4.41)$$

onde N é o tamanho da amostra de números aleatórios gerados conforme descrição apresentada no item 4.3.1.

É importante salientar que a equação (4.41) não fornece uma solução exata e sim uma aproximação que converge para a solução exata à medida que o tamanho da amostra N aumenta. Com isso pode-se dizer que à medida que a probabilidade de falha diminui um tamanho maior da amostra N se faz necessário, como pode ser visto na Figura 4.8.

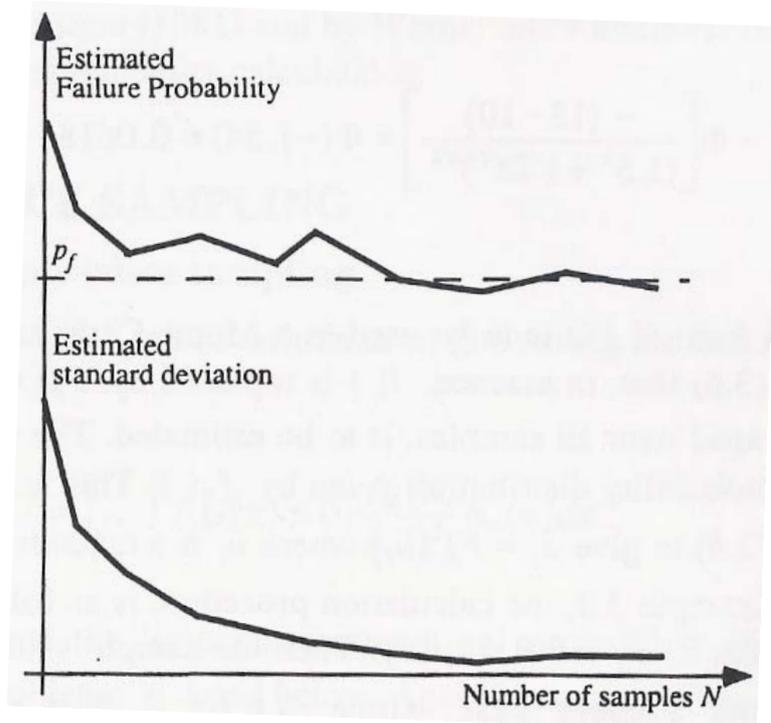


Figura 4.8 - Ilustração da relação entre o estimador da probabilidade de falha e o estimador do seu desvio padrão (MELCHERS, 2002).

Uma maneira de verificar a convergência do método de Monte Carlo, ou seja, verificar se o tamanho da amostra N usada está resultando num bom estimador da probabilidade de falha \bar{p}_f , é calcular o coeficiente de variação do cálculo da probabilidade de falha, i.e.,

$$COV_{\bar{p}_f} = \frac{\sigma_{\bar{p}_f}}{\bar{p}_f} \quad (4.42)$$

onde $\sigma_{\bar{p}_f}$ é o desvio padrão da probabilidade de falha, dado por (LIMA, 2006):

$$\sigma_{\bar{p}_f} = \sqrt{\frac{1}{N(N-1)} \left\{ \sum_{j=1}^N \left\{ I[G(\mathbf{U}) \leq 0]^2 \right\} - N(\bar{p}_f)^2 \right\}} \quad (4.43)$$

Assume-se que valores de $COV_{\bar{p}_f}$ na ordem de 0.025 a 0.050 indicam uma boa aproximação do estimador.

4.4. Comentários Gerais

Os métodos FORM e SORM são mais baratos, uma vez que o esforço computacional é menor quando comparado com a simulação de Monte Carlo. Porém, cabe salientar que a precisão dos métodos FORM e SORM é, normalmente, satisfatória quando se tem apenas um ponto de projeto U^* . Caso contrário o método não se torna tão eficiente. Para isso, uma alternativa é proposta por DER KIUREGHIAN & DAKESSIAN (1998) quando o problema analisado apresenta mais de um ponto de projeto U^* .

A simulação de Monte Carlo é bem mais cara, uma vez que o número de simulações numéricas deve ser grande de maneira a garantir uma boa precisão no cálculo da probabilidade de falha. Uma vantagem desse método é que ele calcula a probabilidade de falha independentemente do número de pontos de projeto U^* pertencentes ao problema analisado. Uma alternativa ao Monte Carlo clássico, também numérica, é a solução através do método Monte Carlo com Amostragem por Importância (LIMA, 2006) que utiliza funções de densidade de probabilidade centradas em pontos de máximos.

5. Confiabilidade à Fadiga de Dutos Flexíveis

A análise de fadiga de dutos flexíveis não é uma tarefa tão simples devido, principalmente, ao fato desses dutos serem constituído por várias camadas. Como foi visto no Capítulo 3 desta dissertação diversas etapas devem ser previamente efetuadas antes do cálculo de fadiga. O duto flexível pode apresentar vários mecanismos de falha, não sendo tão imediato prever uma simples função de falha em que se englobem todas suas camadas, uma vez que o comportamento estrutural, bem como suas propriedades físicas e geométricas, são bastante distintas. Essa falha pode ocorrer devido à carga extrema ou à fadiga. Nesta dissertação o estudo é feito em cima do comportamento do duto flexível para condições de fadiga. As camadas que podem apresentar problemas por fadiga são principalmente as armaduras de pressão e a de tração. Devido a esse grau de complexidade tanto na formação multicamadas dos dutos flexíveis quanto em sua análise de fadiga, o estudo desta dissertação será focado exclusivamente na armadura de tração.

Uma análise de fadiga de dutos flexíveis e também de dutos rígidos inclui diversas variáveis que descrevem de alguma maneira o problema analisado, i.e, variáveis relacionadas ao carregamento ambiental, ao modelo estrutural do problema, a própria curva S-N, entre outras. Nos projetos usuais de engenharia essas variáveis são representadas de forma determinística, porém, isso muitas vezes não condiz com a realidade. Com isso, quando se considera que as variáveis podem ser representadas de forma randômica ou probabilística, um estudo de confiabilidade pode ser feito.

5.1. Variáveis aleatórias

Para o estudo de confiabilidade estrutural de dutos flexíveis submetidos ao carregamento de fadiga precisa-se dispor de variáveis aleatórias que estejam envolvidas no problema. Para supor que uma variável seja aleatória, é preciso que se tenha conhecimento de sua definição estatística, através de sua distribuição de probabilidades e os parâmetros estatísticos da mesma (média, desvio padrão, etc.). A obtenção dessas informações não é uma tarefa tão simples, já que são dadas através de realizações de experimentos em amostras ou em medições em escala real. E ainda, elas podem se modificar dependendo do projeto analisado. Devido a esse grau de complexidade, as variáveis aleatórias utilizadas nesta dissertação foram retiradas da literatura ou aferidas de maneira consistente com os projetos de engenharia. Alguns exemplos dessas variáveis podem ser vistos na Tabela 5.1 (Almar-Naess, 1999, DNV-RP-F204, 2005, LEIRA, *et al.*, 2005a).

Tabela 5.1 - Variáveis aleatórias envolvidas no cálculo de fadiga em dutos flexíveis.

Variáveis	Tipo de distribuição de probabilidades	COV	Média
Regra de Miner	Lognormal	0.30	1.0
Coefficiente de arrasto (Cd)	Lognormal	0.20	0.7 – 1.2
Offset estático	Lognormal	0.08	*
Rigidez do solo	Lognormal	0.20 – 0.50	*
Peso do riser	Normal	0.05 – 0.10	*
Incerteza RAO do flutuante	Lognormal	0.05 – 0.10	1.0
Pressão Interna	Lognormal	0.05	*
Incerteza Análise Global	Normal	0.05	1.0
Incerteza Análise Local	Normal	0.17	1.0
Modelo da interação solo-riser	Lognormal	0.10 – 0.30	1.0
Descrição do meio-ambiente	Lognormal	0.05 – 0.10	1.0
Carregamento tridimensional	Normal	0.12	*
Curva S-N (\log_{10}^K)	Lognormal	**	*

* Dependente dos dados específicos do projeto

** Esses valores dependem da escolha da curva S-N usada no projeto, alguns desses valores podem ser encontrados em Almar-Naess (1999) e são apresentados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Tipos de curva S-N.

Classe	$N \leq 10^7$				$N > 10^7$	
	\log_{10}^K	$\sigma_{\log_{10}^{N(s)}}$	$\log_{10}^{\bar{K}}$	m	$\log_{10}^{\bar{K}}$	m
B	15.3697	0.1821	15.01	4.0	17.01	5.0
C	14.0342	0.2041	13.63	3.5	16.47	5.0
D	12.6007	0.2095	12.18	3.0	15.63	5.0
E	12.5169	0.2509	12.02	3.0	15.37	5.0
F	12.2370	0.2183	11.80	3.0	15.00	5.0
F2	12.0900	0.2279	11.63	3.0	14.72	5.0
G	11.7525	0.1793	11.39	3.0	14.32	5.0
W	11.5662	0.1846	11.20	3.0	14.00	5.0
T	12.6606	0.2484	12.16	3.0	15.62	5.0

É importante salientar que na Tabela 5.1 são apresentados os valores para o *COV* (desvio padrão dividido pela média), ou seja, o coeficiente de variação de cada variável envolvida no projeto. Assim sendo, a média a ser utilizada para cada uma dessas variáveis dependerá do projeto estudado; onde a partir do *COV* se obtém o desvio padrão dessas variáveis.

5.2. Determinação dos fatores de segurança

O objetivo de uma análise de confiabilidade estrutural é garantir um determinado nível de segurança para a estrutura, ou seja, uma probabilidade de falha compatível para o projeto em questão. Um exemplo dos valores dessas probabilidades de falha pode ser encontrado na DNV-RP-F204 (2005) e são transcritas na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Probabilidade de falha anual para diferentes classes de risco.

Probabilidade de falha anual		
Classes de risco		
<i>Baixa</i>	<i>Normal</i>	<i>Alta</i>
10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}

Essa probabilidade de falha anual é classificada de acordo com o grau de risco de cada projeto. Esse valor deve ser utilizado de acordo com o projeto de engenharia analisado e está associado ao risco relacionado aos operadores, ao meio-ambiente e ainda conseqüências políticas e econômicas no caso de ocorrer uma falha. Mais detalhes podem ser encontrados na DNV-RP-F204 (2005).

Uma vez definida uma probabilidade de falha anual para o projeto em questão, lembrando que essa decisão deve ser uma premissa do projeto de acordo com seus respectivos riscos, o fator de segurança referente à fadiga é dado por:

$$\frac{VU_{calc}}{FS} > T_{oper} \quad (5.1)$$

onde VU_{calc} é a vida útil à fadiga calculada para a armadura de tração do duto flexível a partir de valores determinísticos pré-especificados das variáveis aleatórias, T_{oper} é o tempo de operação do duto flexível e FS é o fator de segurança. A determinação desse fator de segurança à fadiga, que garante uma probabilidade de falha anual especificada (Tabela 5.3), será apresentada nos itens seguintes.

5.2.1. Função de falha

A determinação do fator de segurança a fadiga apresentada na equação (5.1) é feita através de uma análise de confiabilidade estrutural o que implica na obtenção de uma função de falha que descreva o fenômeno da fadiga. Neste item será apresentada uma função de falha usada para uma análise de fadiga considerando uma curva S-N linear (vide Figura 2.3).

Pela regra de Miner o dano de uma determinada estrutura se acumula no tempo de forma linear, portanto uma vez calculado o dano $D_{T_{ref}}$ para um tempo de referência T_{ref} , pode-se calcular o dano total acumulado ($D_{T_{oper}}$) no tempo de operação (T_{oper}) da estrutura da seguinte forma:

$$D_{T_{oper}} = D_{T_{ref}} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) \quad (5.2)$$

Assim sendo o dano total admissível para o tempo de operação pode ser escrito como:

$$D_{T_{ref}} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1$$

ou ainda,

$$1 - D_{T_{ref}} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 0 \quad (5.3)$$

A equação (5.3) é interpretada como um critério de falha para uma análise de fadiga determinística. Porém, as variáveis envolvidas no cálculo da fadiga são randômicas, assim sendo, uma abordagem em confiabilidade considerando somente a

incerteza na regra de Miner é dada pela seguinte função de falha (LEIRA, *et al.*, 2003, LEIRA, *et al.*, 2005b):

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - D_{Tref} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) \quad (5.4)$$

onde X_1 é a variável que representa a incerteza na regra de Miner, uma vez que o valor que define esse critério raramente será igual a 1, logo isso já faz com que uma incerteza (representada através de uma distribuição de probabilidade) seja atribuída a essa variável.

Assumindo ainda que o cálculo do dano no tempo de referência D_{Tref} é composto de N variáveis aleatórias envolvidas no problema (vide Tabela 5.1), a equação (5.4) é re-escrita da seguinte maneira:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - D_{Tref}(X_2, X_3, \dots, X_N) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) \quad (5.5)$$

O cálculo do dano incluindo as variáveis aleatórias, como visto na equação (5.5), pode ser entendido da seguinte maneira:

$$D_{Tref}(X_2, X_3, \dots, X_N) = D_{Tref, casobase}(N_{ref}) f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (5.6)$$

ou seja, o dano aleatório $D_{Tref}(X_2, X_3, \dots, X_N)$ é representado pelo cálculo do dano determinístico $D_{Tref, casobase}(N_{ref})$, obtido com valores pré-definidos de cada variável aleatória, multiplicado por polinômios que buscam representar a variação do dano em

relação ao caso base em função da variação nos valores destas variáveis. O parâmetro N_{ref} é o número de ciclos de tensões referente ao tempo de referência T_{ref} .

Substituindo a equação (5.6) na equação (5.5) tem-se:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - D_{T_{ref}, casobase} \left(N_{ref} \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (5.7)$$

Incluindo o fator de segurança FS na equação (5.7) da seguinte maneira:

$$(FS) D_{T_{ref}, casobase} \left(N_{ref} \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1 \quad (5.8)$$

e substituindo a equação (5.8) na equação (5.7), obtêm-se a seguinte função de falha (LEIRA, *et al.*, 2007a):

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (5.9)$$

O ajuste do polinômio $f(\cdot)$ presente na equação (5.9) é feito neste trabalho de forma individual para cada uma das variáveis e, portanto, o polinômio resultante é igual ao produto dos polinômios de cada variável ajustado independentemente, ou seja,

$$f(X_2, X_3, \dots, X_N) = f(X_2) f(X_3) \dots f(X_N) \quad (5.10)$$

Assim sendo, a variação de cada variável aleatória é computada de forma independente, mantendo as demais constantes, de maneira a gerar o polinômio que visa representar sua incerteza. Para exemplificar $f(X_2)$ deve representar a variação no dano à fadiga em relação ao caso base quando o valor da variável aleatória assumir um valor

qualquer de X_2 , i.e., quando a variável X_2 assumir o valor do seu caso base, ou seja, $X_{2,casobase}$, obtém-se $f(X_{2,casobase}) = 1.0$.

Cabe salientar que as variáveis aleatórias representam as incertezas provenientes do resultado do carregamento ambiental, solo e propriedades dos dutos, bem como as incertezas nos modelos usados, e é por isso que o ajuste dos polinômios é feito de maneira distinta. Para as variáveis que representam incerteza de modelo relacionada à regra de Miner não se faz necessário o ajuste de polinômios, sendo as mesmas inseridas no polinômio (5.10) de forma linear, i.e., $f(X_i) = X_i$. As variáveis denominadas como “Carregamento tridimensional” e ainda “Descrição do meio-ambiente” presentes na Tabela 5.1 são relacionadas à amplitude de tensão e por isso devem ser elevadas ao expoente m (equação (2.4)) da curva S-N, i.e., $f(X_j) = (X_j)^m$ (LEIRA, *et al.*, 2005a). As variáveis resultantes do carregamento ambiental, solo e propriedades dos dutos (Coeficiente de arrasto, Offset estático, Rigidez do solo, Peso do riser, RAO, Pressão Interna, etc.) são relacionadas ao dano e, por isso, devem ser ajustadas através de polinômios, podendo estes ser de ordem um, dois, ou até mesmo superior. Neste trabalho, os valores adotados para o caso base correspondem à média das variáveis, e no caso da curva S-N trata-se da curva de projeto, ou seja, a média menos dois desvios padrões. O ajuste dos polinômios é realizado através do dano normalizado, ou seja, calcula-se o dano $D_{X_{k,casobase}}$ referente ao valor da variável k adotado no caso base, posteriormente calculam-se os danos referentes ao valor do caso base mais x desvios padrões $D_{[X_{k,casobase} + x\sigma_{X_k}]}$ e o valor do caso base menos x desvios padrões $D_{[X_{k,casobase} - x\sigma_{X_k}]}$. O polinômio ajustado com no mínimo esses três pontos é ilustrado na Figura 5.1. Lembrando que mais pontos podem ser calculados, e conseqüentemente, um polinômio

de ordem superior pode ser ajustado. Uma outra consideração importante está no fato de que quando se altera uma variável para o cálculo do dano, as demais variáveis devem possuir seu valor do caso base, com isso se analisa somente o efeito da variável considerada.

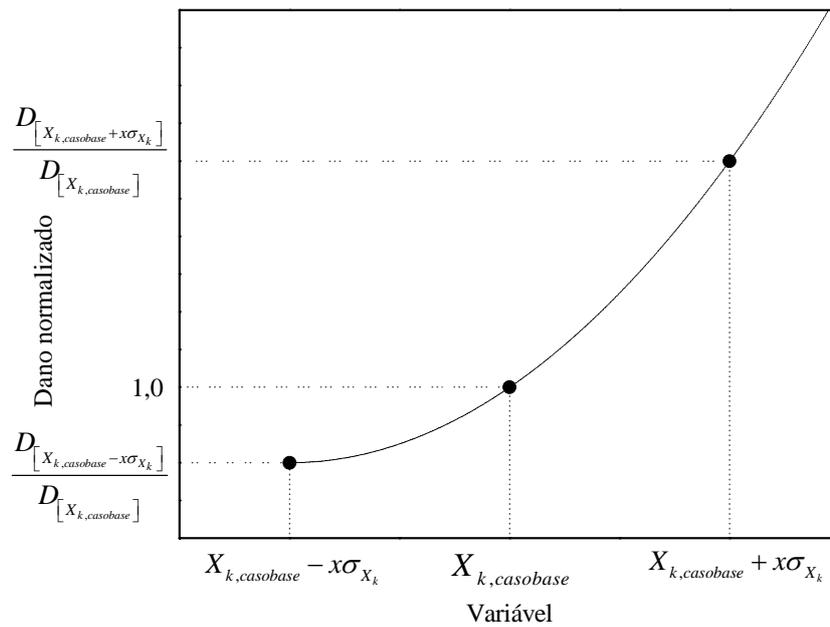


Figura 5.1 - Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis.

A entrada da variável relacionada à incerteza na curva S-N pode ser feita de acordo com a equação (5.11), uma vez que sua média e desvio padrão são dados para o \log_{10}^K , ou seja,

$$f(X_{curva\ S-N}) = \left(\frac{10^{\log_{10}^K}}{10^{X_{curva\ S-N}}} \right) \quad (5.11)$$

A função de falha representada na equação (5.9) é referente à fadiga da armadura de tração para o tempo total de operação (T_{oper}). Partindo do mesmo princípio pode-se determinar a função de falha para o tempo $T_{oper} - 1$, sendo T_{oper} em anos. Como o dano se acumula de forma linear, tem-se a seguinte função de falha para o tempo $T_{oper} - 1$:

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - D_{Tref, casobase}(N_{ref}) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (5.12)$$

Inserindo o fator de segurança FS na equação (5.12) através da equação (5.8), tem-se:

$$\begin{aligned} D_{Tref, casobase}(N_{ref}) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= D_{Tref, casobase}(N_{ref}) \frac{T_{oper}}{T_{ref}} - \frac{D_{Tref, casobase}(N_{ref})}{T_{ref}} \\ D_{Tref, casobase}(N_{ref}) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= \frac{1}{FS} - \frac{1}{FS(T_{oper})} \\ D_{Tref, casobase}(N_{ref}) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= \frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \end{aligned} \quad (5.13)$$

Reescrevendo a equação (5.12) contemplando a equação (5.13), determina-se a função de falha para o tempo total $T_{oper} - 1$, dada por:

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ \frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right\} f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (5.14)$$

O fator de segurança FS é calculado de maneira a garantir uma probabilidade de falha anual no último ano de operação, ou seja, primeiramente deve ser atribuído um valor para essa probabilidade de falha anual (p_f), de acordo com a Tabela 5.3, e

posteriormente deve ser calculado iterativamente o fator de segurança de acordo com a seguinte relação:

$$\begin{aligned} p_{f1} &= P[G_1(\mathbf{X}) < \mathbf{0}] \\ p_{f2} &= P[G_2(\mathbf{X}) < \mathbf{0}] \\ p_f &= p_{f1} - p_{f2} \end{aligned} \quad (5.15)$$

onde p_{f1} é a probabilidade de falha referente à função de falha para o tempo total de operação T_{oper} e a p_{f2} para o tempo total $T_{oper} - 1$.

A determinação dessas probabilidades de falha descritas na equação (5.15) é feita através dos métodos de confiabilidade estrutural apresentados no item 4 desta dissertação. A obtenção do fator de segurança através da equação (5.15) é feita de forma iterativa, ou seja, atribui-se um valor qualquer para o fator de segurança e determina-se a probabilidade de falha p_f , quando essa probabilidade de falha convergir para o valor desejado determina-se o fator de segurança.

Caso a curva S-N de projeto seja bi-linear o procedimento para a determinação do fator de segurança é análogo, diferenciando-se apenas nas variáveis relacionadas à amplitude de tensão, que na curva S-N linear são elevadas ao expoente m , i.e, $f(X_j) = (X_j)^m$ e na variável relacionada a própria curva S-N, que é inserida na função de falha de acordo com a equação (5.11). Para essas variáveis os polinômios não poderiam, de imediato, ser esses uma vez que a curva S-N bi-linear apresenta duas inclinações e conseqüentemente dois valores determinísticos para sua inclinação, i.e, m_1 e m_2 ; e também dois valores para $\log_{10} \bar{K}_1$ e $\log_{10} \bar{K}_2$. Uma alternativa para inserir essas variáveis ao problema é realizar o ajuste dos polinômios de acordo com a Figura 5.1.

Nesta dissertação será apresentada, no item 5.2.2, uma proposta simplificada para a função de falha quando se considera no problema a incerteza de uma curva S-N bi-linear.

5.2.2. Função de falha para uma curva S-N bi-linear

Neste item será apresentada uma proposta para o cálculo do fator de segurança FS no caso de se considerar uma curva S-N bi-linear numa análise de fadiga.

Partindo do mesmo critério de falha presente na equação (5.3) e considerando ainda que o dano é uma variável escalar, pode-se dizer então que o critério de falha determinístico para uma curva S-N bi-linear é dado por:

$$\left(D_{T_{ref}}^{[1]} + D_{T_{ref}}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1$$

ou ainda,

$$1 - \left(D_{T_{ref}}^{[1]} + D_{T_{ref}}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 0 \tag{5.16}$$

onde o dano $D_{T_{ref}}^{[1]}$ é referente ao tramo superior da curva S-N bi-linear e $D_{T_{ref}}^{[2]}$ é o dano referente ao tramo inferior como se pode visualizar na Figura 5.2.

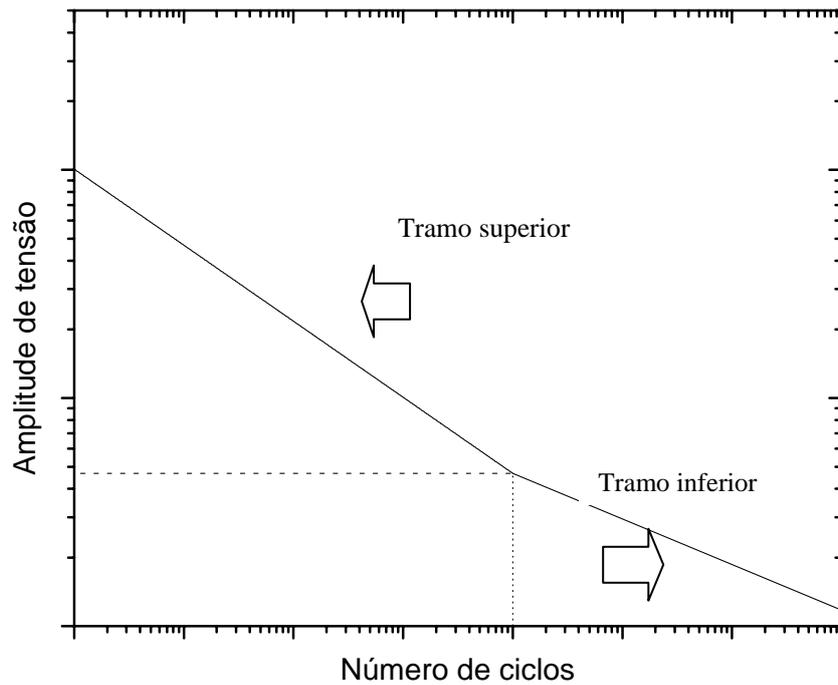


Figura 5.2 - Definição dos dois tramos de uma curva S-N bi-linear

Assumindo que o cálculo do dano no tempo de referência é composto de N variáveis aleatórias envolvidas no problema, e ainda que o 1 está associado à variável X_1 que representa a incerteza na regra de Miner, a equação (5.16) é reescrita da seguinte maneira:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left(D_{T_{ref}}^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + D_{T_{ref}}^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) \quad (5.17)$$

sendo $D_{T_{ref}}^{[1]}(\cdot)$ o dano referente ao tramo superior e $D_{T_{ref}}^{[2]}(\cdot)$ o dano referente a parte inferior.

