

PLANEJAMENTO BASEADO EM RISCO DE INSPEÇÕES À FADIGA  
EM UNIDADES ESTACIONÁRIAS DE PRODUÇÃO

José Marcelo Machado

TESE 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. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

---

Dr. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

---

Dr. Marcos Queija de Siqueira, D.Sc.

---

Dr. Paulo Maurício Videiro, Ph. D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2002

MACHADO, JOSÉ MARCELO

Planejamento baseado em risco de inspeções à fadiga em unidades estacionárias de produção [Rio de Janeiro, 2002 ]

*XI*, 137 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 2002)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE.

1. Inspeção Baseada em Risco (IBR).
2. Confiabilidade Estrutural.
3. Estruturas Offshore
4. Fadiga
5. Mecânica da Fratura
6. Unidades Estacionárias de Produção

I. COPPE/UFRJ      II. Título  
(Série)

À minha esposa Luciana e ao meu filho Pedro Henrique  
Aos meus Pais José Maria e Dulce Maria  
Ao meu irmão João Marcos  
À minha família e amigos

## **AGRADECIMENTOS**

À Deus.

Aos professores Gilberto, Sagrilo e Edison pela orientação e pelo incentivo.

À minha esposa e filho pelo apoio e ao incentivo.

Ao Corpo Docente e aos funcionários da COPPE e a todos os amigos que contribuíram para que este trabalho fosse realizado.

Ao Bureau Veritas do Brasil pelo apoio, em especial aos Engenheiros Márcio de Araújo Pereira, Gerente de Novas construções e Luiz Francisco Duarte Correia, responsável pelo Rio de Janeiro Plan Office (RPO) e ao consultor do Bureau Veritas Professor Michael Havbro Faber (ETHZ-Zurich) pelo apoio e sugestões durante o desenvolvimento do trabalho.

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

PLANEJAMENTO BASEADO EM RISCO DE INSPEÇÕES À FADIGA  
EM UNIDADES ESTACIONÁRIAS DE PRODUÇÃO

José Marcelo Machado

Abril/2002

Orientadores: Edison Castro Prates de Lima  
Gilberto Bruno Ellwanger

Programa: Engenharia Civil

Os sistemas de engenharia são projetados para garantir uma operação economicamente satisfatória durante a sua vida prevista de serviço de acordo com requerimentos e critérios de aceitabilidade definidos pelo Operador, Autoridade Marítima e Sociedade Classificadora. Tais critérios de aceitabilidade estão tipicamente relacionados ao risco ao pessoal e risco ao meio ambiente, bem como ao risco financeiro.

Os processos de degradação estrutural, tais como trincas devidas à fadiga, irão sempre estar presentes ao longo da operação com intensidade dependendo das medidas adotadas durante a etapa de projeto e durante a operação, em termos de desgaste permissível e medidas de proteção, possivelmente reduzindo a performance do sistema abaixo do limite mínimo aceitável. Na prática, programas de inspeções são utilizados para avaliação da evolução do processo de degradação em questão.

Este trabalho possui por objetivo apresentar as etapas necessárias para a definição de um programa de inspeções genérico baseado em risco para uma região da estrutura do casco de uma unidade FPSO, sob o aspecto da degradação estrutural por fadiga. Os demais modos de degradação estrutural, tais como corrosão, não serão considerados neste trabalho.

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

RISK BASED PLANNING OF INSPECTIONS FOR FATIGUE  
AT STATIONARY PRODUCTION UNITS

José Marcelo Machado

April/2002

Advisors: Edison Castro Prates de Lima  
Gilberto Bruno Ellwanger

Department: Civil Engineering

Engineering systems are designed to ensure an economical operation throughout the anticipated service life in compliance with given requirements and acceptance criteria defined by the Operator, Maritime Authority and Classification Society. Such acceptance criteria are typically related to the safety of personnel and risk to environment, as well as to the financial risk.

Deterioration processes such as fatigue crack will always be present along operation to some degree and depending on the adapted philosophy during design phase and during operation, in terms of degradation allowance and protective measures, possibly reducing the performance of the system beyond the minimum acceptable limit. In practice, inspections plans are used to evaluate the evolution of the degradation processes in concern.