O cálculo do dano incluindo as variáveis aleatórias, como visto na equação (5.17), pode ser interpretado para uma curva S-N bi-linear como sendo:

$$\begin{aligned}
D_{Tref}^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) &= D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[1]} \right) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \\
D_{Tref}^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) &= D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N)
\end{aligned} \tag{5.18}$$

onde o dano aleatório $D_{Tref}^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N)$ é representado pelo cálculo do dano determinístico $D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[1]} \right)$ multiplicado por polinômios que buscam representar a variação nessas variáveis para o tramo superior da curva S-N bi-linear. O parâmetro $N_{ref}^{[1]}$ é o numero de ciclos de tensões para o tempo de referência associado ao tramo superior da curva S-N bi-linear. O mesmo se aplica ao tramo inferior da curva S-N bi-linear.

Substituindo a equação (5.18) na equação (5.17):

$$\begin{aligned}
G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[1]} \right) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \right. \\
\left. D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right)
\end{aligned} \tag{5.19}$$

Considerando a seguinte relação entre os danos determinísticos:

$$RD_{casobase} = \frac{D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[1]} \right)}{D_{Tref, casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right)} \tag{5.20}$$

E agora reescrevendo a equação (5.19) em função de $RD_{casobase}$, tem-se:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ [RD_{casobase}] D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \right. \\ \left. D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right)$$

ou ainda, (5.21)

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ [RD_{casobase}] f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \right. \\ \left. f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right)$$

Inserindo o fator de segurança FS de acordo com:

$$(FS) \left(D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[1]}) + D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1 \quad (5.22)$$

Acrescentando a equação (5.20) na equação (5.22):

$$(FS) \left([RD_{casobase}] D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) + D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) \right) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1$$

ou ainda, (5.23)

$$(FS) \left([RD_{casobase}] + 1 \right) D_{Tref,casobase} (N_{ref}^{[2]}) \left(\frac{T_{oper}}{T_{ref}} \right) = 1$$

Contemplando o fator de segurança FS , dado pela equação (5.23), na equação de falha (5.21) pode-se determinar a equação de falha referente a uma curva S-N bilinear para o tempo total de operação, onde a mesma é dada por:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ [RD_{casobase}] f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \right. \\ \left. f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} \frac{1}{(FS)(RD_{casobase} + 1)} \quad (5.24)$$

Como a relação dos danos determinísticos $RD_{casobase}$ está relacionada à incerteza da curva S-N, uma vez que qualquer mudança na curva S-N acarreta uma mudança na relação dos danos entre os dois tramos da curva S-N, esse valor pode ser substituído também por um polinômio $f^{[RD]}(X_{curva\ S-N})$ que busca representar essa variação, assim sendo a função de falha apresentada na equação (5.24) pode ser re-escrita como:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ f^{[RD]}(X_{curva\ S-N}) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} \frac{1}{(FS)(f^{[RD]}(X_{curva\ S-N}) + 1)} \quad (5.25)$$

O ajuste dos polinômios é feito de maneira análoga à metodologia apresentada para uma curva S-N linear, ou seja,

$$\begin{aligned} f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) &= f^{[1]}(X_2) f^{[1]}(X_3) \dots f^{[1]}(X_N) \\ f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) &= f^{[2]}(X_2) f^{[2]}(X_3) \dots f^{[2]}(X_N) \end{aligned} \quad (5.26)$$

O ajuste desses polinômios agora é feito considerando sempre a existência de dois tramos para a curva S-N e conseqüentemente os danos são computados separadamente. Assim sendo, algumas modificações devem ser consideradas quando comparada com a metodologia apresentada para uma curva S-N linear. Para as variáveis que representam incerteza no modelo da regra de Miner não se faz necessário o ajuste de polinômios, sendo as mesmas inseridas no polinômio (5.26) de forma linear, i.e., $f^{[1]}(X_i) = f^{[2]}(X_i) = X_i$. Verifica-se que a inserção destas variáveis são realizadas de forma semelhante tanto no polinômio $f^{[1]}(Y_2, Y_3, \dots, Y_N)$ quanto no polinômio

$f^{[2]}(Y_2, Y_3, \dots, Y_N)$, isso porque essas variáveis representam incerteza no modelo e não são relacionadas de forma direta ao fato da existência de dois tramos na curva S-N. Já as variáveis denominadas como “Carregamento tridimensional” e ainda “Descrição do meio-ambiente” presentes na Tabela 5.1 são relacionadas à amplitude de tensão e com isso devem ser computadas de forma distinta, uma vez que os parâmetros m da curva S-N bi-linear se diferenciam. Assim sendo, essas duas variáveis são inseridas sendo elevadas ao expoente m da curva S-N, i.e, $f^{[1]}(X_j) = (X_j)^{m1}$ e $f^{[2]}(X_j) = (X_j)^{m2}$; onde $m1$ e $m2$ são os parâmetros da curva S-N bi-linear para o tramo superior e o tramo inferior, respectivamente.

As variáveis resultantes do carregamento ambiental, solo e propriedades dos dutos (Coeficiente de arrasto, Offset estático, Rigidez do solo, Peso do riser, RAO, Pressão Interna, etc.) são relacionadas ao dano e, por isso, devem ser ajustadas através de polinômios, podendo estes ser de ordem um, dois, ou até mesmo superior. O ajuste desses polinômios é feito de maneira análoga a metodologia apresentada para uma curva S-N linear, porém para a curva S-N bi-linear são ajustados dois polinômios $f^{[1]}(X_k)$ e $f^{[2]}(X_k)$, um referente à incerteza na determinação do dano para o tramo superior e outra para o tramo inferior, respectivamente. O ajuste desses dois polinômios é realizado através do dano normalizado, ou seja, o dano $D_{X_k, casobase}$ referente ao valor da variável k adotado no caso base pode ser entendido como

$$D_{X_k, casobase} = D_{X_k, casobase}^{[1]} + D_{X_k, casobase}^{[2]},$$

assim calcula-se o dano para caso base mais x desvios padrões $D_{[X_k, casobase + x\sigma_{X_k}]} = D_{[X_k, casobase + x\sigma_{X_k}]^{[1]}} + D_{[X_k, casobase + x\sigma_{X_k}]^{[2]}}$ e para o valor do caso base

menos x desvios padrões $D_{[X_{k,casobase} - x\sigma_{X_k}]} = D_{[X_{k,casobase} - x\sigma_{X_k}]}^{[1]} + D_{[X_{k,casobase} - x\sigma_{X_k}]}^{[2]}$; então os dois

polinômios ajustados com no mínimo esses três pontos são ilustrados na Figura 5.3.

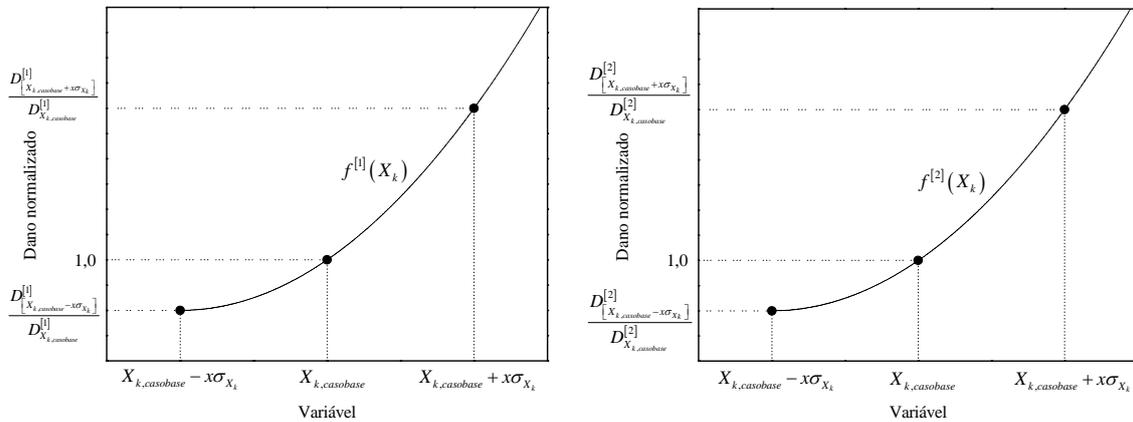


Figura 5.3 - Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis para os dois tramos da curva S-N bi-linear.

A incerteza na curva S-N é considerada neste trabalho de maneira que sua variação seja feita de acordo como ilustrado na Figura 5.4 onde as inclinações nos dois tramos se mantêm constantes, i.e., m_1 e m_2 , assim como o número de ciclos onde ocorre a mudança da inclinação (N_{md}). Deste modo, varia-se o parâmetro $\log k_1$, considerado como variável aleatória, e respeitando os critérios descritos acima determina-se o valor do $\log k_2$.

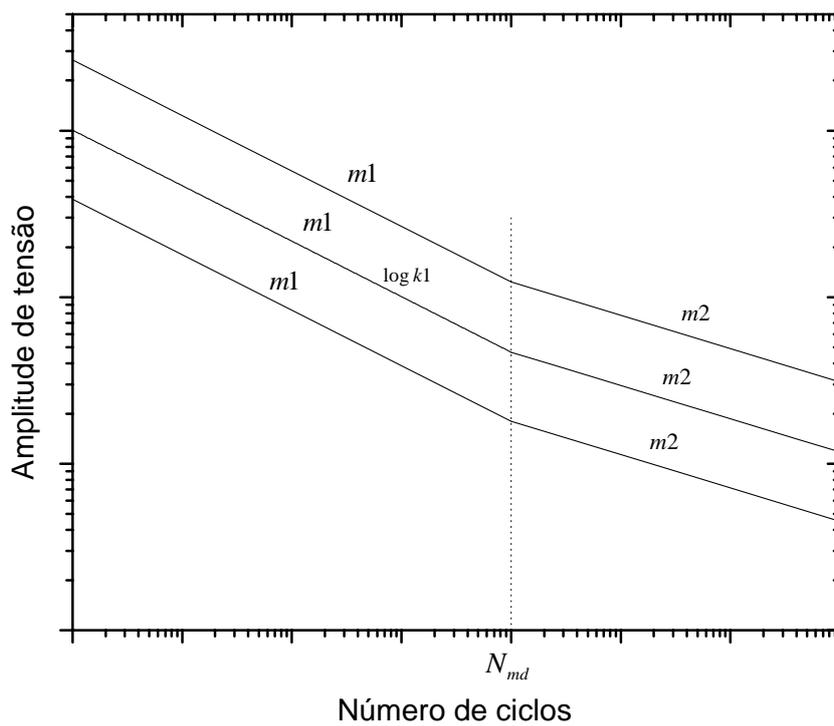


Figura 5.4 - Ilustração da variação de uma curva S-N bi-linear.

O polinômio $f^{[RD]}(X_{curva\ S-N})$ está relacionado à variação da curva S-N e, portanto, pode ser ajustado através da variável usada para a curva S-N, como ilustrado na Figura 5.5.

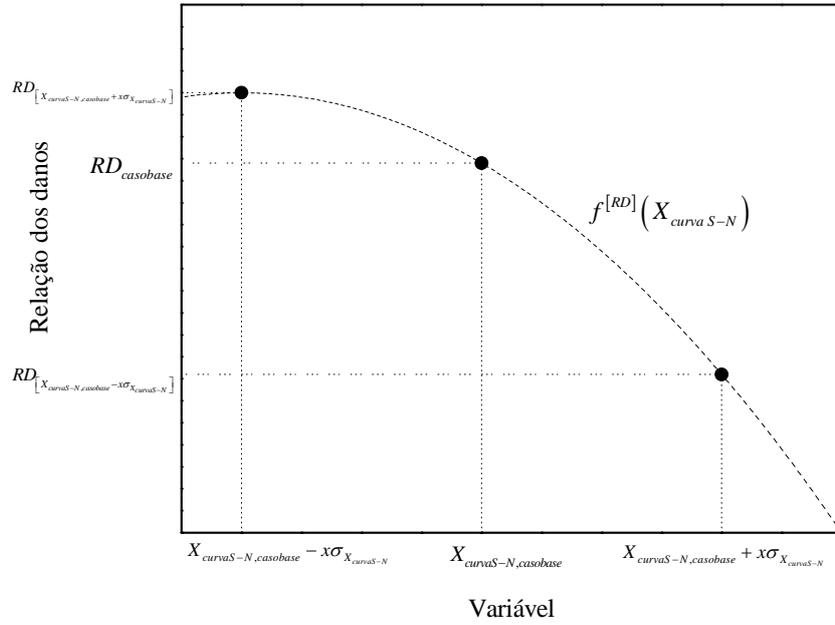


Figura 5.5 - Ilustração do polinômio ajustado para a relação dos danos.

A entrada da incerteza relacionada à curva S-N bi-linear pode ser feita através de dos polinômios apresentados na equação (5.27), onde $\log_{10}^{\bar{k}1}$ e $\log_{10}^{\bar{k}2}$ são os valores adotados no caso base e $f^{[RK]}(X_{curvaS-N})$ um polinômio que representa a variação da relação entre o \log_{10}^{k2} e \log_{10}^{k1} para uma dada variação da curva S-N, como ilustrado na Figura 5.6.

$$f^{[1]}(X_{curvaS-N}) = \left(\frac{10^{\log_{10}^{\bar{k}1}}}{10^{X_{curvaS-N}}} \right) \tag{5.27}$$

$$f^{[2]}(X_{curvaS-N}) = \left(\frac{10^{\log_{10}^{\bar{k}2}}}{10^{\{[X_{curvaS-N}]f^{[RK]}(X_{curvaS-N})\}}} \right)$$

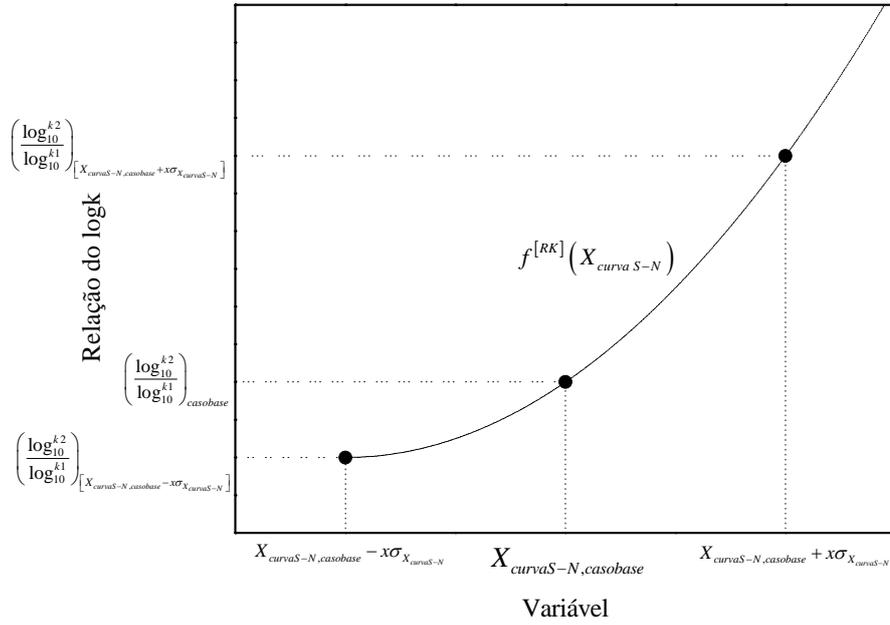


Figura 5.6 - Ilustração do polinômio para a variação do $\log k$ entre os dois tramos.

A função de falha presente na equação (5.25) é referente ao tempo total de operação, a equação para um tempo $T_{oper} - 1$ é dada por:

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ D_{Tref,casobase} \left(N_{ref}^{[1]} \right) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + D_{Tref,casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) \quad (5.28)$$

Considerando a equação (5.20), a equação (5.28) pode ser escrita da seguinte forma:

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ [RD_{casobase}] f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \right\} D_{Tref,casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) \quad (5.29)$$

Inserindo o fator de segurança FS na equação (5.29) através da equação(5.23),

tem-se:

$$\begin{aligned}
 D_{T_{ref},casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= D_{T_{ref},casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) \frac{T_{oper}}{T_{ref}} - \frac{D_{T_{ref},casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right)}{T_{ref}} \\
 D_{T_{ref},casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= \frac{1}{(FS)([RD_{casobase}] + 1)} - \frac{1}{(FS)([RD_{casobase}] + 1)T_{oper}} \quad (5.30) \\
 D_{T_{ref},casobase} \left(N_{ref}^{[2]} \right) \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{ref}} \right) &= \frac{1}{(FS)([RD_{casobase}] + 1)} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right)
 \end{aligned}$$

Substituindo a equação (5.30) na equação (5.29), determina-se a função de falha para o tempo total $T_{oper} - 1$ no caso de uma curva S-N bi-linear, i.e.,

$$\begin{aligned}
 G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \{ [RD_{casobase}] f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \\
 f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \} \frac{1}{(FS)([RD_{casobase}] + 1)} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \quad (5.31)
 \end{aligned}$$

Substituindo $RD_{casobase}$ pelo polinômio $f^{[RD]}(X_{curva\ S-N})$ tem-se:

$$\begin{aligned}
 G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \{ f^{[RD]}(X_{curva\ S-N}) f^{[1]}(X_2, X_3, \dots, X_N) + \\
 f^{[2]}(X_2, X_3, \dots, X_N) \} \frac{1}{(FS)[f^{[RD]}(X_{curva\ S-N}) + 1]} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \quad (5.32)
 \end{aligned}$$

A obtenção do fator de segurança FS é feita de forma semelhante à apresentada para uma função de falha de uma curva S-N linear, ou seja, uma vez arbitrado a probabilidade de falha anual p_f determina-se o fator de segurança de acordo com a equação (5.15) .

5.3. Comentários gerais

A metodologia apresentada neste capítulo, baseada no conceito de confiabilidade estrutural, estabelece um fator de segurança FS à fadiga que garante uma determinada probabilidade de falha alvo no último ano de operação na armadura de tração de uma dada seção de um duto flexível. Portanto, esse nível de confiança é alcançado quando a equação (5.1) é satisfeita. Com isso, consideram-se na análise todas as variáveis que podem possuir um caráter probabilístico que influem na obtenção da vida à fadiga do duto flexível.

6. Aplicações

Neste capítulo serão apresentados alguns exemplos que ilustram toda a teoria descrita nos capítulos anteriores. Assim sendo, todas as etapas necessárias para o cálculo da vida à fadiga referente à camada de tração do duto flexível será mostrada. Posteriormente, em cada exemplo, será apresentado o fator de segurança obtido através dos diversos métodos de confiabilidade apresentados no item 4 desta dissertação.

6.1. Exemplo 1

O primeiro exemplo analisado trata-se de um duto flexível com 3156.22 metros de comprimento total na configuração de catenária livre e conectado a um sistema flutuante do tipo semi-submersível operando numa lâmina d'água é de 1795 metros, como ilustrado na Figura 6.1.

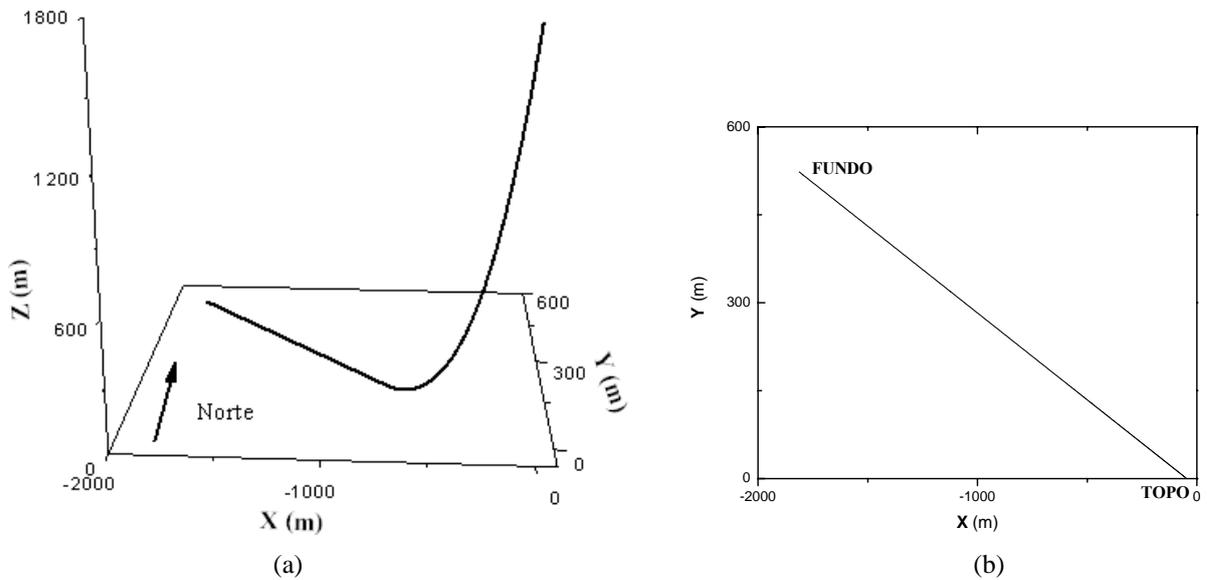


Figura 6.1 - Duto flexível com configuração de catenária. (a) vista tridimensional com ângulo de topo de 7° (b) vista no plano XY com azimute de 286.50°

As propriedades físicas do duto flexível e do fluido interno estão indicadas na Tabela 6.1 (SOUSA, *et al.*, 2007).

Tabela 6.1 - Propriedades físicas do duto flexível e fluido interno utilizado

Fluido interno (kN/m ³)	Peso vazio no ar (kN/m)	Peso vazio na água (kN/m)	Diâmetro externo (m)	Diâmetro interno (m)	EA (Rigidez axial) (kN)	EI (Rigidez à flexão) (kN.m ²)	GJ (Rigidez à torção) (kN.m ² /rad)
8.72	0.7472	0.3633	0.2205	0.1524	357143	12.8	1393

O duto flexível possui um enrijecedor (*bend stiffener*) no topo, composto de um trecho cônico e outro reto, como pode ser visto na Figura 6.2 (SOUSA, *et al.*, 2007).

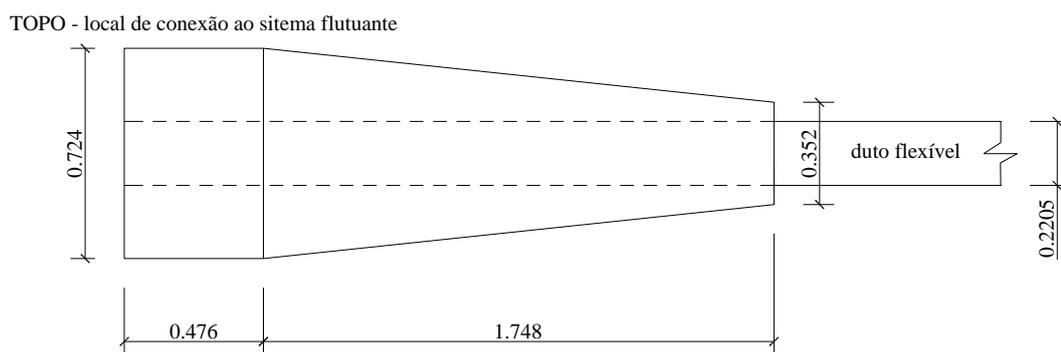


Figura 6.2 – Enrijecedor com módulo de elasticidade igual a 70000 kN/m^2 .

O carregamento ambiental aplicado é constituído de vento, onda e corrente. Em todos os casos foi considerado um perfil triangular de corrente com sentido sul (azimute igual a 180°) e de intensidade igual a 1 m/s na superfície do mar, como visto na Figura 6.3.

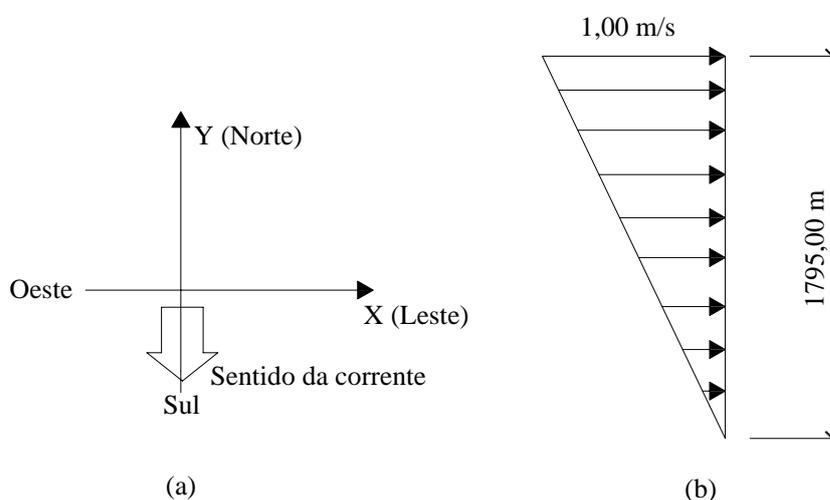


Figura 6.3 - Carregamento ambiental de corrente (a) sentido vai para SUL (b) perfil de intensidade ao longo da profundidade.

Os dados de onda para análise de fadiga, ou seja, os pares H_s e T_z totalizam 9 estados de mar e são apresentados na Tabela 6.2. Todos esses estados de mar foram

considerados atuando num único sentido com orientação sudoeste (azimute igual a 225°). È importante salientar que o sentido da onda é de onde ela vem, portanto a onda considerada tem o sentido exemplificado na Figura 6.4.

Tabela 6.2 - Dados relativos às ondas irregulares.

Estados de mar					
casos de carregamento	Hs(m)	Tz(s)	Azimute (graus)	Nº de Ocorrências (anuais)	Frequência anual de ocorrência $[\gamma]$ (%)
1	0.75	6.00	225	65	0.022260
2	1.25	6.50	225	747	0.255822
3	1.75	6.50	225	1137	0.389384
4	2.25	7.00	225	573	0.196233
5	2.75	8.00	225	256	0.087671
6	3.25	8.20	225	95	0.032534
7	3.75	8.50	225	23	0.007877
8	4.25	9.00	225	19	0.006507
9	4.75	10.00	225	5	0.001712
				2920	1.000000

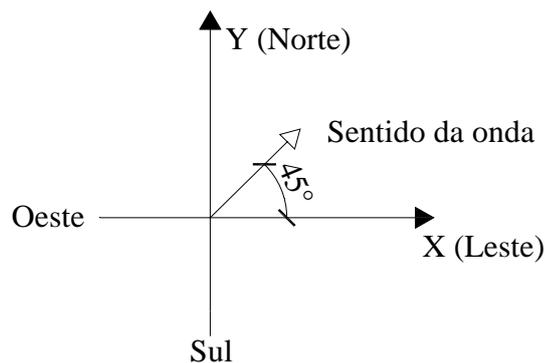


Figura 6.4 - Sentido de incidência da onda sudoeste.

Os dados referentes à velocidade média horária do vento a uma altura de 10 metros foram estimados em função da onda, de acordo com SOUSA (2005a), i.e.,

$$\bar{V}_{v10}(H_s) = \begin{cases} 0 \text{ m/s} & , H_s \leq 0.34 \text{ m/s} \\ 5H_s - 1.7 \text{ m/s} & , H_s > 0.34 \text{ m/s} \end{cases} \quad (6.1)$$

onde H_s é a altura significativa da onda dada em metros.

O sentido do vento foi considerado como sendo igual ao da onda, num total de 9 casos. Suas intensidades são apresentadas na Tabela 6.3.

Tabela 6.3 - Dados relativos ao vento em função das alturas de onda.

Vento		
casos de carregamento	Intensidade (m/s)	Azimute (graus)
1	2.05	225
2	4.55	225
3	7.05	225
4	9.55	225
5	12.05	225
6	14.55	225
7	17.05	225
8	19.55	225
9	22.05	225

Como a análise foi considerada desacoplada, primeiramente foram analisados os movimentos do sistema flutuante através do programa DYNASIM (FUCATU, 1998). Nesse programa foi modelado um sistema composto por 42 linhas de risers flexíveis e 16 linhas de ancoragem. Considerou-se o carregamento ambiental de corrente, vento e onda, bem como o RAO do flutuante. Posteriormente realizou-se o tratamento dos sinais provenientes do DYNASIM através do programa ANADYN (2000) para que se obtivessem os movimentos estáticos (Surge, Sway e Yaw) do sistema flutuante para os 9 casos de carregamento considerados. Um outro resultado obtido foram os movimentos

de baixa frequência, representados por funções harmônicas definidas através de uma amplitude, um período e uma fase. Esses resultados são apresentados na Tabela 6.4 e na Tabela 6.5. Os resultados apresentados estão referidos aos eixos cartesianos apresentados na Figura 6.5.

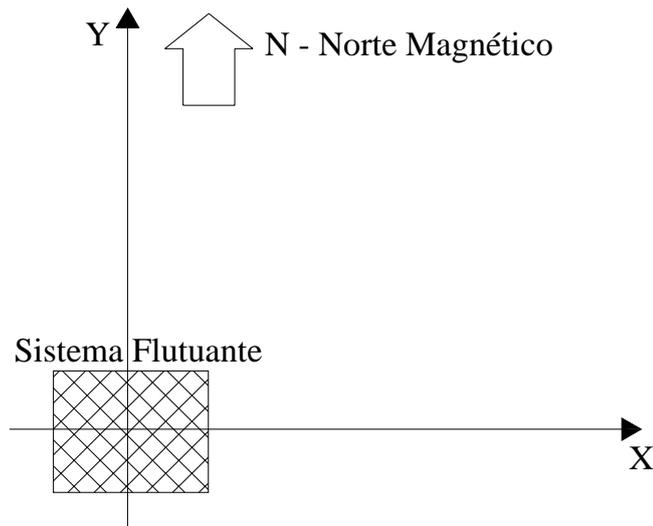


Figura 6.5 - Eixo cartesiano considerado.

Tabela 6.4 - Movimentos do sistema flutuante.

casos de carregamento	Offset estático (m)		Movimento de Yaw (graus)
	X	Y	
1	4.32	-19.56	3.09
2	4.62	-19.41	3.12
3	5.00	-19.12	3.22
4	5.58	-18.69	3.22
5	6.26	-18.15	3.27
6	7.15	-17.36	3.27
7	8.31	-16.45	3.09
8	9.60	-15.47	2.95
9	10.98	-14.40	2.80

Tabela 6.5 - Movimentos de baixa frequência.

Caso de carregamento	Movimentos de baixa frequência					
	X			Y		
	Período (s)	Amplitude(m)	fase (graus)	Período (s)	Amplitude(m)	fase (graus)
1	96.75	1.47	-7.45	78.57	2.43	88.72
2	92.42	1.33	-7.20	74.43	2.46	88.65
3	101.54	1.08	-8.64	77.17	2.27	88.81
4	100.45	1.09	-8.90	76.90	2.36	88.84
5	99.51	1.09	-8.70	76.46	2.18	88.78
6	126.71	1.10	-8.30	80.26	2.21	88.72
7	147.66	1.19	-6.57	80.81	1.99	88.55
8	177.38	1.33	-5.36	82.99	1.94	88.37
9	186.10	1.49	-5.08	89.77	2.08	88.46

Uma vez realizada essa primeira análise do sistema flutuante devido ao carregamento ambiental, passa-se para a segunda etapa da uma análise desacoplada. Nessa etapa o duto flexível é então modelado no sistema ANFLEX (MOURELLE, 1993) através de uma malha de elementos finitos constituída de elementos de pórtico 3D. Foi feita no ANFLEX uma análise não-linear no domínio do tempo, constituída de duas etapas, uma análise estática e outra dinâmica. O duto flexível é modelado de modo que a condição de contorno seja constituída de um engaste na extremidade inferior, i.e., junto à âncora; e na extremidade superior a condição de contorno é feita através de deslocamentos e rotações prescritos, i.e., impondo-se os movimentos do flutuante.

Na análise estática considera-se o peso total da estrutura, o carregamento de corrente e ainda, impõem-se os movimentos prescritos apresentados na Tabela 6.4, no topo do duto flexível. Com isso a estrutura passa a ter uma nova configuração de

equilíbrio, em uma posição distinta da inicial. Posteriormente, com a estrutura nessa nova posição, é feita então a análise dinâmica aleatória. Neste trabalho foi utilizado uma simulação dinâmica de 2000 segundos de duração. Nessa etapa considera-se o carregamento de corrente e onda; e o RAO do flutuante, sendo que os movimentos provenientes dele com o cruzamento do espectro de mar são transferidos para o topo da estrutura. Na análise dinâmica também são levados em conta os movimentos de baixa frequência apresentados na Tabela 6.5. Esses movimentos são impostos no topo do duto flexível através de funções harmônicas. Cabe salientar que tanto a análise estática, quanto a análise dinâmica são feitas para cada um dos 9 casos de carregamento considerados neste exemplo.

O resultado dessa análise global no ANFLEX consiste na série temporal dos esforços de tração ($Tração_{ANFLEX}$) e dos dois momentos fletores (M_z e M_y). O esforço de tração deve ser transformado para o seu valor real, da seguinte forma:

$$Tração_{real}(t) = Tração_{ANFLEX}(t) + p_i A_i - p_e A_e \quad (6.2)$$

onde p_i e p_e são, respectivamente, a pressão interna e externa, com os valores iguais a 100 kPa e 1471 kPa . A_i e A_e são as áreas interna e externa, respectivamente, dadas por:

$$\begin{aligned} A_i &= \frac{\pi(D_i)^2}{4} \\ A_e &= \frac{\pi(D_e)^2}{4} \end{aligned} \quad (6.3)$$

onde D_i é igual a 0.1674 metros e D_e é igual a 0.2205 metros.

Essas séries de esforços são retiradas da análise global para todos os elementos da malha do duto flexível e também para cada um dos 9 casos de carregamento analisados. Exemplos dessas séries temporais para o caso de carregamento número 9 e no elemento do topo são visualizados nas Figura 6.6, Figura 6.7 e Figura 6.8.

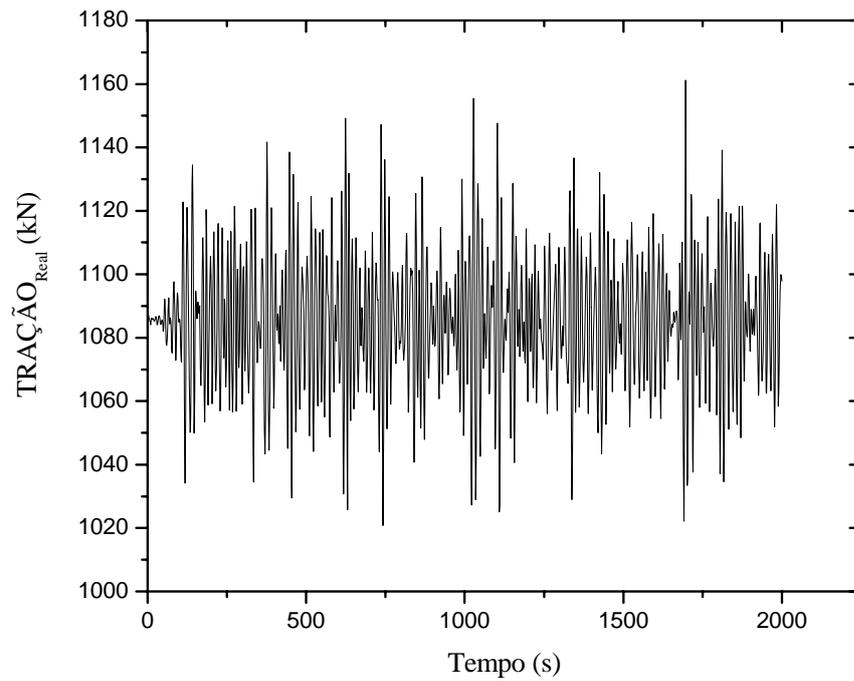


Figura 6.6 - Série temporal da tração real no elemento do topo para o caso de carregamento 9.

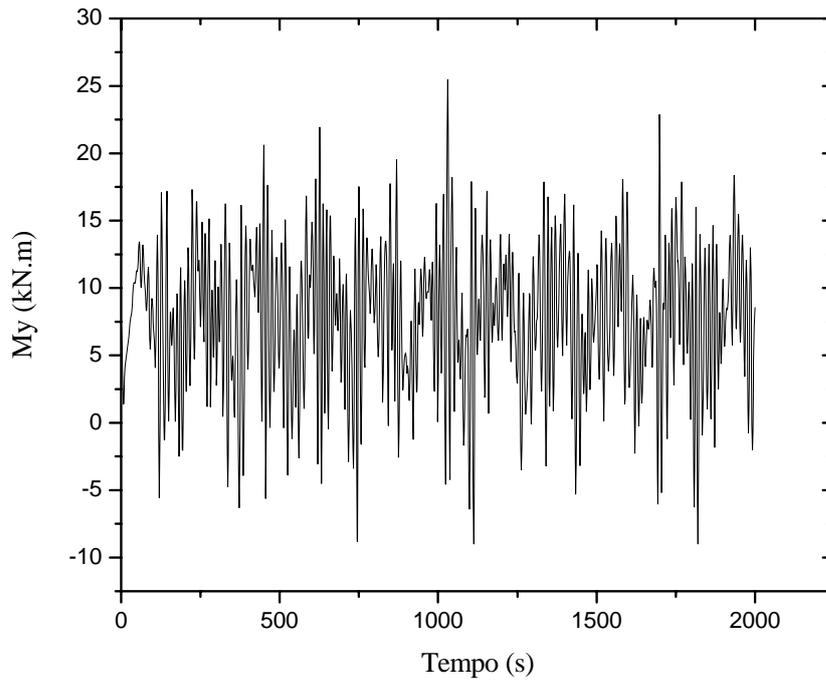


Figura 6.7 - Série temporal do momento fletor M_y no elemento do topo para o caso de carregamento 9.

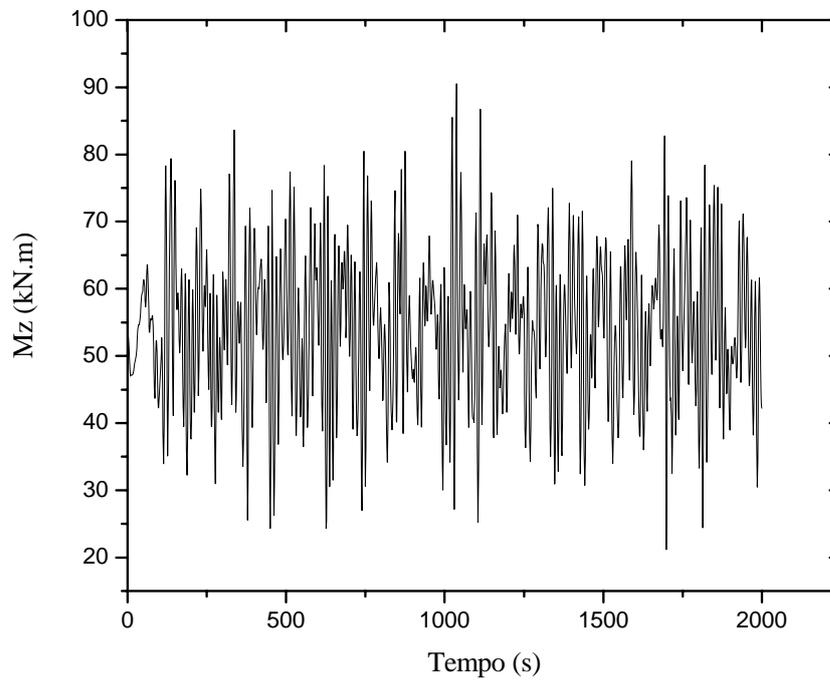


Figura 6.8 - Série temporal do momento fletor M_z no elemento do topo para o caso de carregamento 9.

É importante salientar que não se verificou a análise de extremos para nenhum dos 9 casos de carregamentos analisados, focando apenas na análise de fadiga das armaduras de tração. De posse dos esforços globais, realizou-se a análise local através do programa FADFLEX (SOUSA, 2007), onde primeiramente transformam-se os esforços globais em tensão (vide Capítulo 3). Nesta etapa calculam-se as séries temporais de tensão nas armaduras de tração presentes no duto flexível, que no exemplo em questão totalizam duas armaduras (Figura 3.1). Além disso, para cada armadura de tração são calculadas as séries temporais de tensão para 32 pontos distintos (Figura 3.5), como visto no item 3.3 deste trabalho. As séries temporais de tensão referentes aos esforços apresentados nas Figuras 6.6, 6.7 e 6.8 para o ponto 32 referente às armaduras de tração interna e externa podem ser visualizadas nas Figura 6.9 e Figura 6.10, respectivamente.

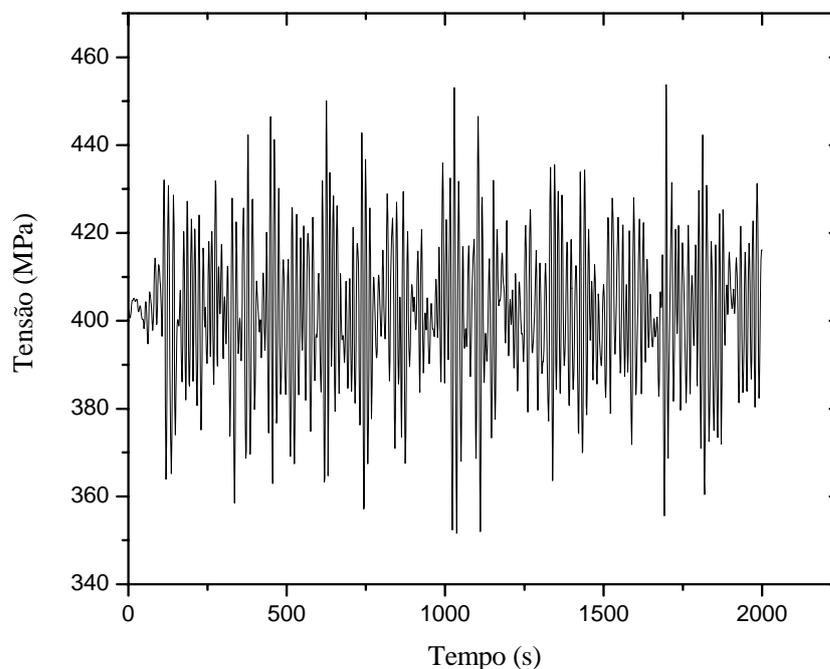


Figura 6.9 - Série temporal de tensão da armadura de tração interna referente ao ponto 32 para o caso de carregamento 9 no elemento do topo.

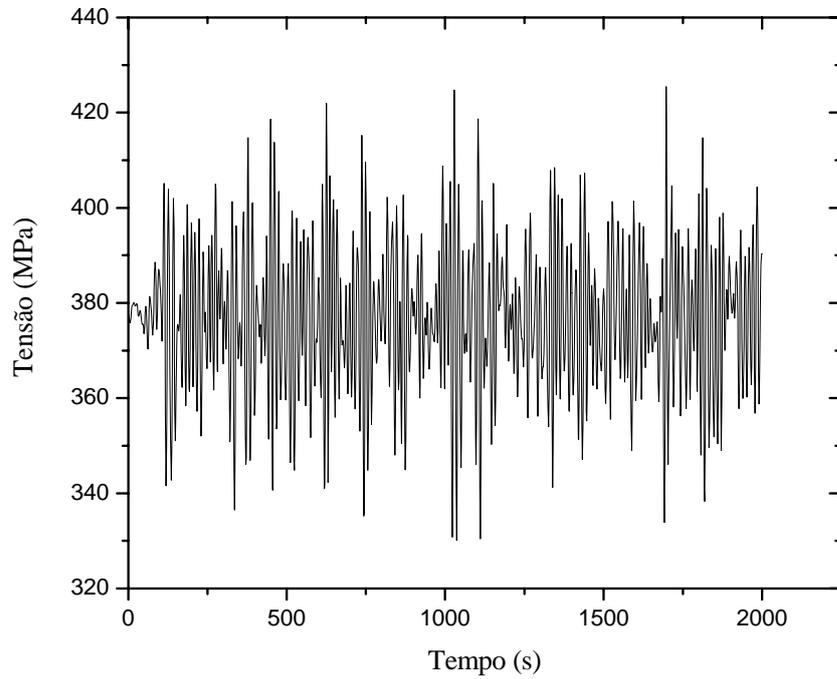


Figura 6.10 - Série temporal de tensão da armadura de tração externa referente ao ponto 32 para o caso de carregamento 9 no elemento do topo.

O cálculo do dano é feito de acordo com a equação (2.7), porém como cada caso de carregamento possui uma probabilidade de ocorrência (Tabela 6.2), o dano passa a ser calculado de acordo com a equação (6.4).

$$D = \sum_{j=1}^9 \sum_{i=1}^k \frac{n_i^j}{N_i} \gamma_j \times 2920 \quad (6.4)$$

onde n_i^j é o número de ciclos de tensão com amplitude S_i num período de três horas no estado de mar j e N_i é o número de ciclos que leva a estrutura a falha por fadiga definido pela curva S-N.

Para a determinação do dano foram utilizadas duas curvas S-N: uma linear e outra bi-linear. O dano é então computado para as duas armaduras de tração, para cada

elemento da malha de elementos finitos, e ainda em 32 pontos de cada armadura de cada elemento. Uma vez calculado esses danos, verificou-se que o dano crítico foi referente ao elemento de topo, para a armadura de tração interna e no ponto 32 (Figura 3.5) tanto para a curva S-N linear quanto para a curva bi-linear. A seguir será apresentada a determinação dos fatores de segurança para a curva S-N linear e bi-linear, lembrando que a obtenção dos fatores de segurança através dos métodos de confiabilidade estrutural será feito em função desse ponto de dano crítico. Para eliminar o efeito de transiente na análise dinâmica foi utilizado na identificação dos ciclos de tensão um cutoff de 400 segundos.

6.1.1. Fatores de segurança para uma curva S-N linear

A curva S-N linear de projeto considerada neste caso foi o tramo superior da curva classe E apresentada na Tabela 5.2, ou seja, $\log_{10} \bar{K}$ igual a 12.02 e m igual a 3.0, ilustrada na Figura 6.11.

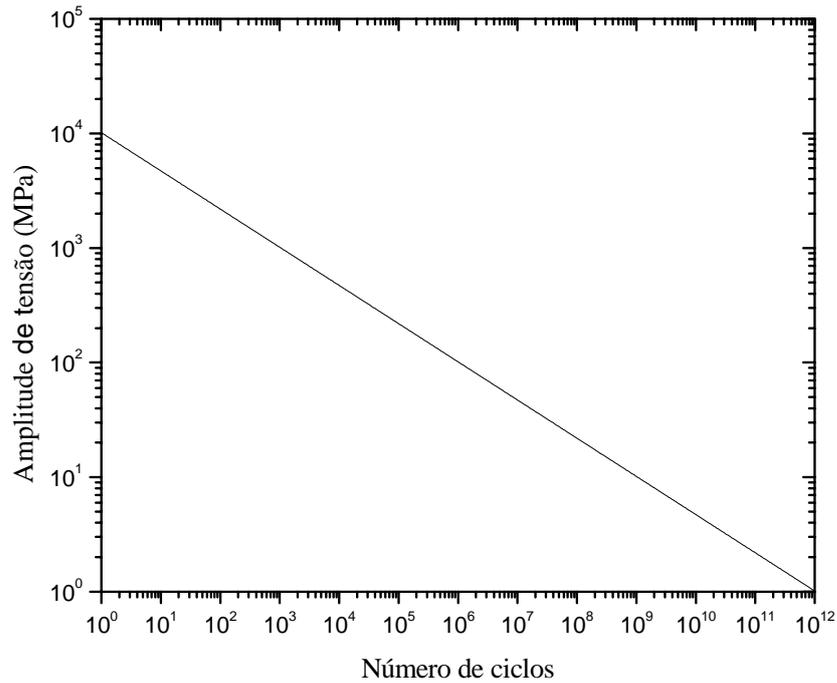


Figura 6.11 - Curva S-N linear.

Para a curva S-N linear da Figura 6.11 o dano, e conseqüentemente a vida útil calculada (VU_{calc}) para os 9 casos de carregamento de fadiga, estão apresentados na Tabela 6.6. Salienta-se que esta vida à fadiga se refere ao caso base conforme descrito no Capítulo 5.

Tabela 6.6 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento do topo.