The aim of this work is present the necessary steps for definition of a generic risk based inspection plan for a region of the hull structure of a FPSO unit, in respect to fatigue structural degradation. The other structural degradation modes, such as corrosion, will not be considered in this work.

# ÍNDICE

	PÁG.
<b>CÁPITULO 1 – INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO DO TRABALHO .....</b>	<b>1</b>
1.1. Introdução .....	1
1.2. Motivação do trabalho .....	3
<b>CAPÍTULO 2 - CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS DAS UNIDADES TIPO F(P)SO SOB O ASPECTO DA ESTRUTURA DO CASCO .....</b>	<b>5</b>
2.1. Histórico .....	5
2.2. Características operacionais .....	12
2.3. Requisitos de projeto .....	15
2.4. Tipos de arranjo estrutural da região de carga .....	17
2.5. Componentes estruturais da região de carga .....	19
<b>CAPÍTULO 3 - PLANEJAMENTO BASEADO EM RISCO DE INSPEÇÕES À FADIGA 21</b>	
3.1. Objetivos .....	21
3.2. Requisitos .....	23
3.2.1. Requisitos dos Operadores .....	23
3.2.2. Requisitos das Autoridades Nacionais e de Bandeira .....	24
3.2.3. Requisitos das Sociedades Classificadoras e IACS .....	26
3.3. Classificação das Regiões de unidades tipo F(P)SO em função do risco .....	29
3.3.1. Objetivo .....	29
3.3.2. Subdivisão das regiões .....	30
3.3.3. Classificação da região <i>Casco</i> em função das conseqüências de falha .....	32

3.3.4. Classificação da região <i>Casco</i> em função da probabilidade de falha .....	34
3.3.5. Matriz de risco .....	34
<b>3.4. Estimativa dos custos do programa de inspeção</b> .....	<b>37</b>
3.4.1. Metodologia .....	37
3.4.2. Definição da árvore de decisões .....	37
3.4.3. Determinação dos custos associados à mobilização e desmobilização, inspeções, reparo e falha .....	38
3.4.4. Estimativa dos custos totais do programa de inspeção .....	40
<u>CAPÍTULO 4 - Definição do Programa de Inspeções à Fadiga</u> .....	<u>41</u>
<b>4.1. Metodologia</b> .....	<b>41</b>
<b>4.2. Descrição do fenômeno</b> .....	<b>43</b>
<b>4.3. Dano por fadiga na estrutura do casco</b> .....	<b>45</b>
4.3.1. Determinação da distribuição das amplitudes duplas de tensão através de análise espectral .....	46
4.3.2. Determinação da distribuição das amplitudes duplas de tensão através de formulações de regra .....	47
4.3.3. Classificação dos níveis de tensão em função do ponto de cálculo .....	48
4.3.4. Áreas críticas da estrutura do casco para degradação por fadiga .....	49
<b>4.4. Modelos para avaliação da falha por fadiga</b> .....	<b>51</b>
4.4.1. Modelo baseado nas Curvas S-N .....	51
4.4.2. Modelo baseado na Mecânica da Fratura .....	57
<b>4.5. Análise de confiabilidade</b> .....	<b>60</b>
4.5.1. Modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N .....	60

4.5.2. Modelo de confiabilidade baseado na Mecânica da Fratura.....	
.....	62
<b>4.6. Métodos de inspeção .....</b>	<b>64</b>
<b>4.7. Probabilidade de falha ao longo do tempo em função dos</b>	
<b>resultados de inspeções .....</b>	<b>67</b>
<b>4.8. Probabilidade de realizar-se reparo em função dos resultados de inspeções</b>	
.....	69
<b>4.9. Definição de programas genéricos de inspeção .....</b>	<b>70</b>
4.9.1. Método do intervalo constante entre inspeções .....	70
4.9.2. Método da probabilidade máxima de falha constante.....	71
<b>CAPÍTULO 5 - ANÁLISE DE UM CASO .....</b>	<b>72</b>
<b>5.1. Descrição das análises realizadas .....</b>	<b>72</b>
<b>5.2. Descrição da região avaliada .....</b>	<b>74</b>
<b>5.3. Descrição dos modelos de confiabilidade adotados.....</b>	<b>75</b>
5.3.1. Cálculo da distribuição das amplitudes duplas de tensão .....	
.....	76
<b>5.4. Avaliação da confiabilidade através do modelo baseado nas Curvas S-N.....</b>	<b>80</b>
5.4.1. Modelo de confiabilidade .....	80
5.4.2. Cálculo do índice de confiabilidade.....	82
<b>5.5. Avaliação da confiabilidade através do modelo de Mecânica da Fratura.....</b>	<b>84</b>
5.5.1. Modelo de confiabilidade .....	84
5.5.2. Cálculo do índice de confiabilidade.....	86
<b>5.6. Definição do método de inspeção .....</b>	<b>89</b>
5.6.1. Método de inspeção.....	89
<b>5.7. Definição dos programas genéricos de inspeção .....</b>	<b>90</b>
5.7.1. Programa genérico de inspeções baseado em intervalo constante entre	
inspeções.....	90