Dano	Vida útil calculada (VU_{calc}) em anos
0.010655	93.85

Abaixo, na Figura 6.12, é apresentado um histograma que mostra o número de ciclos anual em função da amplitude de tensão e na Figura 6.13 o dano em função da amplitude de tensão.

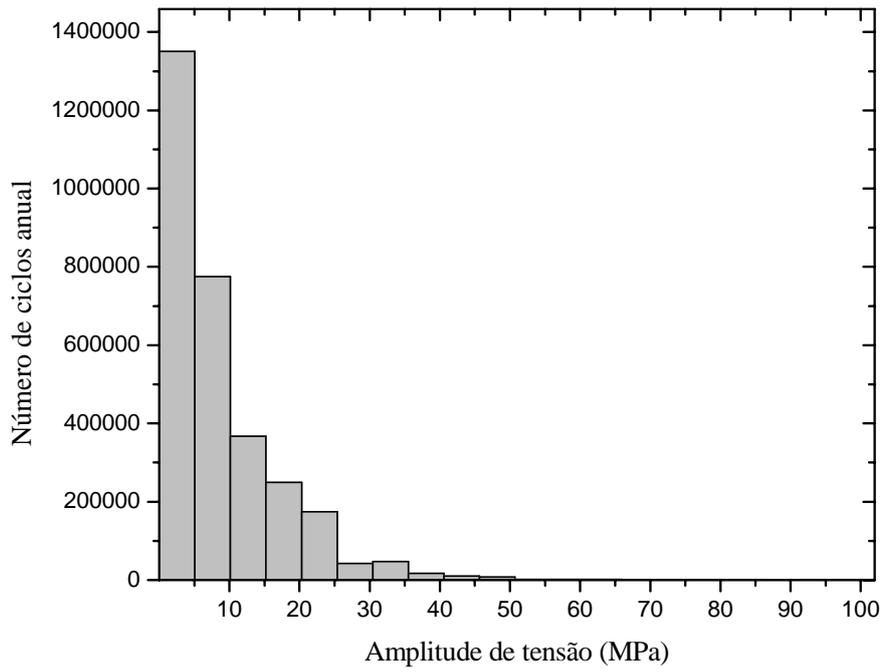


Figura 6.12 - Histograma contendo o número de ciclos anual para a análise de fadiga.

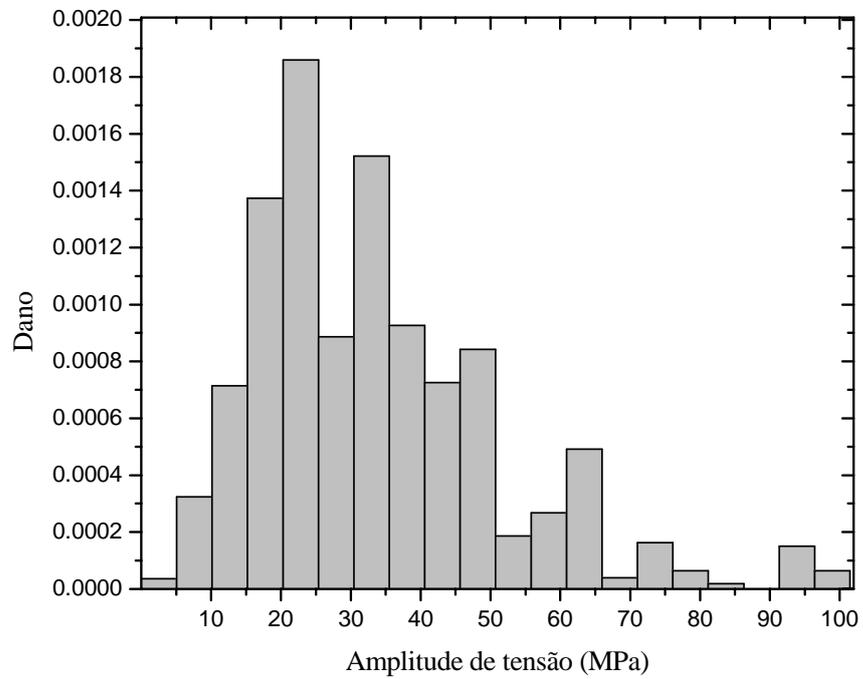


Figura 6.13 - Histograma apresentando o dano anual para a análise de fadiga.

Os resultados apresentados acima se referem a uma análise de fadiga onde todos os parâmetros envolvidos foram considerados como variáveis determinísticas. A seguir serão apresentadas as considerações feitas para a determinação dos fatores de segurança referente à fadiga de dutos flexíveis baseado em confiabilidade estrutural. Neste exemplo foram consideradas ao todo 8 variáveis aleatórias que representam as incertezas inerentes ao cálculo da vida à fadiga. Estas variáveis podem ser visualizadas na Tabela 6.7 e foram obtidos em Almar-Naess (1999), DNV-RP-F204 (2005) e LEIRA, *et al.* (2005a).

Tabela 6.7 - Variáveis aleatórias consideradas para esse exemplo estudado.

Variáveis	Descrição	Tipo de distribuição de probabilidades	Média (μ)	Desvio padrão(σ)
X_1	Regra de Miner	Lognormal	1.00	0.30
X_2	Coefficiente de arrasto (Cd)	Lognormal	1.20	0.24
X_3	Offset estático	Lognormal	1.00	0.08
X_4	Carregamento tridimensional	Normal	0.85	0.10
X_5	Descrição do meio-ambiente	Lognormal	1.00	0.05
X_6	Incerteza Análise Global	Normal	1.00	0.05
X_7	Incerteza Análise Local	Normal	0.90	0.15
X_8	Curva S-N classe E (\log_{10}^K)	Lognormal	12.5169	0.2509

Neste exemplo analisado se faz necessário o ajuste de polinômios somente para duas variáveis, i.e, coeficiente de arrasto (Cd) e o offset estático. A metodologia usada

para o ajuste dos polinômios foi apresentada no item 5.2.1. Lembrando que na Tabela 6.7, a média para a variável referente ao offset estático é igual a 1, porém os valores usados na análise global da estrutura não são iguais a 1.00, i.e, as médias para o offset estático em cada caso de carregamento são apresentados na Tabela 6.4. A partir das médias obtêm-se o valor dos desvios padrões através do coeficiente de variação (*COV*) dessa variável, que no exemplo em questão é igual a 0.08.

O ajuste da variável que representa a incerteza no coeficiente de arrasto (*Cd*) foi feito variando seu valor para a média mais um desvio padrão, e a média menos um desvio padrão, ou seja, valores iguais a 1.44 e 0.96, respectivamente. Os valores do dano com a variação do coeficiente de arrasto para a obtenção do polinômio representativo do *Cd* são apresentados Tabela 6.8.

Tabela 6.8 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (*Cd*).

Valores de X_2	Dano	Dano normalizado
0.96	0.0090211	0.846654
1.20	0.0106550	1.000000
1.44	0.0124280	1.166401

O polinômio ajustado para a variável X_2 através dos pontos apresentados na Tabela 6.8 foi de grau dois, como visualizado na Figura 6.14.

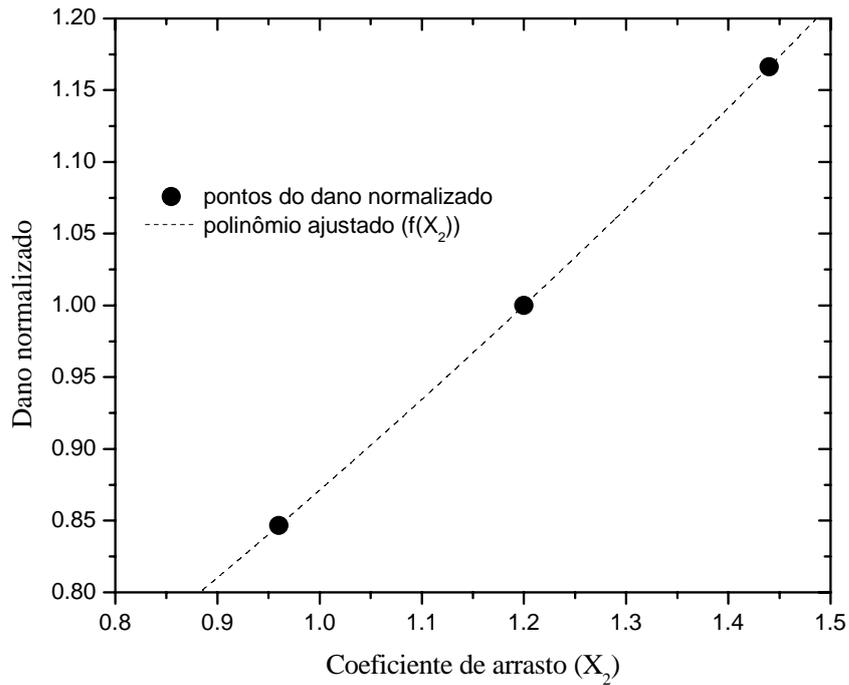


Figura 6.14 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto.

$$f(X_2) = 0.113323784722(X_2)^2 + 0.394161666667(X_2) + 0.363819750000$$

Já o polinômio referente ao offset estático foi feito de acordo com os pontos apresentados na Tabela 6.9, ajustando um polinômio do segundo grau (Figura 6.15). Salientando que para cada caso de carregamento uma média de offset estático é usada, assim sendo, a variação para essa variável foi igual a média, mais e menos 5 desvios padrões.

Tabela 6.9 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao offset estático.

Valores de X_3	Dano	Dano normalizado
0.600	0.0099461	0.933468
1.000	0.0106550	1.000000
1.400	0.0110240	1.034632

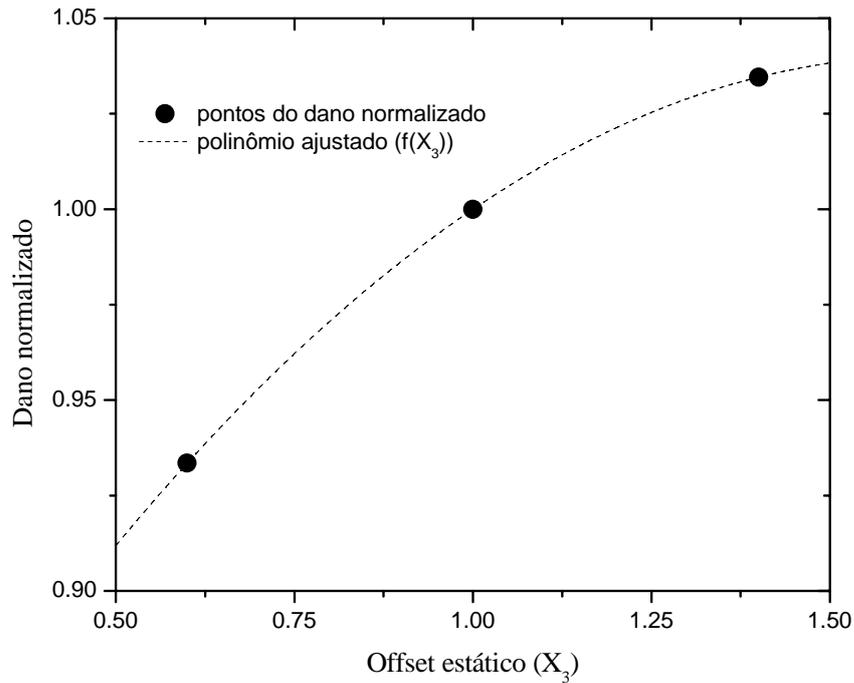


Figura 6.15 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático.

$$f(X_3) = (-0.0996875)(X_3)^2 + (0.3258300)(X_3) + 0.7738575$$

As funções de falha (5.9) e (5.14) para o problema em questão ficam explicitadas de acordo com a equação (6.5) e equação (6.6), respectivamente.

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2) f(X_3) (X_4)^m (X_5)^m X_6 X_7 \left(\frac{10^{12.02}}{10^{X_8}} \right) \quad (6.5)$$

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ \frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right\} f(X_2) f(X_3) (X_4)^m (X_5)^m X_6 X_7 \left(\frac{10^{12.02}}{10^{X_8}} \right) \quad (6.6)$$

onde m é igual a 3.00.

Adotando um tempo total de operação (T_{oper}) igual a 20 anos, os fatores de segurança encontrados para as diferentes probabilidades de falha anual (pf) no último ano de operação utilizando os diversos métodos de confiabilidade apresentados nesta dissertação podem ser visualizados na Tabela 6.10.

Tabela 6.10 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos.

pf anual	Fator de segurança (FS) para $T_{OPER} = 20$ anos				
	FORM	BREITUNG	TVEDT	ZHAO & ONO	MONTE CARLO
10^{-3}	1.28	1.26	1.26	1.25	1.24
10^{-4}	2.30	2.27	2.26	2.26	2.27
10^{-5}	3.68	3.63	3.62	3.62	3.62

Como pode ser visto na Tabela 6.10 a obtenção dos fatores de segurança através dos diversos métodos de confiabilidade estrutural se mostram bastante satisfatórias, uma vez que os resultados analíticos não se distanciam do resultado numérico que corresponde ao Método de Monte Carlo.

A utilização do método de Monte Carlo foi feita de maneira que o número de simulações feitas apresentasse um coeficiente de variação (equação (4.42)) da probabilidade de falha igual a 0.025 (2.5%) para as duas funções de falha usadas no problema (equações (6.5) e(6.6)), esses valores podem ser vistos na Tabela 6.11 abaixo.

Tabela 6.11 - Coeficiente de variação da probabilidade de falha e número de simulações realizadas.

pf anual	Monte Carlo			
	$G_1(\mathbf{X})$		$G_2(\mathbf{X})$	
	$COV_{\bar{p}_f}$ (%)	Nº Simulações	$COV_{\bar{p}_f}$ (%)	Nº Simulações
10^{-3}	2.4832	270000	2.4609	330000
10^{-4}	2.4979	3600000	2.4988	4610000
10^{-5}	2.5000	40430000	2.5000	54070000

A convergência do método de Monte Carlo referente à determinação do fator de segurança para uma probabilidade de falha anual alvo de 10^{-5} pode ser visto na Figura 6.16 e na Figura 6.17.

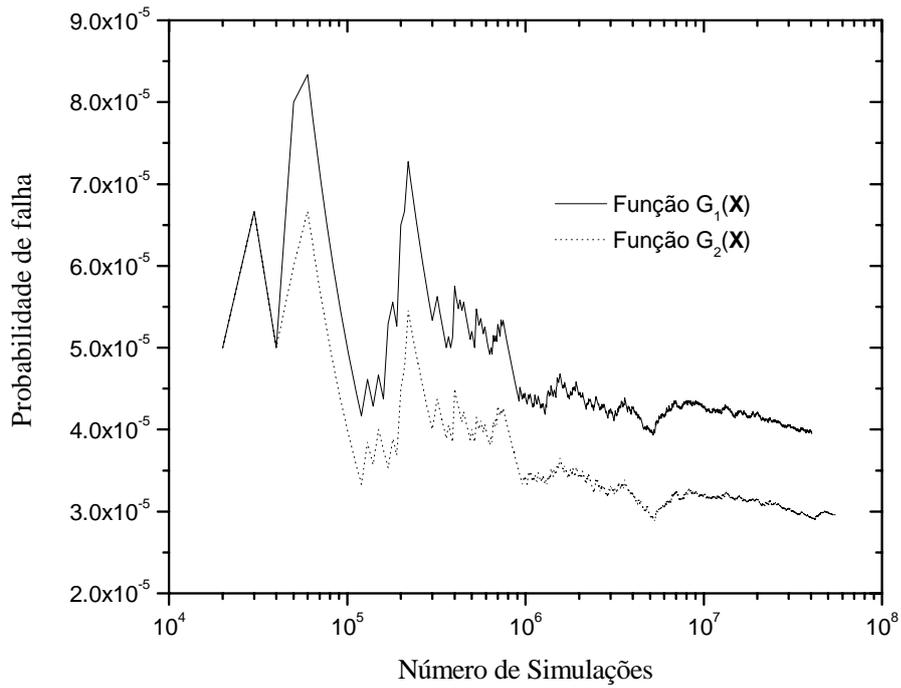


Figura 6.16 – Estimador da probabilidade de falha versus o número de simulações realizadas.

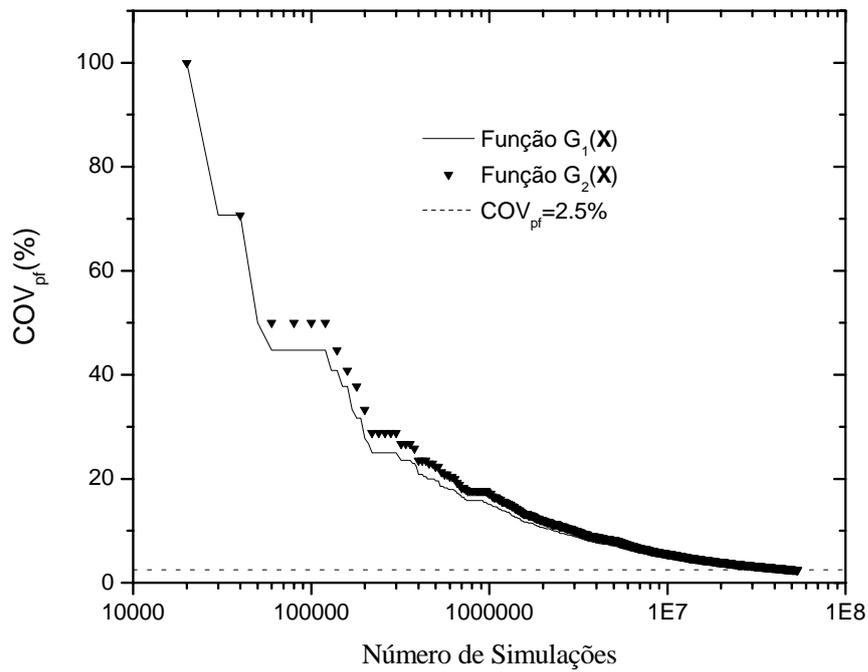


Figura 6.17 - Demonstração da convergência do método de Monte Carlo.

Um dos resultados importantes provenientes do FORM é o fator de importância (equação (4.15)) que diz o grau de contribuição de cada variável envolvida no

problema. No caso analisado neste item o fator de importância de cada variável é apresentado na Tabela 6.12, esse resultado é relativo a uma probabilidade de falha anual de 10^{-5} .

Tabela 6.12 - Fator de Importância das variáveis envolvidas no problema analisado.

Variáveis	Descrição	Fator de Importância (%)
X_1	Regra de Miner	15.705
X_2	Coefficiente de arrasto (Cd)	5.543
X_3	Offset estático	0.020
X_4	Carregamento tridimensional	16.126
X_5	Descrição do meio-ambiente	4.095
X_6	Incerteza Análise Global	0.444
X_7	Incerteza Análise Local	3.958
X_8	Curva S-N classe E	54.109
		100.000

Como se pode visualizar na Tabela 6.12, as três variáveis com o maior fator de importância e conseqüentemente maior contribuição na análise de confiabilidade estão relacionadas à incerteza na curva S-N, no carregamento tridimensional e na regra de Miner, somando essas três mais de 85% de fator de importância. Este fato mostra a necessidade da correta definição dos parâmetros estatísticos destas variáveis na obtenção dos fatores de segurança, através dos métodos de confiabilidade estrutural, uma vez que qualquer mudança nos valores dos mesmos poderá acarretar uma mudança significativa no fator de segurança calculado.

A inserção desses fatores de segurança nos projetos de engenharia é feita de acordo com a equação (5.1), ou seja, uma vez satisfeita essa condição o duto flexível

apresenta um controle de segurança necessário levando em conta as variáveis inseridas no problema. É importante salientar que essa metodologia de cálculo do fator de segurança a fadiga é conduzida de maneira a garantir uma dada probabilidade alvo de falha no último ano de operação da estrutura. O valor da probabilidade alvo de falha é uma premissa de projeto, dependente do nível de risco associado ao duto flexível analisado. Por exemplo, no duto flexível analisado neste item obtiveram-se pelo método FORM para um tempo total de operação (T_{oper}) de 20 anos os fatores de segurança de 1.28, 2.30 e 3.68 para, respectivamente, as probabilidades alvo de falha anuais de 10^{-3} , 10^{-4} e 10^{-5} (Tabela 6.10). A vida útil calculada (VU_{calc}) para a fadiga foi de 93.85 anos (Tabela 6.6), dividindo esse valor pelos fatores de segurança obtidos tem-se as seguintes vidas, 73.32 anos, 40.80 anos e 25.50 anos, que satisfaz a equação (5.1), uma vez que as vidas calculadas são maiores que os 20 anos de operação.

Uma outra característica relevante presente nesta obtenção do fator de segurança está na dependência do mesmo em relação ao tempo de operação (T_{oper}), ou seja, como visto em MORK *et al.* (2002) o fator de segurança tem um aumento suave à medida que o tempo de operação diminui. No presente exemplo essa relação pode ser visualizada na Figura 6.18 para uma probabilidade anual alvo de 10^{-5} no último ano de operação. Esses fatores foram obtidos através do método FORM. É interessante notar que o fato de o fator de segurança diminuir não implica numa diminuição de segurança, por exemplo, o fator de segurança para um tempo de operação de 5 anos é igual a 4.44, já para um tempo de operação de 30 anos é menor e igual a 3.40, porém quando se verifica a condição presente na equação (5.1), ou seja, $\frac{93.85 \text{ anos}}{4.44} = 21.13 \text{ anos}$ é superior aos 5

de operação; enquanto que para 30 anos de operação essa condição não é satisfeita, ou

seja, $\frac{93.85 \text{ anos}}{3.40} = 27.60 \text{ anos}$ não é superior aos 30 anos de operação.

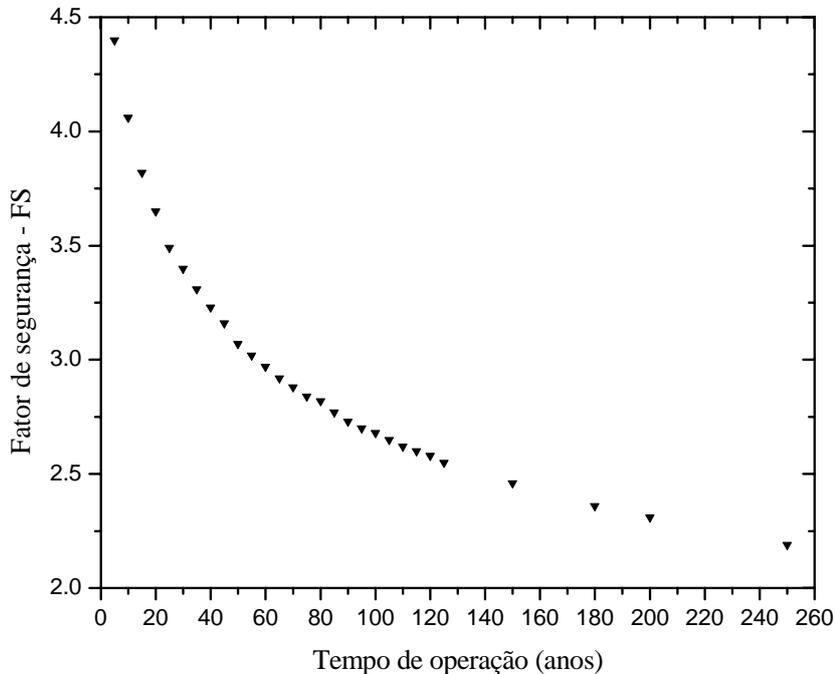


Figura 6.18 - Fator de segurança versus tempo de operação para uma probabilidade anual de 10^{-5} .

Uma outra característica relevante é a comparação desse fator de segurança calculado nesta dissertação para a vida à fadiga de dutos flexíveis com o que é atualmente feito na maioria dos projetos de engenharia offshore, i.e, utilizar um fator de segurança de 10. Por exemplo, para um tempo de operação de 5 anos e uma probabilidade alvo de 10^{-5} o fator de segurança obtido na metodologia aqui apresentada através do FORM é de 4.44, assim sendo dividindo a vida à fadiga calculada, 93.85 anos, pelo fator de segurança obtém-se 21.14 anos, o que garante a vida ao projeto. Adotando agora um fator de segurança de 10, e dividindo a vida à fadiga calculada, 93.85 anos, por esse fator de segurança, obtém-se 9.385 anos, o que garante também a vida ao projeto, uma vez que esse valor é superior aos 5 anos de operação. Mudando-se

o tempo de operação para 10 anos (ao invés de 5 anos), o fator de segurança calculado para a probabilidade alvo de 10^{-5} seria igual a 4.07. Dividindo a vida à fadiga por esse fator de segurança obtém-se 23.06 anos, o que garante a vida do projeto. Entretanto, adotando-se o fator de segurança de 10 não seria garantida a vida à fadiga, uma vez que 9.385 anos é menor do que os 10 anos de operação. Para esta metodologia, observa-se na Figura 6.19 que o tempo máximo de operação deste riser está próximo dos 25 anos. É importante ressaltar que a linha contínua presente na Figura 6.19 é uma reta com coeficiente angular igual a 1, porém, como o eixo vertical está em escala logarítmica ela se apresenta na forma indicada.

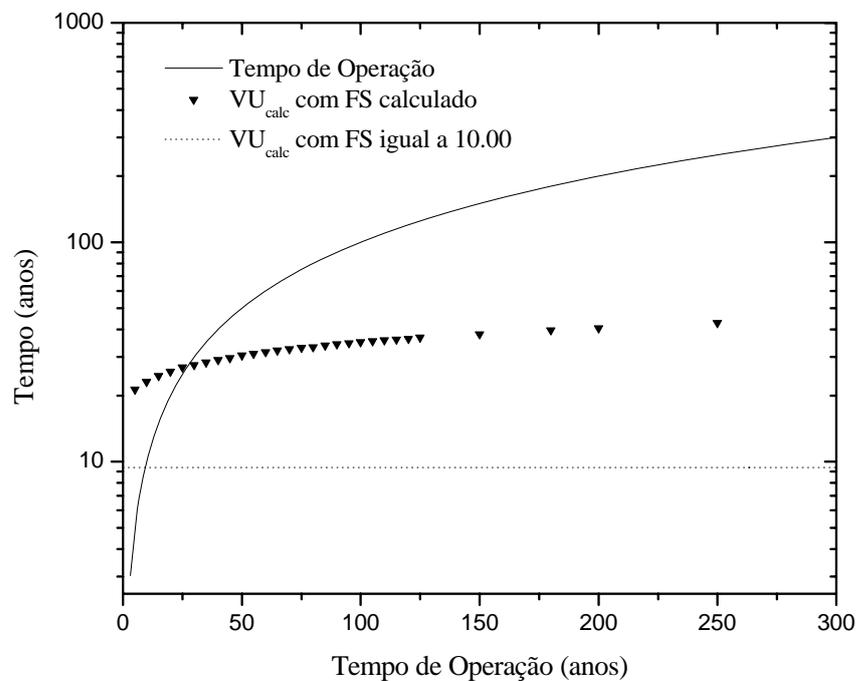


Figura 6.19 - Relação entre a utilização do fator de segurança à fadiga calculado nesta dissertação e um fator de segurança de 10.

6.1.2. Fatores de segurança para uma curva S-N bi-linear

Neste item será apresentada a determinação dos fatores de segurança à fadiga no caso de se utilizar no projeto uma curva S-N bi-linear. A curva S-N bi-linear considerada é a curva da classe E (Almar-Naess, 1999) apresentada na Tabela 5.2, considerando para o projeto a curva média menos dois desvios padrões. Para essa curva S-N bi-linear o dano, e conseqüentemente a vida útil calculada (VU_{calc}) para os 9 casos de carregamento de fadiga, são apresentados na Tabela 6.13. Lembrando que a vida à fadiga neste caso é calculada para o caso base.

Tabela 6.13 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento do topo.

Dano	Vida útil calculada (VU_{calc}) em anos
0.0052015	192.25

Na Figura 6.20 é apresentado um histograma que mostra o dano em função da amplitude de tensão.

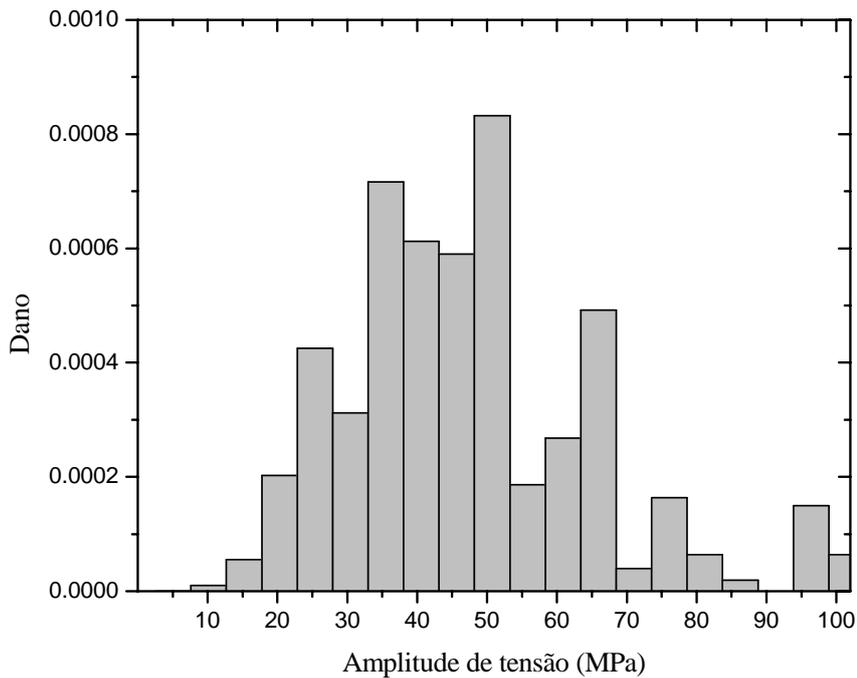


Figura 6.20 - Histograma contendo o dano anual para a análise de fadiga considerando curva S-N bi-linear.

Com exceção da curva S-N, as demais variáveis aleatórias aqui consideradas são as mesmas utilizadas para o caso da curva S-N linear, ou seja, as variáveis apresentadas na Tabela 6.7. A metodologia usada é apresentada no item 5.2.2.

Para as variáveis referentes ao coeficiente de arrasto (C_d) e ao offset estático o ajuste de polinômios foi feito com a mesma variação de valores visto para o caso da curva S-N linear diferenciando agora que os danos para os dois tramos são computados separadamente. Com isso, os valores dos danos obtidos para o C_d são apresentados na Tabela 6.14 e para o offset, na Tabela 6.15.

Tabela 6.14 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (Cd).

Valores de X_2	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
0.96	0.0013749000	0.6875875175	0.0027463000	0.8577094850
1.20	0.0019996000	1.0000000000	0.0032019000	1.0000000000
1.44	0.0026759000	1.3382176435	0.0037564000	1.1731784253

Tabela 6.15 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa ao offset estático.

Valores de X_3	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
0.60	0.0017561000	0.8782256451	0.0029371000	0.9172991037
1.00	0.0019996000	1.0000000000	0.0032019000	1.0000000000
1.40	0.0021897000	1.0950690138	0.0032857000	1.0261719604

Os polinômios ajustados para essas duas variáveis podem ser visualizados na Figura 6.21 e Figura 6.22 para o coeficiente de arrasto e na Figura 6.23 e Figura 6.24 para o offset estático.

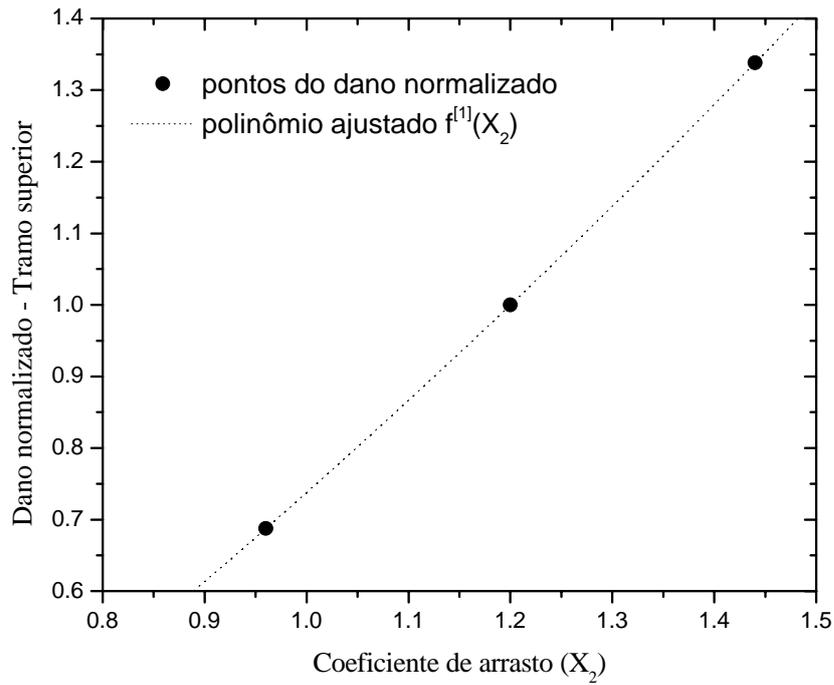


Figura 6.21 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto no tramo superior.

$$f^{[1]}(X_2) = 0.224003142361(X_2)^2 + 0.817871887500(X_2) - 0.304010790000$$

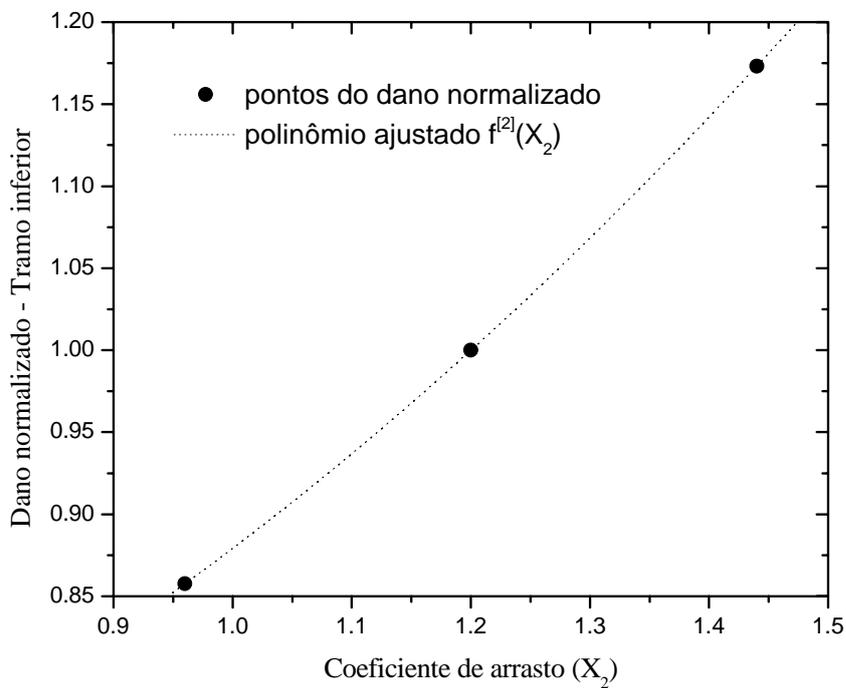


Figura 6.22 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto no tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_2) = 0.268124218750(X_2)^2 + 0.013728833333(X_2) + 0.597426525000$$

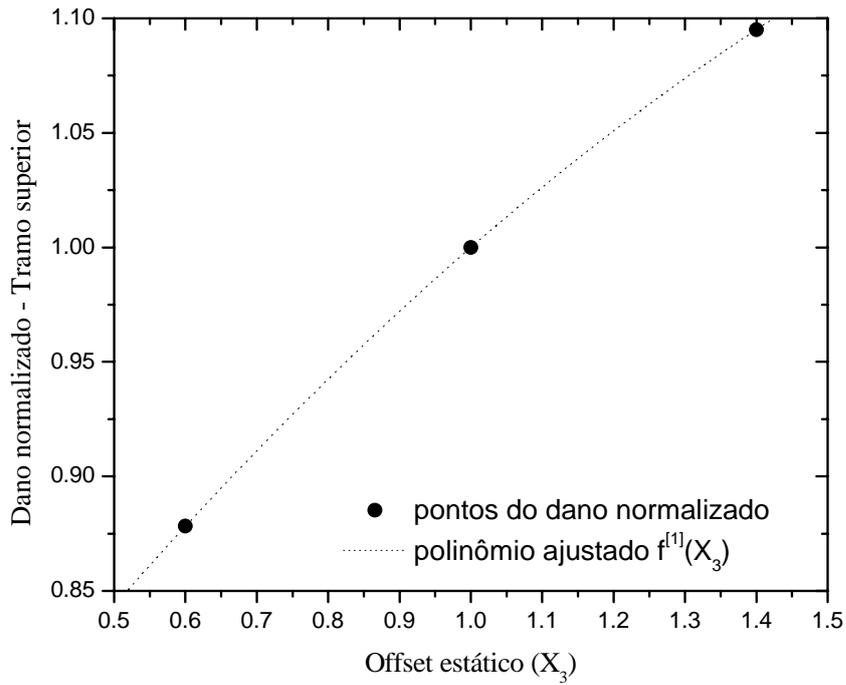


Figura 6.23 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático no tramo superior.
 $f^{[1]}(X_3) = -0.083454190625(X_3)^2 + 0.437962592500(X_3) + 0.645491598125$

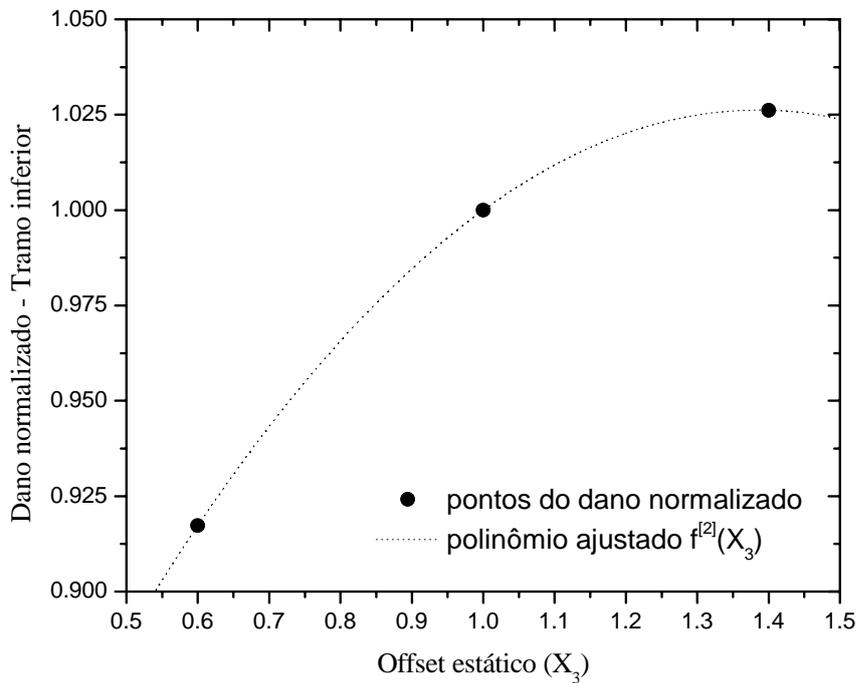


Figura 6.24 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático no tramo inferior.
 $f^{[2]}(X_3) = -0.176652925(X_3)^2 + 0.489396920(X_3) + 0.687256005$

Para o ajuste dos polinômios referentes à variação da curva S-N bi-linear, ou seja, o polinômio $f^{[RD]}(X_{curva\ S-N})$ e o polinômio $f^{[RK]}(X_{curva\ S-N})$, utilizaram-se os pontos apresentados na Tabela 6.16 e na Tabela 6.17.

Tabela 6.16 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação dos danos.

$\log k1$ - variável X_8	Dano 1 - Tramo superior	Dano 2 - tramo inferior	$\frac{Dano1}{Dano2}$
11.5000	0.0875040000	0.0914430000	0.9569239854
12.0200	0.0019996000	0.0032019000	0.6245042006
13.2745	0.0000000000	0.1789500000	0.0000000000

Tabela 6.17 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação entre o $\log k2$ e $\log k1$.

$\log k1$ - variável X_8	$\frac{\log k2}{\log k1}$
11.5000	1.2608695652
12.0200	1.2787021631
13.2745	1.3151153716

Os polinômios ajustados para essas duas variáveis podem ser visualizados na Figura 6.25 para a relação dos danos e na Figura 6.26 para a relação entre o $\log k2$ e $\log k1$.

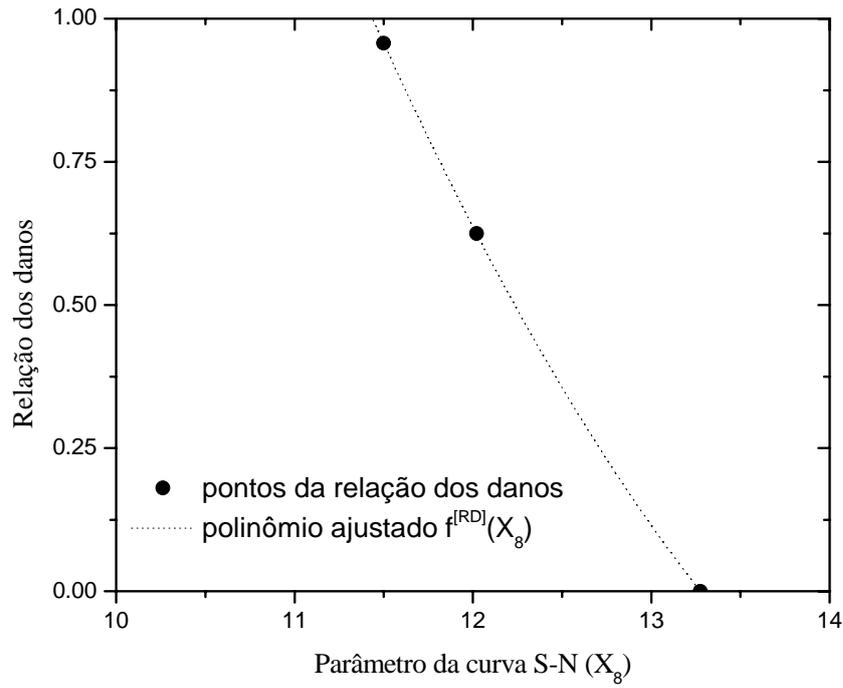


Figura 6.25 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação dos danos. .
 $f^{[RD]}(X_8) = 0.079716864969(X_8)^2 - 2.514209481009(X_8) + 19.327777624835$

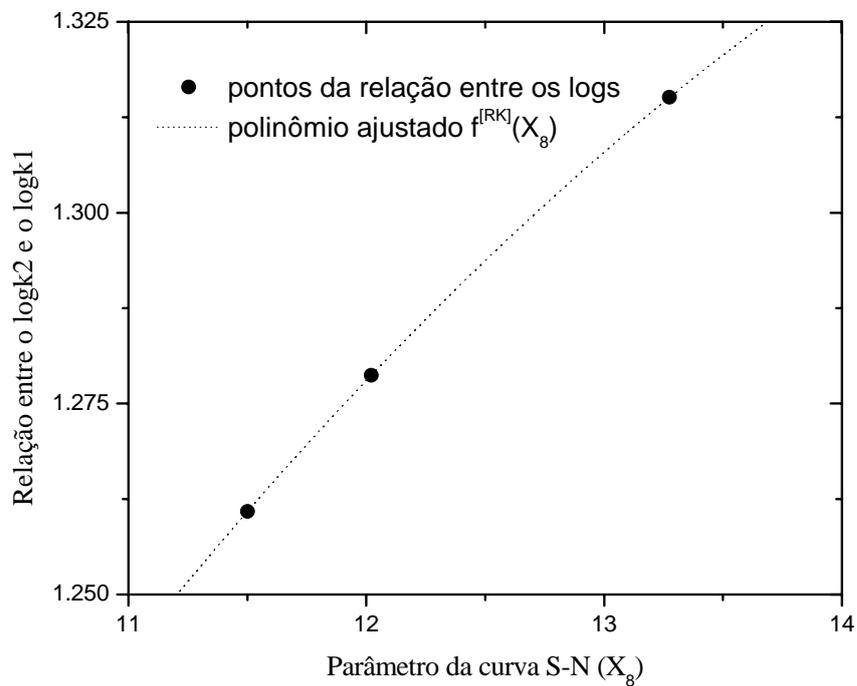


Figura 6.26 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$.
 $f^{[RK]}(X_8) = -2.968376699783 \times 10^{-3}(X_8)^2 + 0.104109677402(X_8) + 0.456176093624$

As funções de falha no caso de se considerar no projeto uma curva S-N bi-linear proposta nesta dissertação são expressas da seguinte forma:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ f^{[RD]}(X_8) f^{[1]}(X_2) f^{[1]}(X_3) (X_4)^{m1} (X_5)^{m1} X_6 X_7 \frac{10^{12.02}}{10^{x_8}} + f^{[2]}(X_2) f^{[2]}(X_3) (X_4)^{m2} (X_5)^{m2} X_6 X_7 \frac{10^{15.37}}{10^{x_8 f^{[RK]}(x_8)}} \right\} \frac{1}{(FS)(f^{[RD]}(X_8)+1)} \quad (6.7)$$

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ f^{[RD]}(X_8) f^{[1]}(X_2) f^{[1]}(X_3) (X_4)^{m1} (X_5)^{m1} X_6 X_7 \frac{10^{12.02}}{10^{x_8}} + f^{[2]}(X_2) f^{[2]}(X_3) (X_4)^{m2} (X_5)^{m2} X_6 X_7 \frac{10^{15.37}}{10^{x_8 f^{[RK]}(x_8)}} \right\} \frac{1}{(FS)(f^{[RD]}(X_8)+1)} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \quad (6.8)$$

onde $m1$ é igual a 3 e $m2$ igual a 5.

Os fatores de segurança obtidos utilizando as funções de falha apresentadas nas equações (6.7) e (6.8) para os diversos métodos de confiabilidade apresentados nesta dissertação, considerando um tempo de operação (T_{oper}) de 20 anos, são apresentados na Tabela 6.18.

Tabela 6.18 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos para uma curva S-N bi-linear.

Fator de segurança (FS) para $T_{OPER} = 20$ anos					
pf anual	FORM	BREITUNG	TVEDT	ZHAO & ONO	MONTE CARLO
10^{-3}	1.14	1.12	1.11	1.11	1.11
10^{-4}	2.56	2.51	2.51	2.51	2.45
10^{-5}	4.84	4.77	4.76	4.75	4.69

Pode se verificar na Tabela 6.18 que os valores de segurança obtidos através dos métodos analíticos de maneira geral se aproximam do resultado da simulação numérica (Monte Carlo).

Um resultado obtido pelo método FORM e de grande relevância numa análise de confiabilidade é o grau de importância das variáveis. A Tabela 6.19 apresenta o fator de importância das variáveis para o caso onde a probabilidade anual no último ano de operação de 10^{-5} .

Tabela 6.19 - Fator de Importância das variáveis envolvidas para uma curva S-N bi-linear.

Variáveis	Descrição	Fator de Importância (%)
X_1	Regra de Miner	8.828
X_2	Coeficiente de arrasto (Cd)	5.449
X_3	Offset estático	0.022
X_4	Carregamento tridimensional	18.359
X_5	Descrição do meio-ambiente	4.735
X_6	Incerteza Análise Global	0.251
X_7	Incerteza Análise Local	2.355
X_8	Curva S-N classe E	60.001
		100.000

Com visto na Tabela 6.19, as três variáveis com o maior grau de importância, somando aproximadamente 86%, são as mesmas encontradas quando considerada uma curva S-N linear.

Assim como apresentado para uma curva S-N linear, a Figura 6.27 apresenta uma comparação entre considerar um fator de segurança de 10 e os fatores de segurança obtidos através da metodologia apresentada nesta dissertação, ou seja, fatores que

variam de acordo com o tempo de operação para as probabilidades anuais de falha no último ano de operação de 10^{-3} , 10^{-4} e 10^{-5} . Esses fatores de segurança foram obtidos pelo método FORM.

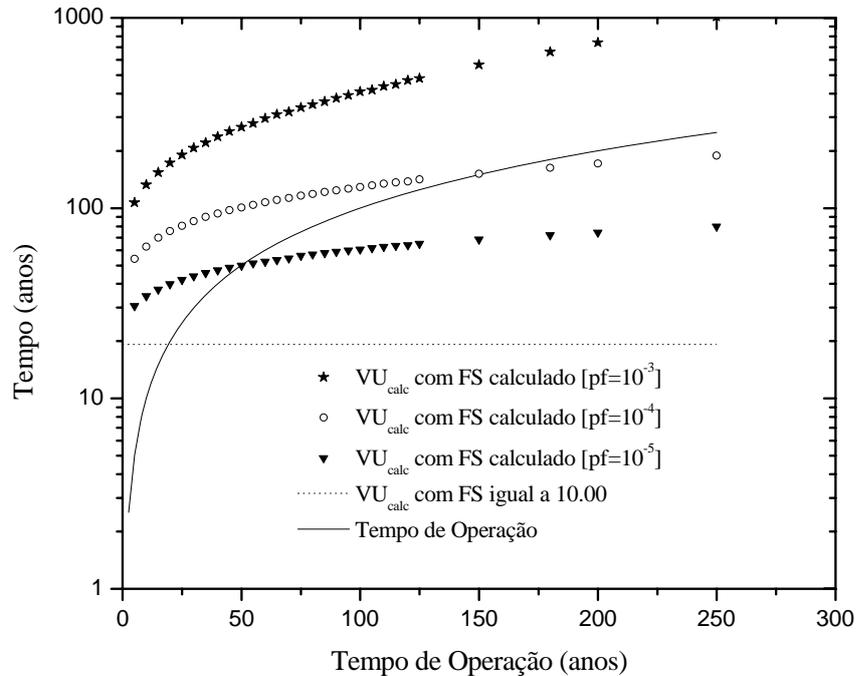


Figura 6.27 - Relação entre a utilização do fator de segurança à fadiga calculado nesta dissertação e um fator de segurança de 10 para diversas probabilidades anuais de falha.