5.7.2. Programa genérico de inspeções baseado em valores de probabilidade de falha máxima constante.....	92
<b>5.8. Definição dos custos do programa de inspeção.....</b>	<b>95</b>
5.8.1. Estimativa dos custos da falha, reparo e inspeção.....	95
5.8.2. Custo da inspeção.....	96
5.8.3. Custo do reparo.....	97
5.8.4. Custo da falha.....	99
5.8.5. Custo total do programa de inspeções.....	102
<b>CAPÍTULO 6 – CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>104</b>
<b>6.1. Análise dos resultados obtidos para o exemplo considerado.....</b>	<b>104</b>
<b>6.2. Análise da metodologia de cálculo adotada para a determinação da probabilidade de falha de sistemas.....</b>	<b>106</b>
<b>6.3. Possibilidades para redução dos custos totais dos programas de inspeção à fadiga.....</b>	<b>107</b>
6.3.1. Unidades construídas.....	107
6.3.2. Unidades convertidas.....	109
6.3.3. Programas de inspeção governados pelo custo da falha.....	109
6.3.4. Programas de inspeção governados pelo custo do reparo.....	110
6.3.5. Programas de inspeção governados pelo custo das inspeções.....	110
<b>6.4. Propostas para trabalhos futuros.....</b>	<b>112</b>
6.4.1. Análise de confiabilidade à fadiga de sistemas.....	112
6.4.2. Outros modos de degradação estrutural.....	112
6.4.3. Gerenciamento das informações do programa de inspeções baseado em risco.....	113

6.4.4. Avaliação de modelos de confiabilidade baseados na Mecânica da Fratura para crescimento de trinca bidimensional.....	113
---	-----

<b>CAPÍTULO 7 – BIBLIOGRAFIA</b> .....	115
--	-----

## **APÊNDICES**

### **APÊNDICE A**

Métodos de Confiabilidade FORM e MONTE CARLO

# *CAPÍTULO 1*

## *INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO DO TRABALHO*

### **1.1. Introdução**

Os sistemas de engenharia são projetados para garantir uma operação economicamente satisfatória durante a sua vida prevista de serviço de acordo com critérios pré-determinados de aceitabilidade. Estes critérios de aceitabilidade estão normalmente associados ao risco ao pessoal, meio ambiente e financeiro.

Os processos de degradação estrutural, tais como corrosão e fadiga, irão sempre estar presentes ao longo da operação do sistema, com intensidade dependendo das medidas adotadas durante a etapa de projeto e operação da unidade, podendo vir a reduzir a performance de um componente ou do sistema como um todo abaixo do limite inferior de aceitabilidade.

Para garantir as características de um sistema estrutural ao longo do tempo em serviço, é necessário controlar e avaliar o desenvolvimento dos processos de degradação e, quando necessário, realizar medidas corretivas. Na prática são empregados programas periódicos de inspeções dos sistemas para acompanhamento da evolução dos processos de degradação.

No caso de unidades de produção tipo FPSO (Floating Production storage and offloading) ou FSO (Floating Storage Offloading), o programa de inspeções da estrutura do casco é de grande importância para a operação da unidade. A realização de inspeções periódicas do casco de unidades tipo F(P)SO exige uma preparação prévia do tanque a ser inspecionado (limpeza do tanque), restringindo por um dado intervalo de tempo a capacidade total de armazenamento e/ou produção da unidade. Adicionalmente, caso uma grande avaria seja encontrada como resultado de uma inspeção, os procedimentos associados ao possível reparo e às inspeções adicionais podem prejudicar a operação da unidade e conseqüentemente aumentar os custos associados.