È importante notar na Figura 6.27 que para uma probabilidade de falha anual de 10^{-3} o riser possui um tempo de operação muito grande.

Uma maneira de verificar a metodologia proposta para uma curva S-N bi-linear foi comparar os resultados obtidos pela mesma (ela será denominada desta dissertação de METODOLOGIA 2) com a metodologia onde se ajustariam polinômios para as variáveis denominadas de Carregamento tridimensional, Descrição do meio-ambiente e Curva S-N (ela será denominada de METODOLOGIA 1), onde as funções de falha para este caso seriam dadas por:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2) f(X_3) f(X_4) f(X_5) X_6 X_7 f(X_8) \quad (6.9)$$

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ \frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right\} f(X_2) f(X_3) f(X_4) f(X_5) X_6 X_7 f(X_8) \quad (6.10)$$

A comparação entre as duas metodologias é apresentada na Tabela 6.20 para uma probabilidade alvo de 10^{-3} , na Tabela 6.21 para 10^{-4} e na Tabela 6.22 para 10^{-5} ., considerando a solução obtida pelo FORM. Através destas Tabelas observa-se que os resultados são equivalentes e a implementação para a curva S-N bi-linear é satisfatória.

Tabela 6.20 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-3} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-3}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	1.81	1.81	0.00
10	1.46	1.47	0.68
15	1.26	1.27	0.79
20	1.12	1.14	1.79
25	1.02	1.04	1.96
50	0.73	0.75	2.74

Tabela 6.21 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-4} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-4}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	3.59	3.60	0.28
10	3.09	3.08	-0.32
15	2.78	2.77	-0.36
20	2.57	2.56	-0.39
25	2.40	2.40	0.00
50	1.93	1.92	-0.52

Tabela 6.22 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-5} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-5}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	6.27	6.39	1.91
10	5.57	5.64	1.26
15	5.13	5.17	0.78
20	4.81	4.84	0.62
25	4.57	4.59	0.44
50	3.85	3.85	0.00

6.2. Exemplo 2

O segundo exemplo desta dissertação é também de um duto flexível em catenária livre com um enrijecedor (*bend stiffener*) no topo conectado ao sistema flutuante do tipo semi-submersível numa lâmina d'água de 620.00 metros. O duto flexível possui um comprimento total de 1001.193 metros e suas propriedades geométricas e do fluido interno considerado são apresentados na Tabela 6.23 (SOUSA, *et al.*, 2007).

Tabela 6.23 - Propriedades físicas do duto flexível e fluido interno utilizado no exemplo 2

Fluido interno (kN/m ³)	Peso vazio no ar (kN/m)	Peso vazio na água (kN/m)	Diâmetro externo (m)	Diâmetro interno (m)	EA (Rigidez axial) (kN)	EI (Rigidez à flexão) (kN.m ²)	GJ (Rigidez à torção) (kN.m ² /rad)
8.7200	0.3940	0.2040	0.1550	0.1016	131600	4.7800	379.6500

O enrijecedor (*bend stiffener*) utilizado no topo é formado de um trecho cônico apenas, como visualizado na Figura 6.28.

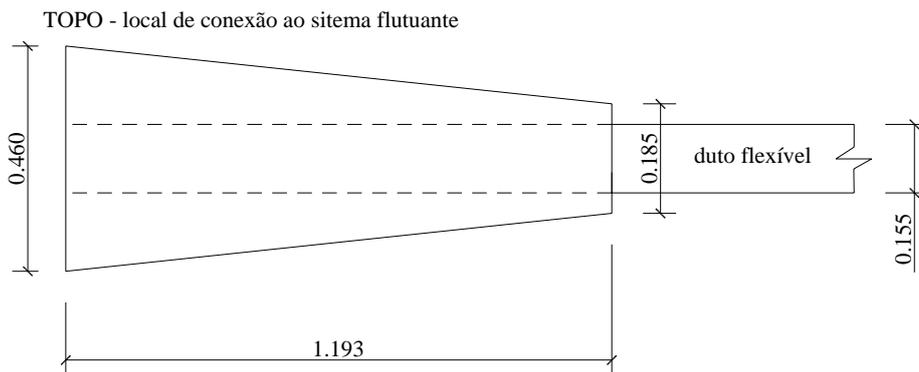


Figura 6.28 - Enrijecedor com módulo de elasticidade igual a 70000 kN/m^2 .

O duto flexível foi modelado com um ângulo de topo de 5° com a vertical e um azimute de 53.80° . A configuração do duto flexível em forma de catenária livre apresenta um contato com o solo, no qual essa interação solo-estrutura foi modelada através de uma rigidez vertical igual a $50 \text{ kN} / \text{m} / \text{m}$.

O carregamento ambiental considerado foi constituído de um perfil de corrente triangular sempre alinhado com a onda (vide Figura 6.29) e ondas irregulares representadas através de um par H_s e T_z .

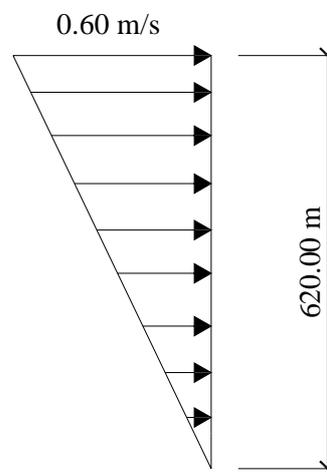


Figura 6.29 - Perfil de corrente

Os pares H_s e T_z referente à onda irregular e as suas respectivas frequências de ocorrência foram obtidos a partir de uma distribuição de probabilidade conjunta bilognormal apresentada no Apêndice B. Esses pares com suas respectivas frequências de ocorrência são apresentados na Tabela 6.24.

Tabela 6.24 - Estados de mar constituídos dos pares Hs e Tz.

Hs (m)	Tz (s)	Freqüência de ocorrência
0.25	3.75	1.736E-05
0.75	4.75	3.400E-02
1.25	5.25	2.410E-01
1.75	6.25	3.330E-01
2.25	6.75	2.210E-01
2.75	7.25	1.050E-01
3.25	7.75	4.200E-02
3.75	8.25	1.600E-02
4.25	8.75	5.633E-03
4.75	9.25	2.010E-03
5.25	9.75	3.396E-04
Total		1.000

Considerou-se neste exemplo esses 11 estados de mar atuando nas oito direções cardeais formando então 88 casos de onda, onde a probabilidade de ocorrência de cada uma das oito direções pode ser visualizada na Tabela 6.25. Lembrando que no caso de onda, a direção significa de onde a mesma vem, por exemplo, uma onda com direção Sul possui um azimute de 0.00°, uma vez que ela vem de Sul.

Tabela 6.25 - Probabilidade de ocorrência de cada direção.

DIREÇÃO	Prob. (%)
Sul	10.00
Sudoeste	23.00
Oeste	13.00
Noroeste	16.00
Norte	26.00
Nordeste	9.00
Leste	1.50
Sudeste	1.50
TOTAL	100.00

Através da probabilidade de ocorrência das 8 direções apresentadas na Tabela 6.25 e a frequência de ocorrência de cada estado de mar apresentada na Tabela 6.24 gerou-se para este exemplo 88 casos de onda irregular com suas respectivas frequências de ocorrência, como pode ser visto na Tabela 6.26.

Tabela 6.26 - Diagrama de dispersão contendo as frequência de ocorrência de cada estado de mar.

		Diagrama de dispersão								
		Direção								
Hs (m)	Tz (s)	Sul	Sudoeste	Oeste	Noroeste	Norte	Nordeste	Leste	Sudeste	
0.25	3.75	1.74E-06	3.99E-06	2.26E-06	2.78E-06	4.51E-06	1.56E-06	2.60E-07	2.60E-07	1.74E-05
0.75	4.75	3.40E-03	7.82E-03	4.42E-03	5.44E-03	8.84E-03	3.06E-03	5.10E-04	5.10E-04	3.40E-02
1.25	5.25	2.41E-02	5.54E-02	3.13E-02	3.86E-02	6.27E-02	2.17E-02	3.62E-03	3.62E-03	2.41E-01
1.75	6.25	3.33E-02	7.66E-02	4.33E-02	5.33E-02	8.66E-02	3.00E-02	5.00E-03	5.00E-03	3.33E-01
2.25	6.75	2.21E-02	5.08E-02	2.87E-02	3.54E-02	5.75E-02	1.99E-02	3.32E-03	3.32E-03	2.21E-01
2.75	7.25	1.05E-02	2.42E-02	1.37E-02	1.68E-02	2.73E-02	9.45E-03	1.58E-03	1.58E-03	1.05E-01
3.25	7.75	4.20E-03	9.66E-03	5.46E-03	6.72E-03	1.09E-02	3.78E-03	6.30E-04	6.30E-04	4.20E-02
3.75	8.25	1.60E-03	3.68E-03	2.08E-03	2.56E-03	4.16E-03	1.44E-03	2.40E-04	2.40E-04	1.60E-02
4.25	8.75	5.63E-04	1.30E-03	7.32E-04	9.01E-04	1.46E-03	5.07E-04	8.45E-05	8.45E-05	5.63E-03
4.75	9.25	2.01E-04	4.62E-04	2.61E-04	3.22E-04	5.23E-04	1.81E-04	3.02E-05	3.02E-05	2.01E-03
5.25	9.75	3.40E-05	7.81E-05	4.42E-05	5.43E-05	8.83E-05	3.06E-05	5.09E-06	5.09E-06	3.40E-04
		0.100	0.230	0.130	0.160	0.260	0.090	0.015	0.015	1.00

Neste exemplo foi considerado também um offset estático em função da altura significativa da onda (H_s), onde o mesmo é obtido através de uma percentagem da lâmina d'água, percentagem essa dada pela função apresentada na Figura 6.30.

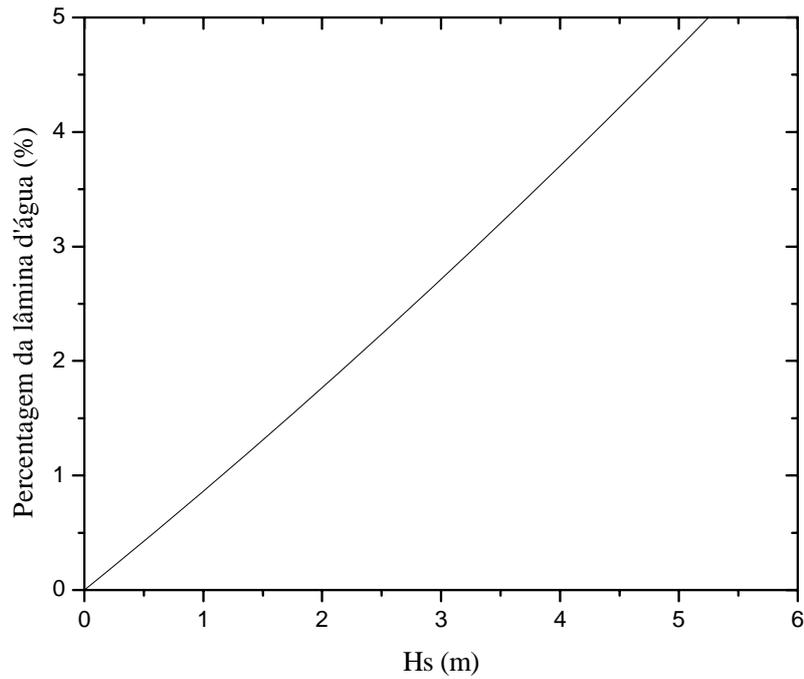


Figura 6.30 - Função utilizada no cálculo do offset estático.

$$offset(Hs) = \left[0.021164021164(Hs)^2 + 0.841269841270(Hs) \right] \times \frac{620}{100}$$

Os offsets estáticos obtidos para as 11 alturas de onda significativa (H_s) apresentadas na Tabela 6.24 podem ser visualizados na Tabela 6.27.

Tabela 6.27 - Offsets estáticos obtidos em função de H_s .

Hs(m)	Offset estático (m)
0.25	1.312
0.75	3.986
1.25	6.725
1.75	9.530
2.25	12.400
2.75	15.336
3.25	18.338
3.75	21.405
4.25	24.538
4.75	27.736
5.25	31.000

Os 88 casos de carregamento foram então modelados de maneira que o perfil de corrente, a onda e o offset estático atuassem de forma colinear nas 8 direções consideradas. Neste exemplo não foi considerado efeitos de segunda ordem, ou seja, movimentos de baixa frequência.

O duto flexível foi modelado através de uma malha de elementos finitos constituída de elementos de pórtico. Essa modelagem é feita no sistema ANFLEX (MOURELLE, 1993). No ANFLEX se faz uma análise no domínio do tempo não-linear para cada estado de mar constituída de duas etapas, a primeira constituída de uma análise estática e outra dinâmica. O duto flexível é modelado de modo que a condição de contorno seja constituída de um engaste na extremidade inferior, i.e., junto à âncora; e na extremidade superior a condição de contorno é feita através de deslocamentos prescritos.

Na análise estática considera-se o peso total da estrutura, o carregamento de corrente e ainda, impõem-se os offsets estáticos apresentados na Tabela 6.27, no topo do duto flexível, com isso a estrutura passa a ter uma nova configuração, em uma posição distinta. Posteriormente com a estrutura nessa nova posição, é feita então a análise dinâmica aleatória. Neste trabalho foi utilizado uma simulação dinâmica de 2000 segundos de duração. Nessa etapa considera-se o carregamento de corrente e onda de maneira linear; e o RAO do flutuante, sendo que os movimentos provenientes dele com o cruzamento do espectro de mar são transferidos para o topo da estrutura pelo programa ANFLEX. Cabe salientar que tanto a análise estática, quanto a dinâmica é feita para cada um dos 88 casos de carregamento considerado neste exemplo. Como resultados dessa etapa são obtidos os esforços de tração e momentos fletores necessários para a realização da análise local, como apresentado no Capítulo 3.

Posteriormente, a análise local foi realizada através do programa FADFLEX (SOUSA, 2007) considerando uma pressão interna de 1.765 MPa e uma pressão externa constante de 0.100 MPa, uma vez que o objetivo é analisar a vida a fadiga na região do topo. Os coeficientes necessários para a realização da análise local de tensões para fadiga podem ser obtidos em (SOUSA, 2007). A curva S-N bi-linear de projeto considerada neste caso foi a curva classe F apresentada na Tabela 5.2. Para eliminar o efeito de transiente na análise dinâmica foi utilizado no cálculo das séries de tensão um cutoff de 400 segundos.

O resultado para a vida à fadiga, verificada no topo, mais crítico se apresentou no elemento situado dentro do enrijecedor, apresentado na Figura 6.31, para a armadura de tração interna.

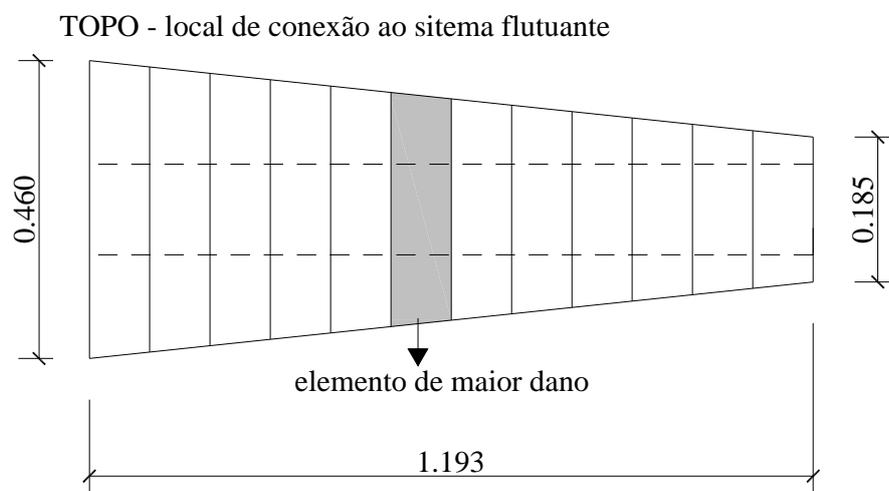


Figura 6.31 - Elemento de maior dano do duto flexível.

Para a curva S-N bi-linear média menos dois desvios padrões da classe F apresentada na Tabela 5.2 o dano, e conseqüentemente a vida útil calculada (VU_{calc})

para os 88 casos de carregamento de fadiga, estão apresentados na Tabela 6.28. Cabe aqui lembrar que esta vida à fadiga é denominada de vida à fadiga para o caso base.

Tabela 6.28 - Dano e vida útil à fadiga para o elemento crítico presente no enrijecedor.

Dano	Vida útil calculada (VU_{calc}) em anos
5.059×10^{-5}	19766.75

Abaixo, na Figura 6.32, é apresentado um histograma que mostra o número de ciclos anual em função da amplitude de tensão e na Figura 6.33 o dano em função da amplitude de tensão.

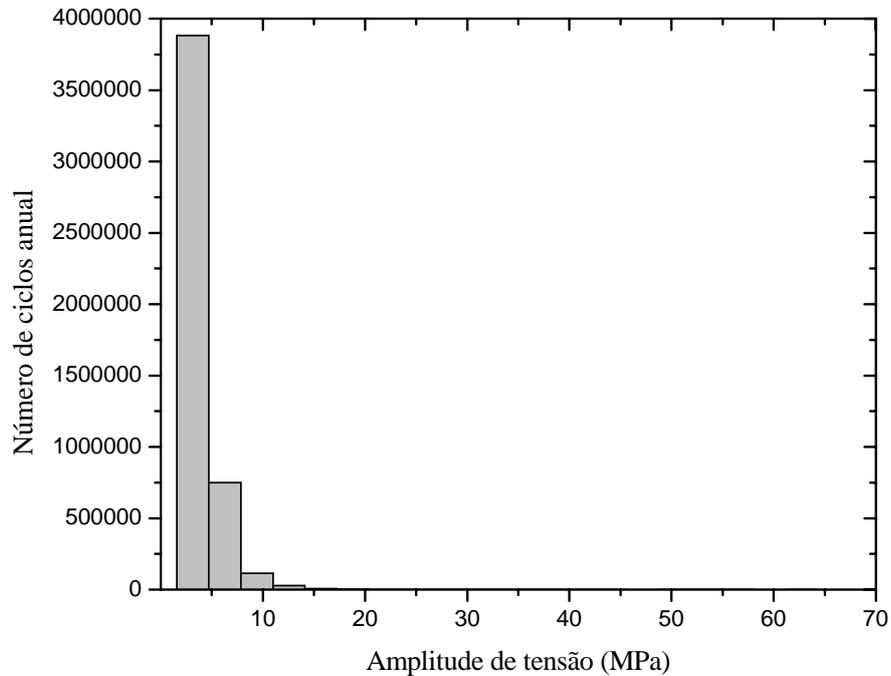


Figura 6.32 - Histograma contendo o número de ciclos anual para a análise de fadiga.

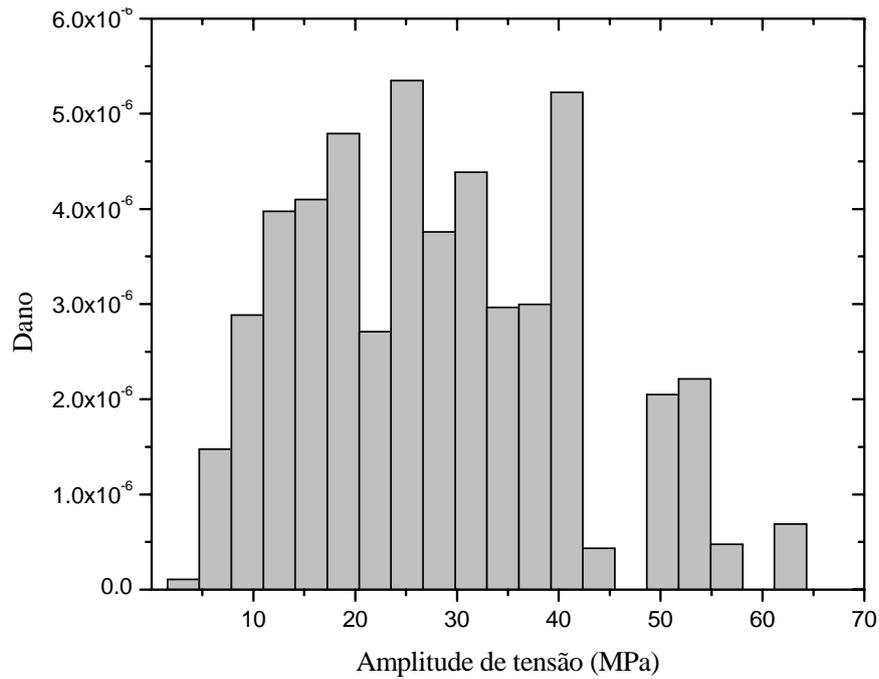


Figura 6.33 - Histograma contendo o dano anual para a análise de fadiga.

Os resultados apresentados acima se referem a uma análise onde as variáveis relacionadas ao cálculo da fadiga foram consideradas constantes, i.e., determinística. A seguir serão apresentadas as considerações feitas para a determinação dos fatores de segurança referente à fadiga de dutos flexíveis baseado em confiabilidade estrutural. Neste exemplo foram consideradas ao todo 11 variáveis aleatórias que representam as incertezas inerentes ao cálculo da vida à fadiga. Estas variáveis podem ser visualizadas na Tabela 6.29 e foram obtidas Almar-Naess (1999), DNV-RP-F204 (2005) e LEIRA *et al.* (2005a).

Tabela 6.29 - Variáveis aleatórias consideradas para esse exemplo estudado.

Variáveis	Descrição	Tipo de distribuição de probabilidades	Média (μ)	Desvio padrão(σ)
X_1	Regra de Miner	Lognormal	1.00	0.30
X_2	Coefficiente de arrasto (Cd)	Lognormal	1.20	0.24
X_3	Offset estático	Lognormal	1.00	0.08
X_4	Carregamento tridimensional	Normal	0.85	0.10
X_5	Descrição do meio-ambiente	Lognormal	1.00	0.05
X_6	Incerteza Análise Global	Normal	1.00	0.05
X_7	Incerteza Análise Local	Normal	0.90	0.15
X_8	Curva S-N classe F (\log_{10}^K) (1° Tramo)	Lognormal	12.2370	0.2183
X_9	Rigidez do Solo	Lognormal	50.00	15.00
X_{10}	Modelo da interação Solo-riser	Lognormal	1.00	0.20
X_{11}	Incerteza RAO do flutuante	Lognormal	1.00	0.05

Para as variáveis consideradas neste exemplo se fez necessário o ajuste de polinômios para quatro delas, i.e, coeficiente de arrasto (Cd), offset estático, rigidez do Solo e incerteza RAO do flutuante. É importante salientar que para a incerteza relacionada ao RAO, modificou-se apenas a amplitude dos mesmos para os seis graus de liberdade de forma igual, deixando, portanto, a fase inalterada. Os pontos para as quatro variáveis são apresentados nas Tabelas 6.30 a 6.33 . E os respectivos polinômios ajustados são apresentados nas Figuras 6.34 a 6.41.

Tabela 6.30 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa ao coeficiente de arrasto (Cd).

Valores de X_2	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
0.96	4.6167E-06	0.634632832	3.6319E-05	0.838466156
1.20	7.2746E-06	1.000000000	4.3316E-05	1.000000000
1.44	1.3573E-05	1.865807055	5.0332E-05	1.161972481

Tabela 6.31 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa ao offset estático.

Valores de X_3	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
-0.60	2.3259E-05	3.197289198	2.0419E-04	4.713962508
1.00	7.2746E-06	1.000000000	4.3316E-05	1.000000000
2.60	1.7528E-04	24.094795590	3.6558E-04	8.439837473

Tabela 6.32 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variável relativa à rigidez do solo.

Valores de X_9	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
20.00	7.2724E-06	0.999697578	4.3300E-05	0.999630621
50.00	7.2746E-06	1.000000000	4.3316E-05	1.000000000
80.00	7.2749E-06	1.000041239	4.3320E-05	1.000092345

Tabela 6.33 - Pontos usados no ajuste dos polinômios para a variável relativa à incerteza no RAO do flutuante.

Valores de X_{11}	Tramo superior		Tramo inferior	
	Dano	Dano normalizado	Dano	Dano normalizado
0.90	4.2904E-06	0.589778132	2.7898E-05	0.644057623
1.00	7.2746E-06	1.000000000	4.3316E-05	1.000000000
1.10	1.4591E-05	2.005746020	6.4363E-05	1.485894358

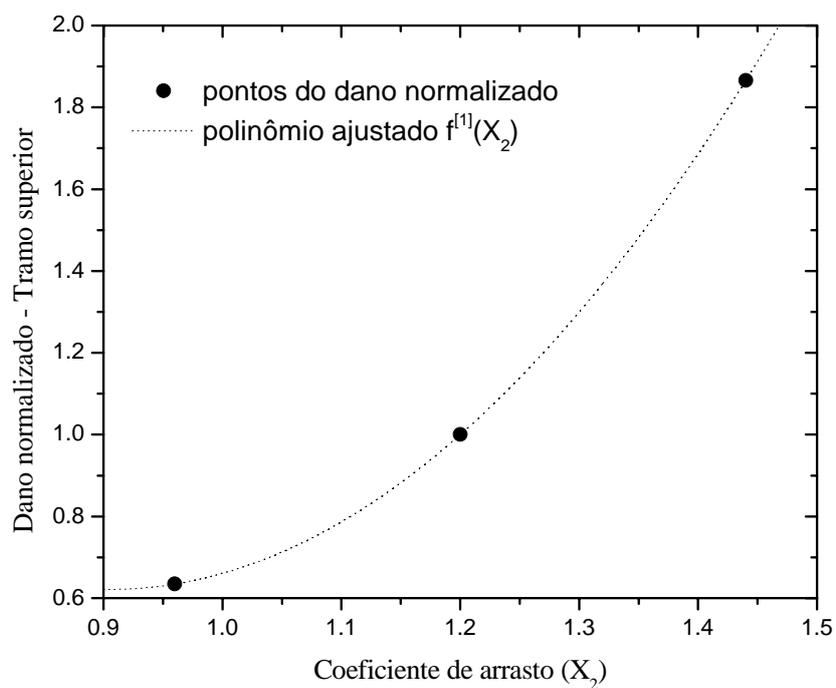


Figura 6.34 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_2) = 4.344096180556(X_2)^2 - 7.860884541667(X_2) + 4.177562950000$$

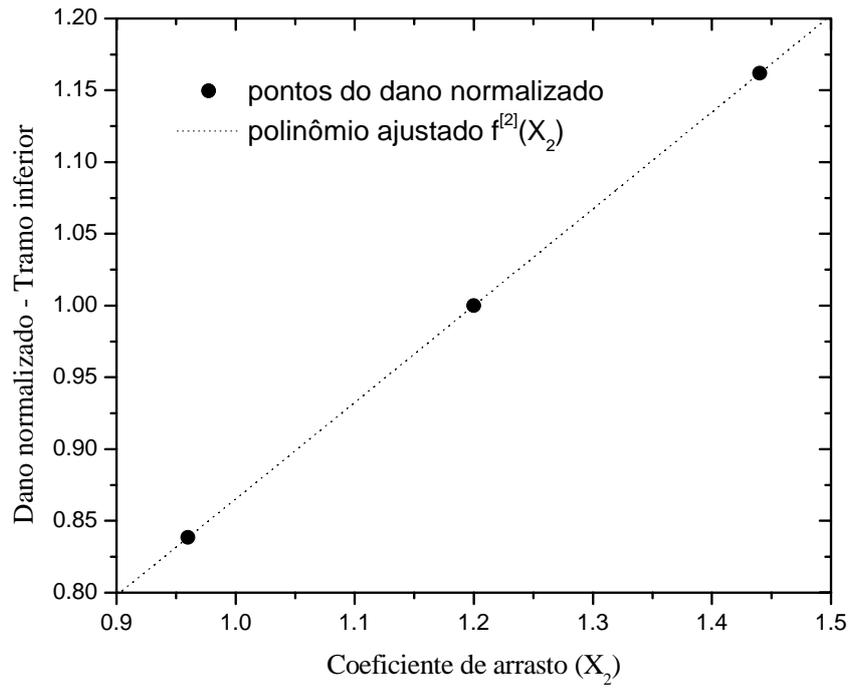


Figura 6.35 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao coeficiente de arrasto para o tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_2) = 0.003807638889(X_2)^2 + 0.664833166667(X_2) + 0.196717200000$$

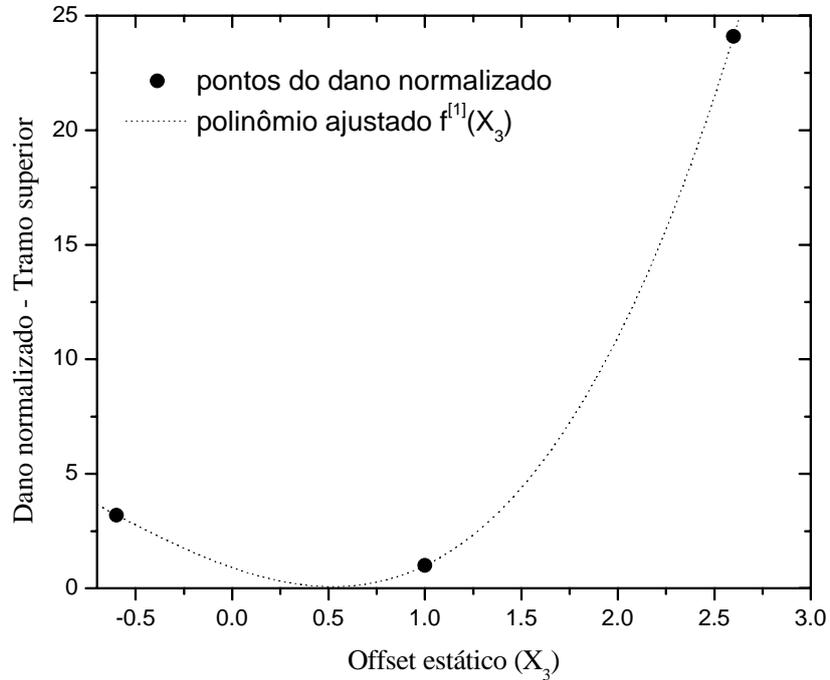


Figura 6.36 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_3) = 0.957326519325(X_3)^3 + 2.067880752572(X_3)^2 - 2.928026205716(X_3) + 0.902818933819$$

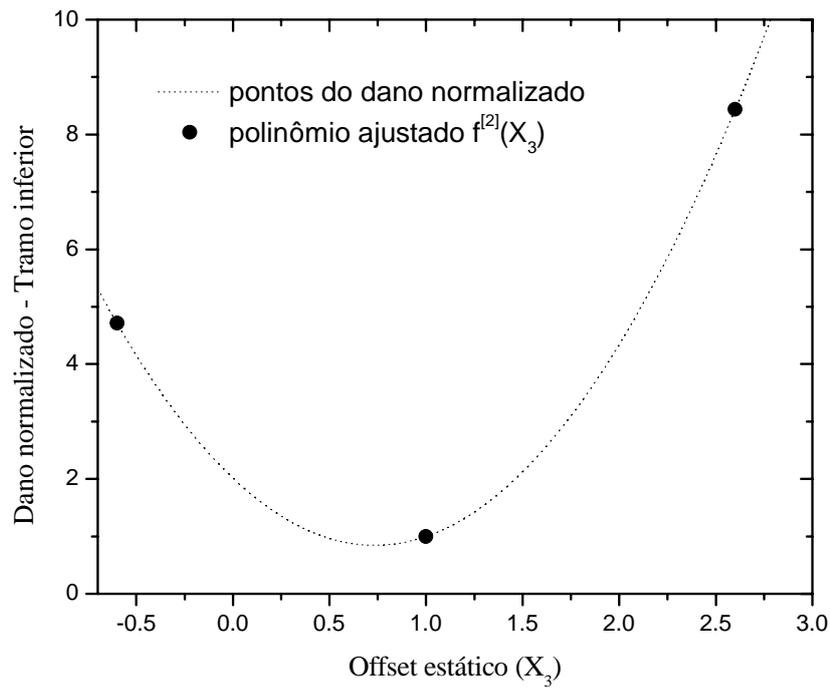


Figura 6.37 - Polinômio ajustado para a variável relativa ao offset estático para o tramo inferior.

$$f^{[2]}(X_3) = 2.178476558594(X_3)^2 - 3.192617192188(X_3) + 2.014140633594$$

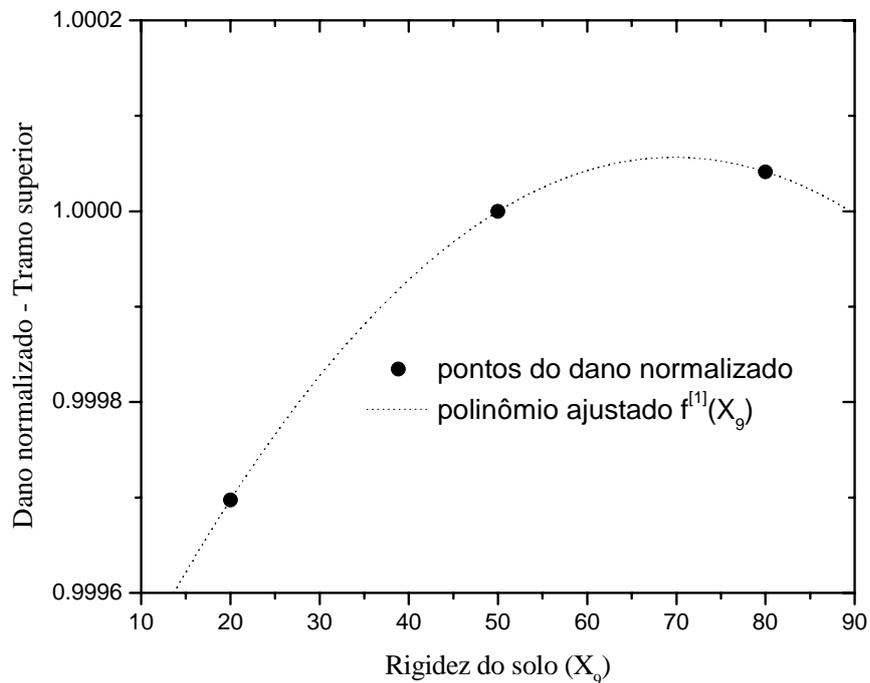


Figura 6.38 - Polinômio ajustado para a variável relativa à rigidez do solo para o tramo superior.

$$f^{[1]}(X_9) = -1.451000000006 \times 10^{-7} (X_9)^2 + 2.023766666669 \times 10^{-5} (X_9) + 0.999350866667$$

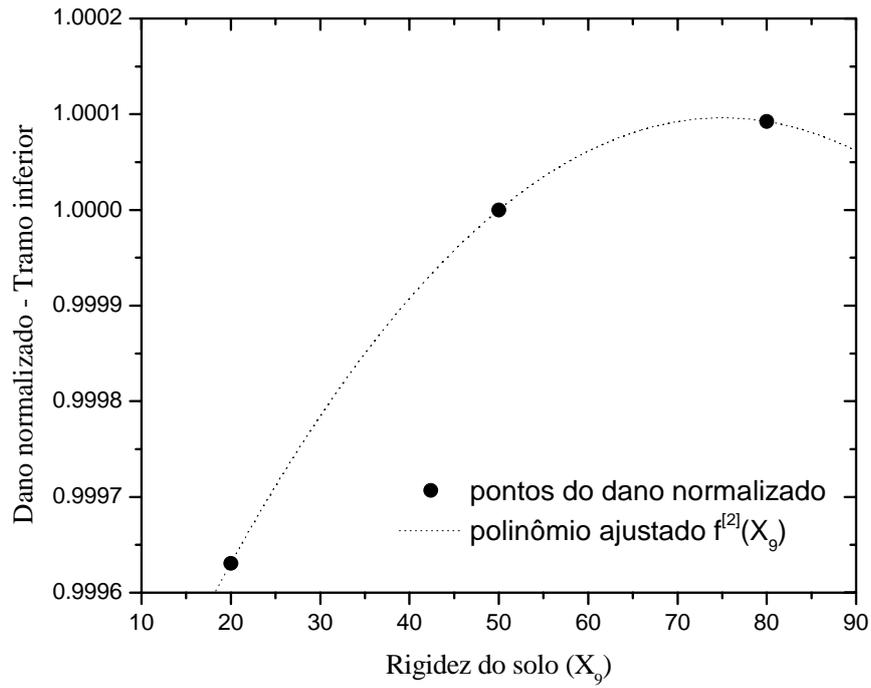


Figura 6.39 - Polinômio ajustado para a variável relativa à rigidez do solo para o tramo inferior.
 $f^{[2]}(X_9) = -1.53911111117 \times 10^{-7} (X_9)^2 + 2.308644444446 \times 10^{-5} (X_9) + 0.999230455556$

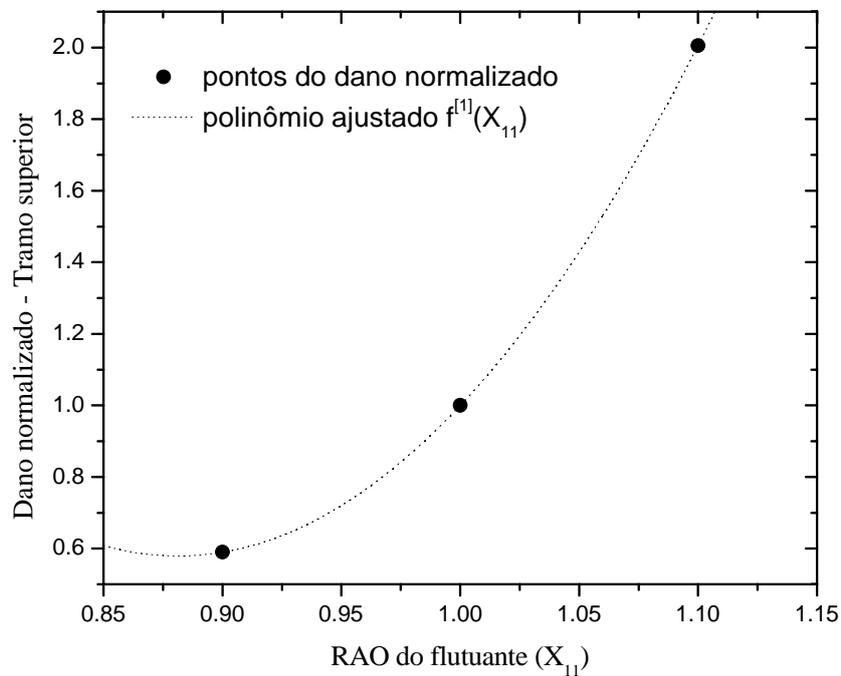


Figura 6.40 - Polinômio ajustado para a variável relativa à incerteza RAO do flutuante para o tramo superior.
 $f^{[1]}(X_{11}) = 29.7762075 (X_{11})^2 - 52.47257555 (X_{11}) + 23.69636805$

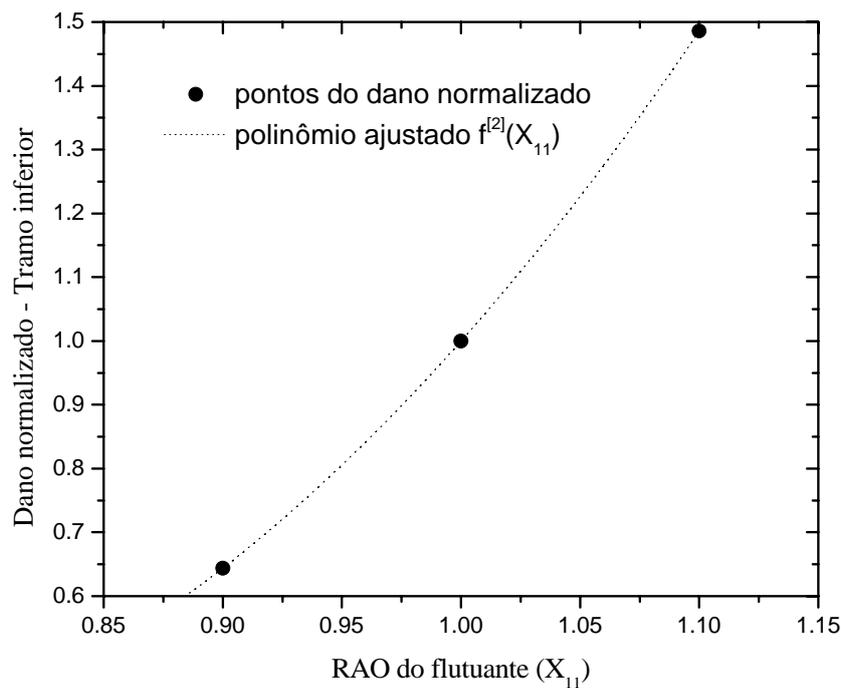


Figura 6.41 - Polinômio ajustado para a variável relativa à incerteza RAO do flutuante para o tramo inferior. $f^{[2]}(X_{11}) = 6.497599(X_{11})^2 - 8.7860143(X_{11}) + 3.2884153$

Para o ajuste dos polinômios referentes à variação da curva S-N bi-linear, ou seja, o polinômio $f^{[RD]}(X_{curva\ S-N})$ e o polinômio $f^{[RK]}(X_{curva\ S-N})$, utilizaram-se os pontos apresentados na Tabela 6.34 E Tabela 6.35.

Tabela 6.34 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação dos danos.

$\log k1$ - variável X_8	Dano 1 - Tramo superior	Dano 2 - tramo inferior	$\frac{Dano1}{Dano2}$
10.0540	0.0074735000	0.0059144000	1.2636108481
11.1455	0.0001746800	0.0003019700	0.5784680597
11.8000	0.0000072746	0.0000433160	0.1679425616
12.4553	0.0000000000	0.0000044032	0.0000000000

Tabela 6.35 - Pontos usados no ajuste do polinômio para a variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$.

$\log k_1$ - variável X_8	$\frac{\log k_2}{\log k_1}$
10.0540	1.2025
11.1455	1.2480
11.8000	1.2712
12.4553	1.2920

Os polinômios ajustados para essas duas variáveis podem ser visualizados na Figura 6.42 para a relação dos danos e na Figura 6.43 para a relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$.

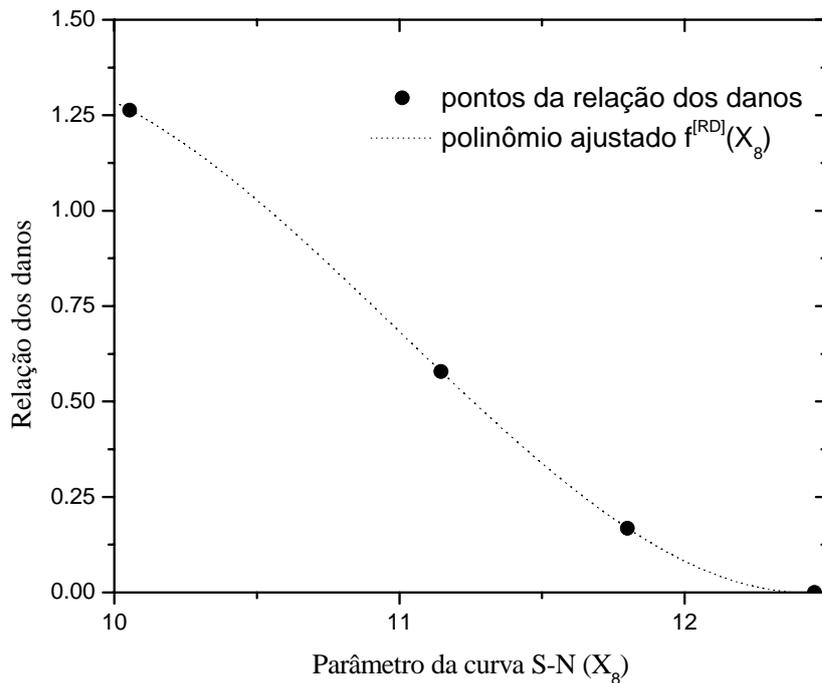


Figura 6.42 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação dos danos. .

$$f^{[RD]}(X_8) = 0.117828711039(X_8)^3 - 3.888018070931(X_8)^2 + 42.045408620437(X_8) - 148.19658571902$$

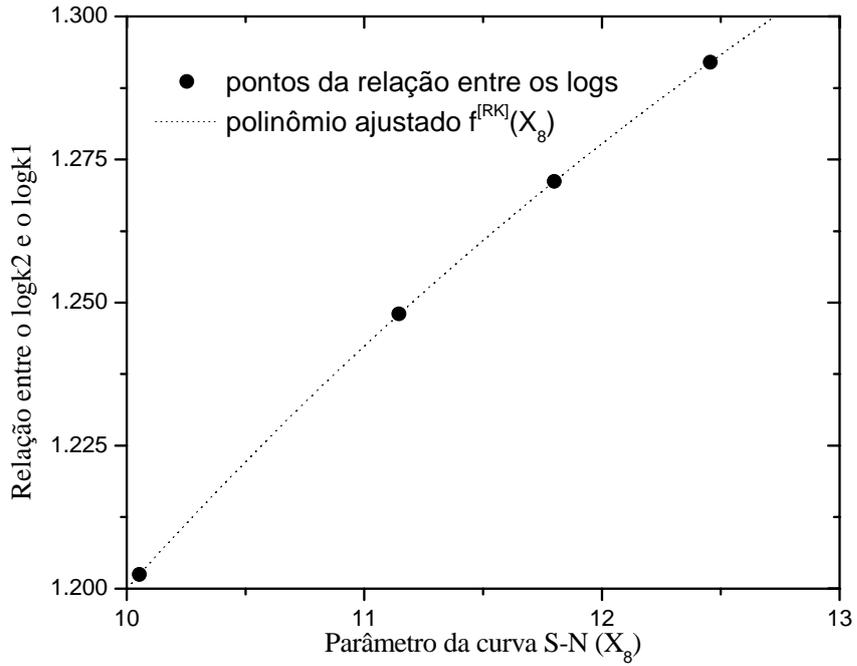


Figura 6.43 - Polinômio ajustado para a variável relativa à variação da relação entre o $\log k_2$ e $\log k_1$.
 $f^{[RK]}(X_8) = 2.833311053466 \times 10^{-4} (X_8)^3 - 0.01287913933 (X_8)^2 + 0.219091925514 (X_8) + 0.013671007286$

As funções de falha no caso de se considerar no projeto uma curva S-N bi-linear proposta nesta dissertação são expressas da seguinte forma:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \frac{1}{(FS)(f^{[RD]}(X_8)+1)} \left\{ f^{[RD]}(X_8) f^{[1]}(X_2) f^{[1]}(X_3) (X_4)^{m_1} (X_5)^{m_1} X_6 X_7 \frac{10^{11.80}}{10^{X_8}} f^{[1]}(X_9) X_{10} f^{[1]}(X_{11}) + f^{[2]}(X_2) f^{[2]}(X_3) (X_4)^{m_2} (X_5)^{m_2} X_6 X_7 \frac{10^{15.00}}{10^{X_8 f^{[RK]}(X_8)}} f^{[2]}(X_9) X_{10} f^{[2]}(X_{11}) \right\} \quad (6.11)$$

$$\begin{aligned}
G_2(\mathbf{X}) = X_1 - & \\
& \left\{ f^{[RD]}(X_8) f^{[1]}(X_2) f^{[1]}(X_3) (X_4)^{m1} (X_5)^{m1} X_6 X_7 \frac{10^{11.80}}{10^{x_8}} f^{[1]}(X_9) X_{10} f^{[1]}(X_{11}) + \right. \\
& \left. f^{[2]}(X_2) f^{[2]}(X_3) (X_4)^{m2} (X_5)^{m2} X_6 X_7 \frac{10^{15.00}}{10^{x_8 f^{[RK]}(x_8)}} f^{[2]}(X_9) X_{10} f^{[2]}(X_{11}) \right\} \quad (6.12) \\
& \frac{1}{(FS) (f^{[RD]}(X_8) + 1)} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right)
\end{aligned}$$

onde $m1$ é igual a 3 e $m2$ igual a 5.

Adotando um tempo total de operação (T_{oper}) igual a 20 anos, os fatores de segurança encontrados para as diferentes probabilidades de falha anual (pf) no último ano de operação utilizando os diversos métodos de confiabilidade apresentados nesta dissertação podem ser visualizados na Tabela 6.36.

Tabela 6.36 - Fatores de segurança referente a um tempo de operação de 20 anos.