O programa de inspeções atualmente adotado para avaliação da estrutura do casco de unidades de produção tipo F(P)SO é baseado em inspeções periódicas

pré- definidas com intervalo e escopo mínimo baseados em regras prescritas para navios tanques convencionais. Estes programas de inspeções visam avaliar a evolução dos processos de degradação ao longo do tempo em serviço, bem como as condições globais da estrutura, identificando outros possíveis tipos de avarias na estrutura do casco tais como colisão, queda de objetos, etc. Estes outros modos de avaria também podem reduzir a performance de um componente estrutural ou do sistema como um todo abaixo do limite inferior de aceitabilidade.

O programa de inspeções para a estrutura do casco de um F(P)SOs pode ser definido considerando-se um equilíbrio entre o escopo do programa de inspeções (onde, como e quando inspecionar-se) e o custo total final do programa de inspeções incluindo: custos de mobilização/desmobilização (custo para preparação dos tanques para realização das inspeções), custos associados à inspeção, custos de possíveis reparos e custos associados à falha do componente.

Diferentes programas de inspeções com diferentes métodos de inspeção e riscos máximos associados irão gerar diferentes efeitos na avaliação do custo total final do programa de inspeções. O planejamento baseado em risco de inspeções permite otimizar os esforços de inspeção, possibilitar a utilização dos resultados das inspeções para redução das incertezas associadas e identificar avarias devidas à deterioração estrutural por fadiga ou corrosão antes que estas tornem-se críticas para a operação da unidade.

Atualmente existem diversos estudos sendo desenvolvidos para definição e seleção de programas de inspeções baseados em risco para unidades de produção tipo F(P)SO (FABER et al, 2001, KANEGAONKAR et al, 2001, LANDET et al, 2000).

## 1.2. Motivação do trabalho

Este trabalho possui por objetivo apresentar as etapas necessárias do planejamento baseado em risco de inspeções à fadiga em unidades estacionárias de produção, em especial na estrutura do casco de F(P)SOs. Os demais modos de degradação estrutural, tais como corrosão, não serão abordados neste trabalho.

Os requisitos necessários quanto aos critérios dos Operadores, Sociedades Classificadoras e Autoridades Nacionais e de Bandeira serão considerados na definição do programa de inspeções.

A definição dos programas de inspeções será baseada em um modelo de confiabilidade estrutural relativo ao modo de degradação estrutural por fadiga. O modelo de confiabilidade é baseado nas Curvas S-N com uma inclinação e na Mecânica da Fratura com crescimento de trinca unidimensional. Para uma determinada região, neste caso a região da estrutura suporte da planta de processos de um FPSO, o modelo de confiabilidade será criado considerando-se uma vida de resistência ao dano por fadiga de 20 e 40 anos.

Este modelo de confiabilidade pode ser atualizado considerando-se os resultados de inspeções. Será considerado um método de inspeção, representado pela sua probabilidade de detecção.

Para definição do instante para realização das inspeções, serão considerados dois métodos : método do intervalo constante entre inspeções e método da probabilidade de falha constante (probabilidade de falha alvo).

No primeiro método, as inspeções serão realizadas em intervalos constantes, prescritos para a região. A probabilidade de falha será atualizada considerando-se os resultados das inspeções onde não sejam encontradas trincas. A probabilidade da necessidade de realizar-se reparo em caso de uma trinca ser encontrada também será avaliada e considerada no estabelecimento do custo associado ao reparo.

No segundo método, a probabilidade de falha máxima admissível (ou probabilidade de falha alvo) será estabelecida coincidindo com a probabilidade de falha máxima no instante da 1ª inspeção, com data estabelecida no programa prescrito para a região. Esta probabilidade de falha alvo será considerada para estabelecimento do intervalo necessário entre inspeções subsequentes para manutenção da probabilidade de falha abaixo do valor pré-estabelecido.

Os programas de inspeções serão avaliados quanto ao custo total final, incluindo custo da mobilização, inspeção, reparo e custo de uma possível falha do componente considerado.

As premissas e resultados obtidos serão apresentados nos capítulos subsequentes. No Capítulo 2, apresentamos um resumo das características operacionais das unidades tipo F(P)SO sob o aspecto da estrutura do casco. Nos capítulos 3 e 4, apresentamos, respectivamente, os requisitos do programa de inspeções da estrutura do casco e o modelo de confiabilidade estrutural considerado.

No Capítulo 5, apresentamos os programas de inspeções obtidos através do método de intervalo constante entre inspeções e probabilidade de falha constante, descritos acima, para a estrutura suporte da planta de processos de um FPSO.

Apresentamos as conclusões e considerações finais no Capítulo 6 e, no Capítulo 7, as referências bibliográficas consideradas.

No Apêndice A apresentamos uma descrição dos métodos de confiabilidade FORM e Monte Carlo, utilizados na valiação das probabilidades de falha.

## ***CAPÍTULO 2***

### ***CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS DAS UNIDADES TIPO F(P)SO SOB O ASPECTO DA ESTRUTURA DO CASCO***

Este capítulo apresenta as características operacionais das unidades tipo FPSO (Floating, Production, Storage and Offloading) e FSO (Floating Storage and Offloading) sob o aspecto da estrutura do casco com o objetivo de identificar possíveis limitações e restrições para a definição de um programa baseado em risco de inspeções à fadiga da estrutura do casco.

A partir de um breve histórico sobre as unidades offshore e definição de suas características, serão abordadas as características operacionais das unidades tipo F(P)SO e os arranjos estruturais típicos adotados para a estrutura do casco.

#### **2.1. Histórico**

As primeiras descobertas de depósitos de petróleo em regiões marinhas ocorreram na costa da Califórnia nos Estados Unidos no final do século passado, ocasionando a instalação de plataformas oceânicas. As primeiras plataformas instaladas eram construídas em madeira e foram instaladas em águas rasas.

Até o final da Segunda Guerra Mundial essas estruturas tiveram pouco desenvolvimento, sendo instaladas em águas de até 5m de profundidade e a uma pequena distância da costa.

Em 1947, foi introduzido o conceito de Jaqueta. Estas plataformas em aço (Figura 2.1.a), são fabricadas em canteiro e transportadas até o local de produção onde são instaladas. A fixação no fundo do mar é realizada por meio de estacas. Em 1955, instalou-se a primeira plataforma a uma profundidade de 30 metros. Em 1959, concluiu-se a instalação no Golfo do México, em águas de 60 metros de profundidade.

No Brasil, os trabalhos preliminares de levantamento geofísico surgiram em 1959. Segundo publicações oficiais (HERNANDEZ, 1997), programava-se para o início

de 1968 a operação da primeira plataforma de perfuração auto-elevatória construída no Brasil. Em 1973, perfurou-se numa lâmina d'água de 110 metros e surgiram indícios de óleo a quatro mil metros de profundidade. Em 1974, descobriu-se óleo na Bacia de Campos em quantidade comercial: era o primeiro poço do campo de Garoupa. Em 1977, o segundo campo da Bacia de Campos começou a produzir, o campo de Enchova. A partir daí, dezenas de campos foram descobertos, tornando a Bacia de Campos a principal província petrolífera do País. Atualmente, no Brasil, produz-se petróleo em lâminas d'água superiores à 1800m.

As estruturas oceânicas podem ser construídas em aço, concreto ou com uma combinação de ambos. Em lâminas d'água de até cerca de 300 metros, são instaladas plataformas fixas tipo jaqueta (Figura 2.1.a) ou de gravidade (Figura 2.1.b). No caso de águas mais profundas, as plataformas fixas tornam-se inviáveis, surgindo a necessidade de se utilizar plataformas flutuantes tipo semi-submersíveis (Figura 2.1.c), unidades tipo F(P)SO (2.1.d), TLP (2.1.e) e SPAR BUOY (Figura 2.1.f).

Os navios de produção, representados por sistemas do tipo F(P)SO, são constituídos a partir de um navio tanque ou balsa reestruturados para receber uma planta de produção (somente no caso do FPSO) e possibilitar o armazenamento do petróleo em função das necessidades do campo petrolífero.