Fator de segurança (FS) para $T_{OPER} = 20$ anos					
pf anual	FORM	BREITUNG	TVEDT	ZHAO & ONO	MONTE CARLO
10^{-3}	1.19	1.19	1.19	1.19	1.25
10^{-4}	2.92	2.94	2.94	2.92	3.00
10^{-5}	5.89	5.93	5.93	5.88	6.07

Um resultado obtido pelo método FORM e de grande relevância numa análise de confiabilidade é o grau de importância das variáveis. A Tabela 6.37 apresenta o fator de importância das variáveis para o caso onde a probabilidade anual no último ano de operação de 10^{-5} .

Tabela 6.37 - Fator de Importância das variáveis envolvidas para uma curva S-N bi-linear.

Variáveis	Descrição	Fator de Importância (%)
X_1	Regra de Miner	7.468
X_2	Coeficiente de arrasto (Cd)	9.027
X_3	Offset estático	2.433
X_4	Carregamento tridimensional	16.718
X_5	Descrição do meio-ambiente	4.241
X_6	Incerteza Análise Global	0.213
X_7	Incerteza Análise Local	2.021
X_8	Curva S-N classe F	48.872
X_9	Rigidez do Solo	0.000
X_{10}	Modelo da interação Solo-riser	3.399
X_{11}	Incerteza RAO do flutuante	5.608
		100.000

Pode se perceber através do fator de importância das variáveis apresentadas na Tabela 6.37 que as duas variáveis com maior grau de importância são o carregamento tridimensional e a curva S-N, somando aproximadamente 65%.

Uma maneira de verificar a metodologia proposta para uma curva S-N bi-linear foi comparar os resultados obtidos pela mesma (denominada nesta dissertação de METODOLOGIA 2) com a metodologia onde se ajustariam polinômios para as variáveis denominadas de Carregamento tridimensional, Descrição do meio-ambiente e Curva S-N (denominada de METODOLOGIA 1), onde as funções de falha para este caso seriam dadas por:

$$G_1(\mathbf{X}) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2)f(X_3)f(X_4)f(X_5)X_6X_7f(X_8)f(X_9)X_{10}f(X_{11}) \quad (6.13)$$

$$G_2(\mathbf{X}) = X_1 - \left\{ \frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right\} f(X_2)f(X_3)f(X_4)f(X_5)X_6X_7f(X_8)f(X_9)X_{10}f(X_{11}) \quad (6.14)$$

A comparação entre as duas metodologias é apresentada na Tabela 6.38 para uma probabilidade alvo de 10^{-3} , na Tabela 6.39 para 10^{-4} e na Tabela 6.40 para 10^{-5} ., considerando a solução obtida pelo FORM. Através destas Tabelas observa-se que os resultados são equivalentes e a implementação para a curva S-N bi-linear é então considerada satisfatória.

Tabela 6.38 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-3} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-3}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	2.01	2.01	0.00
10	1.59	1.58	-0.63
15	1.35	1.35	0.00
20	1.20	1.19	-0.83
25	1.08	1.07	-0.93
50	0.76	0.75	-1.32

Tabela 6.39 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-4} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-4}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	4.27	4.29	0.47
10	3.59	3.60	0.28
15	3.19	3.20	0.31
20	2.92	2.92	0.00
25	2.72	2.72	0.00
50	2.13	2.13	0.00

Tabela 6.40 - Comparação entre as duas metodologias para uma probabilidade alvo de 10^{-5} .

T_{oper} (anos)	FS - pf anual 10^{-5}		
	Metodologia 1	Metodologia 2	Diferença (%)
5	7.93	8.02	1.13
10	6.91	6.97	0.87
15	6.28	6.33	0.80
20	5.85	5.89	0.68
25	5.52	5.55	0.54
50	4.56	4.58	0.44

7. Conclusões e Sugestões

No presente trabalho foi investigado um procedimento para um critério de projeto à fadiga de risers flexíveis baseado em confiabilidade estrutural. Este procedimento foi inicialmente proposto por LEIRA *et al.* (2005a) e baseia-se no cálculo de um fator de segurança que garante uma determinada probabilidade de falha anual alvo no último ano de operação. Além disso, foram implementadas em linguagem FORTRAN metodologias disponíveis na literatura para a solução de problemas de confiabilidade estrutural.

Verificou-se a possibilidade de se estabelecer um critério de projeto à fadiga quando se leva em consideração as incertezas nas variáveis que fazem parte do cálculo da vida útil da estrutura. Essa possibilidade é expressa através de funções de falha que representam o acúmulo do dano à fadiga ao longo dos anos de operação do duto flexível. E, portanto, resolvendo essas funções de falha para uma determinada probabilidade de falha no último ano de operação chega-se a um valor de fator de segurança que garante esse nível de confiança a estrutura. A metodologia investigada considerava apenas a curva S-N com um só tramo. Para a consideração de uma curva S-N bi-linear foi proposta nesta dissertação uma metodologia que leva em consideração os dois tramos da curva S-N. Desta forma, de maneira a exemplificar a metodologia investigada, bem como as propostas realizadas nesta dissertação, foram analisados dois exemplos de dutos flexíveis em configuração de catenária livre.

No primeiro exemplo utilizou-se no cálculo do dano uma curva S-N linear e outra bi-linear. Para a curva S-N linear foram determinados os fatores de segurança para diversos períodos de operação do risers e três probabilidades de falha anual no último

ano de operação, ou seja, 10^{-3} , 10^{-4} e 10^{-5} . Os fatores de segurança obtidos são maiores para uma probabilidade de falha de 10^{-5} , uma vez que o nível de confiança exigido para a estrutura no último ano de operação é maior. Agora, com relação aos fatores de segurança obtidos quando considerada uma curva S-N bi-linear utilizando a metodologia proposta nesta dissertação, pode-se concluir que os resultados se mostraram bastantes satisfatórios quando comparado com a metodologia proposta na literatura.

Ainda no primeiro exemplo foi feita uma comparação, tanto para a curva S-N linear quanto para a bi-linear, desses fatores de segurança obtidos através da metodologia investigada neste trabalho com um fator de segurança de 10, normalmente utilizado nos projetos de risers. É importante ressaltar que apesar de o nome dado para ambos ser o mesmo, ou seja, fator de segurança, a interpretação é distinta, uma vez que o fator apresentado nesta dissertação é estabelecido através de uma análise de confiabilidade estrutural e está dependente de quais variáveis randômicas serão consideradas, e ainda, de como elas são estatisticamente representadas e da própria resposta do riser considerado.

No exemplo 2 foram determinados os fatores de segurança para as mesmas probabilidades de falha alvo, ou seja, 10^{-3} , 10^{-4} e 10^{-5} para uma curva S-N bi-linear. Através dos resultados encontrados através da metodologia proposta se verificou, para diversos períodos de operação, que os fatores de segurança obtidos são próximos ao encontrados quando se utiliza a metodologia apresentada na literatura.

Pode-se concluir, através dos exemplos analisados, que os resultados encontrados para os fatores de segurança utilizando os diversos métodos de confiabilidade estrutural (FORM, SORM e simulação Monte Carlo) são bem próximos.

Isso se torna uma vantagem, uma vez que os métodos FORM e SORM apresentam um custo computacional menor.

Observa-se que nesta dissertação foram consideradas variáveis aleatórias e seus respectivos parâmetros provenientes de normas (DNV-RP-F204,2005) e outras fontes de literatura relacionadas ao tema (LEIRA, *et al.*,2005a , Almar-Naess, 1999). Esses parâmetros, bem como a definição destas variáveis podem ser determinantes numa análise de confiabilidade. Desta forma, sugere-se na continuidade deste trabalho a realização de estudos que busquem determinar os parâmetros estatísticos das variáveis envolvidas, onde uma das maneiras seriam através de dados experimentais e/ou medições em campo. Assim, uma maior compreensão pode ser dada a cada variável e um maior grau de confiança se terá na utilização desses parâmetros em projetos de dutos flexíveis. Uma forma de focar o estudo é utilizar o fator de importância das variáveis. Outra sugestão de trabalhos futuros é a aplicação de uma metodologia baseada em confiabilidade para outras situações de projeto, por exemplo, na verificação da seção de um duto flexível numa situação extrema de carregamento.

Além disto, pode-se também tentar, através de um procedimento de calibração, obter valores de coeficientes de segurança tanto para fadiga quanto para carga extrema que garantam uma confiabilidade a estrutura sem a necessidade de se realizar uma análise de confiabilidade estrutural.

8. Referências

- ADHIKARI, S., 2004, “Reliability Analysis using Parabolic Failure Surface Approximation”, *Journal of Engineering Mechanics*, v. 130, pp. 1407-1427.
- ALMAR-NAESS, A., *Fatigue Handbook offshore steel structures*, 1999, Norway, Tapir forlag.
- ANADYN, 2000. *Programa para Tratamento Estatístico das Séries Temporais Publicadas pelo Dynasim*, Versão 14.
- ANG, A.H-S, TANG, W.H., 1984, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*, v.2, John Wiley and Sons.
- ANG, A.H-S, TANG, W.H., 2007, *Probability Concepts in Engineering*, v.1, 2 ed, John Wiley and Sons.
- BREITUNG, K., 1984, “Asymptotic approximations for multinormal integrals”, *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, v. 110, pp. 357-366.
- DER KIUREGHIAN, A., DAKESSIAN, T., 1998, “Multiple design points in first and second-order reliability”, *Structural Safety*, v. 20, pp. 37-49.
- DER KIUREGHIAN, A., HAUKAAS, T., FUJIMURA, K., 2006, “Structural Reliability Software at the University of California, Berkeley”, *Structural Safety*, v. 28, pp. 44-67.
- DET NORSKE VERITAS (DNV), 2005, *Recommended Practice DNV-RP-F204 - Riser Fatigue*, Hovik, Norway.
- DET NORSKE VERITAS (DNV), 2005, *Recommended Practice DNV-RP-C203 - Fatigue Design of Offshore Steel Structures*, Hovik, Norway.

- DITLEVSEN, O., 2002, “Stochastic model for joint wave and wind loads on offshore structures”, *Structural Safety*, v. 24, pp. 139-163.
- FALTINSEN, O.M., 1999, *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*, Cambridge University.
- FUCATU, C.H., 1998, *Desenvolvimento de um Simulador Dinâmico para Análise de Navios Amarrados*, Tese de M.Sc., POLI/USP, São Paulo, SP, Brasil.
- HALDAR, A., MAHADEVAN, S., 1995, “First-Order and Second-Order Reliability Methods”, In: SUNDARARAJAN, C., *Probabilistic Structural Mechanics Handbook*, chapter 3, Chapman & Hall.
- HASOFER, A.M., LIND, N.C., 1974, “Exact and invariant second-moment code format”, *Journal of Engineering Mechanics*, v. 100, pp. 111-121.
- HONG, H.P., 1999, “Simple Approximations for Improving Second-Order Reliability Estimates”, *Journal of Engineering Mechanics*, v. 125, pp. 592-595.
- KÖYLÜOĞLU, H.U., NIELSEN, S.R.K., 1994, “New approximations for SORM integrals”, *Structural Safety*, v. 13, pp. 235-246.
- KREYSZIG, E., 2006, *Advanced Engineering Mathematics*, 9 ed. New York, John Wiley & Sons.
- LEIRA, B.J., LARSEN, C.M., STAHL, B., MELING, T.S., BERNTSEN, V., TRIM, A., 2003, “Assessment of Fatigue Safety Factors for Deep-Water Risers in Relation to VIV”, *22th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE37346, Cancun, Mexico, 8-13 June.
- LEIRA, B.J., BAARHOLM, G.S., IGLAND, R.T., FARNES, K.A., PERCY, D., 2005a, “Fatigue Safety Factors for Flexible Risers based on Case Specific Reliability

Analysis”, *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE67432, Halkidiki, Greece, 12-17 June.

LEIRA, B.J., IGLAND, R.T., BAARHOLM, G.S., FARNES, K.A., NEDRELID, K., 2005b, “Assessment of Fatigue Safety Factors for Flexible Risers”, *9th International Conference on Structural Safety and Reliability*, Rome, Italy, 19-23 June

LEIRA, B.J., IGLAND, R.T., PERCY, D., CLEMENTS, R., FARNES, K.A., MARTIN, J., LEMOS, C., NEDRELID, K., 2007a, “A Framework for Reliability-Based Fatigue Safety Factors for Flexible Risers”, *26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE29487, San Diego, USA, 10-14 June.

LEMOS, C.A.D., 2005, *Análise de Fadiga em Risers Flexíveis*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

LIMA, E.C.P., 2006, “Notas de aula da disciplina de Confiabilidade Estrutural”, PEC, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

LIU, P-L., DER KIUREGHIAN, A., 1990, “Optimization algorithms for structural reliability”, *Structural Safety*, v. 9, p. 161-177.

LUENBERGER, D.G., 1986, *Introduction to linear and nonlinear programming*, Addison-Wesley.

MADSEN, H.O., KRENK, S., LIND, N.C., 2006, *Methods of Structural Safety*, New York, Dover Publications.

MELCHERS, R.E., 2002, *Structural Reliability Analysis and Prediction*, 2 ed., John Wiley & Sons.

- MORK, K.J., SODAHL, N., CHEZHIAN, M., 2002, “Enhanced Risk Based Fatigue Criterion”, *Deep Offshore Technology Conference, DOT*, New Orleans, USA, 13-15 November.
- MORTON, K.W., MAYERS, D.F., 2005, *Numerical Solution of Partial Differential Equations*, 2 ed., Cambridge University.
- MOURELLE, M.M., 1993, *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas marítimas*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- NILSSON, L., 2005, *Lifetime Monitoring of Wind Turbines*. Master Thesis, Lund Institute of Technology, Sweden.
- POLAK, E., HE, L., 1991, “A unified steerable phase I-phase II method of feasible directions for semi-infinite optimization. *J Optimiz Theory Appl*, v. 69, pp. 83-107.
- RACKWITZ, R., FIESSLER, B., 1978, “Structural reliability under combined load sequences”, *Computer Structures*, v. 9, pp. 489-494.
- SAAD, Y., 1991, *Numerical Methods for Large Eigenvalue Problems*, Manchester University.
- SAGRILO, L.V.S., 1994, *Análise de Confiabilidade Estrutural utilizando os Métodos Analíticos Form e Sorm*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SAGRILO, L.V.S., 2006, “Notas de aula da disciplina de Confiabilidade Estrutural”, PEC, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, F.J.M., 2005a, *Estatística de Longo Prazo da Resposta aplicada à Análise de Risers Metálicos*, Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- SOUSA, F.J.M., LIMA, E.C.P., SIQUEIRA, M.Q., *et al.*, 2007, *Fadiga de Risers Flexíveis – Evento 2*, LACEO/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, J.R.M., 2005b, *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*, Tese de D.Sc, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- TVEDT, L., 1990, “Distribution of quadratic forms in normal space – application to structural reliability”, *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, v. 116, pp. 1183-1197.
- WAMIT, 1995, “Wave Analysis MIT”, *WAMIT Theory Manual*, MIT.
- WILLEMS, N., EASLEY J.T., ROLFE, S.T., 1983, *Resistência dos materiais*, Brasil, McGraw-Hill.
- ZHANG, Y., DER KIUREGHIAN, A., 1994, “Two improved algorithms for reliability analysis”, In: RACKWITZ, R., AUGUSTI, G., BORRI, A., *Reliability and Optimization of Structural Systems*, pp..297-304.
- ZHAO, Y-G., ONO, T., 1999a, “A general procedure for first/second-order reliability method (FORM/SORM)”, *Structural Safety*, v. 21, pp. 95-112.
- ZHAO, Y-G., ONO, T., 1999b, “New Approximations for SORM: Part 1”, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, v. 125, n. 1, pp. 79-85.

9. Apêndice A: Processo de Gram-Schmidt

O processo de ortogonalização de Gram-Schmidt é usado para a obtenção da matriz de rotação ortogonal \mathbf{R} (equação (4.18)) Essa matriz tem a função de rotacionar os eixos no espaço reduzido na direção do vetor normal \mathbf{a} (equação (4.14)). A matriz \mathbf{R} é ortogonal e, portanto, segue a seguinte propriedade (KREYSZIG, 2006):

$$\mathbf{R}^T = \mathbf{R}^{-1} \quad (\text{A.1})$$

onde $(\cdot)^T$ significa matriz transposta e $(\cdot)^{-1}$ a matriz inversa.

A matriz \mathbf{R} é disposta de n vetores linhas linearmente independentes, i.e., $\mathbf{R} = \{\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2, \dots, \mathbf{r}_n\}$ onde as seguintes propriedades referentes ao produto escalar desses vetores também são válidas (KREYSZIG, 2006, SAAD, 1991):

$$\mathbf{r}_i \cdot \mathbf{r}_j = \begin{cases} 0 & \forall i \neq j \\ 1 & \forall i = j \end{cases} \quad i, j = 1, 2, \dots, n \quad (\text{A.2})$$

Acima são descritas as propriedades pertencentes à matriz de rotação \mathbf{R} . Ela é formada através do processo de ortogonalização de Gram-Schmidt de maneira que sua n -ésima linha seja igual ao vetor \mathbf{a} (equação (4.14)). Dispondo de um conjunto de vetores linearmente independentes $\mathbf{X} = \{\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2, \dots, \mathbf{x}_n\}$, onde o vetor \mathbf{x}_n equivale ao vetor \mathbf{a} e o restante dos vetores é inicialmente dado pelas bases canônicas em \mathbb{R}^{n-1} , formando dessa maneira a matriz \mathbf{X} dada por:

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \alpha_1 & \alpha_2 & \alpha_3 & \cdots & \alpha_n \end{pmatrix} \quad (\text{A.3})$$

Primeiramente normaliza-se o vetor \mathbf{x}_n para obter $\mathbf{r}_n = \frac{\mathbf{x}_n}{\|\mathbf{x}_n\|}$, ou seja, o primeiro vetor da matriz de rotação \mathbf{R} . Porém sabe-se de antemão que esse vetor $\mathbf{x}_n = \mathbf{a}$ já está normalizado, portanto essa primeira operação não se faz necessária. Em seguida \mathbf{x}_{n-1} é ortogonalizado em função do vetor \mathbf{r}_n , da seguinte maneira:

$$\mathbf{x}_{n-1} = \mathbf{x}_{n-1} - (\mathbf{x}_{n-1} \square \mathbf{r}_n) \mathbf{r}_n \quad (\text{A.4})$$

A obtenção do próximo vetor da matriz de rotação \mathbf{R} , i.e., \mathbf{r}_{n-1} é dado por:

$$\mathbf{r}_{n-1} = \frac{\mathbf{x}_{n-1}}{\|\mathbf{x}_{n-1}\|} \quad (\text{A.5})$$

Segue-se então realizando todos esses passos, ou seja, ortogonalizando os vetores em função de todos os vetores anteriores já ortogonalizados. Assim se determina a matriz \mathbf{R} . Um algoritmo para todas essas operações é dado por (SAAD, 1991):

1° PASSO) Fazer $p_{nn} = \|\mathbf{x}_n\| = \|\mathbf{a}\| = 1$, $\mathbf{r}_n = \frac{\mathbf{x}_n}{p_{nn}} = \mathbf{a}$

2° PASSO) Fazer no seguinte Loop: $k = n-1, n-2, \dots, 1$

(a) fazer $p_{jk} = \mathbf{x}_k \square \mathbf{r}_j$ para o seguinte Loop: $j = k+1, \dots, n$

(b) fazer $\hat{\mathbf{r}} = \mathbf{x}_k - \sum_{j=k+1}^n (p_{jk} \mathbf{r}_j)$

(c) fazer $p_{kk} = \|\hat{\mathbf{r}}\|$

(d) fazer $\mathbf{r}_k = \frac{\hat{\mathbf{r}}}{p_{kk}}$

Existe ainda o algoritmo de Gram-Schmidt Modificado apresentado também em SAAD (1991).

10. Apêndice B: Distribuição de probabilidade conjunta bi-lognormal

A distribuição densidade de probabilidade conjunta bi-lognormal entre os parâmetros H_s e T_z é dada por:

$$f_s(s) = f_{H_s}(h_s) f_{T_z/H_s}(t_z / h_s) \quad (\text{B.1})$$

onde

$$f_{H_s}(h_s) = \frac{1}{h_s \xi_{H_s} \sqrt{2\pi}} e^{\left(-0.5 \left(\frac{\ln(h_s) - \lambda_{H_s}}{\xi_{H_s}}\right)^2\right)} \quad (\text{B.2})$$

$$f_{T_z/H_s}(t_z / h_s) = \frac{1}{t_z \xi_{T_z}(h_s) \sqrt{2\pi}} e^{\left(-0.5 \left(\frac{\ln(t_z) - \lambda_{T_z}(h_s)}{\xi_{T_z}(h_s)}\right)^2\right)}$$

sendo $\lambda_{T_z}(h_s) = \lambda_T + \rho \frac{\xi_T}{\xi_{H_s}} (\ln(h_s) - \lambda_{H_s})$, $\xi_{T_z}(h_s) = \xi_T \sqrt{1 - \rho^2}$, $\lambda_{H_s} = 0.603204$,

$\xi_{H_s} = 0.329771$, $\lambda_T = 1.829504$, $\xi_T = 0.152627$ e $\rho = 0.90$.

A Figura 10.1 ilustra a função densidade de probabilidade conjunta bi-lognormal dos parâmetros H_s e T_z .

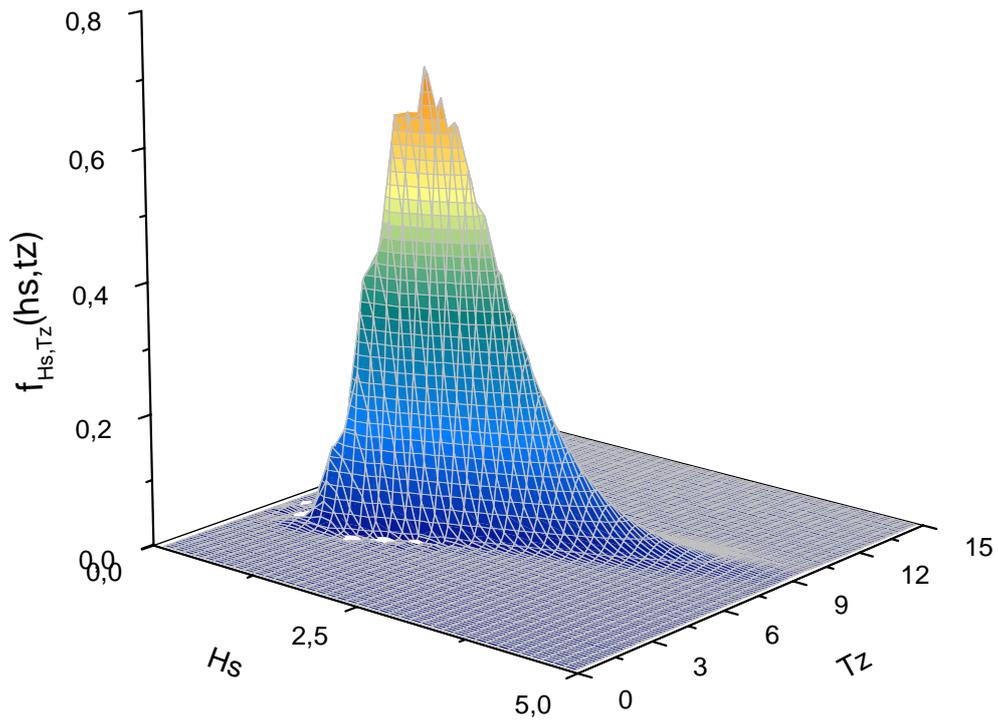


Figura 10.1 - Função densidade de probabilidade conjunta dos parâmetros H_s e T_z .

A geração dos 11 estados de mar e suas respectivas frequências de ocorrência foi feita da seguinte maneira:

- (i) Primeiramente arbitrou-se 11 alturas significativas de onda H_s , ou seja,

Tabela 10.1 - Alturas significativas de onda arbitradas.

i	H_{s_i} (m)
1	0.25
2	0.75
3	1.25
4	1.75
5	2.25
6	2.75
7	3.25
8	3.75
9	4.25
10	4.75
11	5.25

(ii) A frequência de ocorrência relacionada a cada estado de mar é calculada da seguinte forma:

$$p_i = \int_{H_{S_i}-0.25}^{H_{S_i}+0.25} \int_0^{\infty} f_s(s) dT_z dH_s \quad i = 1, 2, \dots, 11 \quad (\text{B.3})$$

(iii) A obtenção do período de cruzamento zero T_z foi feita tomando-se aproximadamente o valor mais provável da distribuição $f_{T_z/H_s}(t_z/h_s)$ para cada valor individual de H_{S_i} .

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)