Desde PETROJAL I, o primeiro navio de produção deste tipo no mundo foi colocado em operação em 1986 no Mar do Norte, diversas unidades foram construídas ou convertidas para operarem com unidades de produção tipo F(P)SO. No Brasil, em 1977, um FSO foi instalado para receber e armazenar óleo em uma lâmina d'água de 116m. O primeiro FPSO na Bacia de Campos começou a operar em 1979, explorando o Campo de Garoupa. Em 1994, este navio foi transferido para exploração inicial do Campo gigante de Barracuda, recebendo um sistema de amarração tipo turet devido ao grande número de linhas de produção (risers) e lâmina d'água de 845m (MASTRANGELO, 2000).

Estes sistemas são principalmente utilizados quando o campo está alocado em regiões onde a instalação de dutos submarinos para condução de óleo até a costa não é conveniente ou economicamente viável. Estes sistemas permitem que o óleo seja processado (somente no caso do FPSO) e armazenado para posteriormente ser escoado para um outro navio, chamado aliviador, que é periodicamente conectado a este para receber e transportar o óleo até os terminais petrolíferos.

Devido à necessidade de grande capacidade de armazenamento, o tipo de navio normalmente utilizado como unidade tipo F(P)SO corresponde aos navios do tipo VLCCs (very large crude carriers) e ULCCs (ultra large crude carriers) com capacidade entre 175,000 e 300,000 e acima de 300,000, respectivamente.

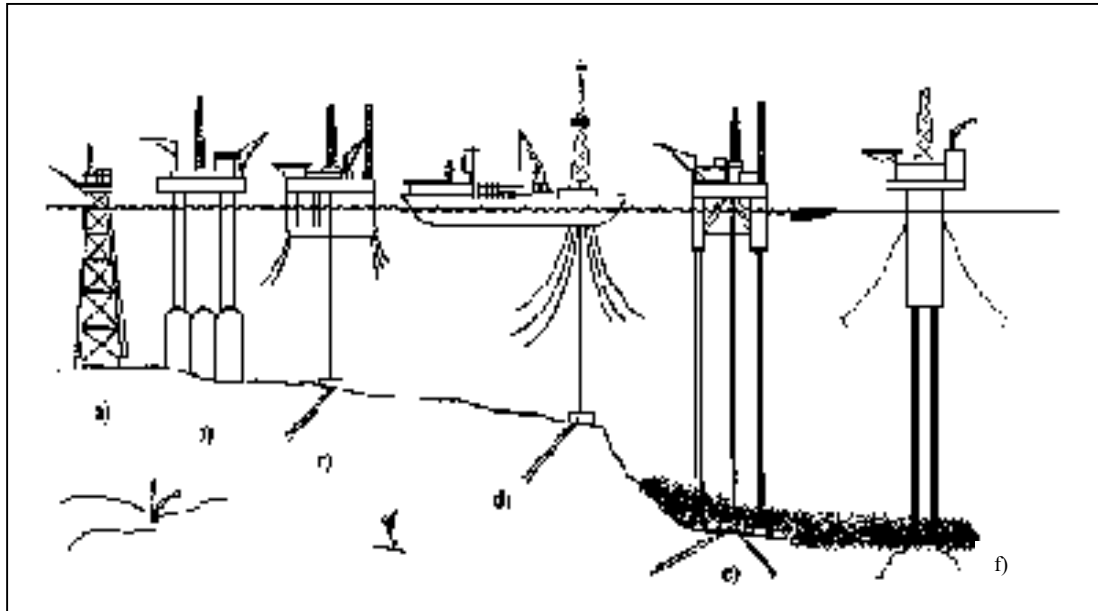


Figura 2.1 - Estruturas Offshore: a) Jaqueta, b) Gravidade, c) Semi-submersível, d) Navio de Produção (FPSO), e) Plataforma de Pernas Atirantadas (TLP), f) Plataforma tipo SPAR BUOY.

De acordo com NETO et al. (2001), a frota de navios tipo FPSO é composta por cerca de 66 navios em operação e 14 em construção ou conversão. A frota de navios tipo FSO é composta por cerca de 77 navios em operação e 3 navios em conversão.

A Figura 2.2 apresenta a distribuição de unidades tipo FPSO por área geográfica. Cerca de 58% das unidades em operação estão localizados no Mar do Norte e Sudeste Asiático.

De acordo com a Figura 2.3, todas as unidades tipo F(P)SO operando no Brasil são unidades convertidas a partir de navios tanques convencionais.

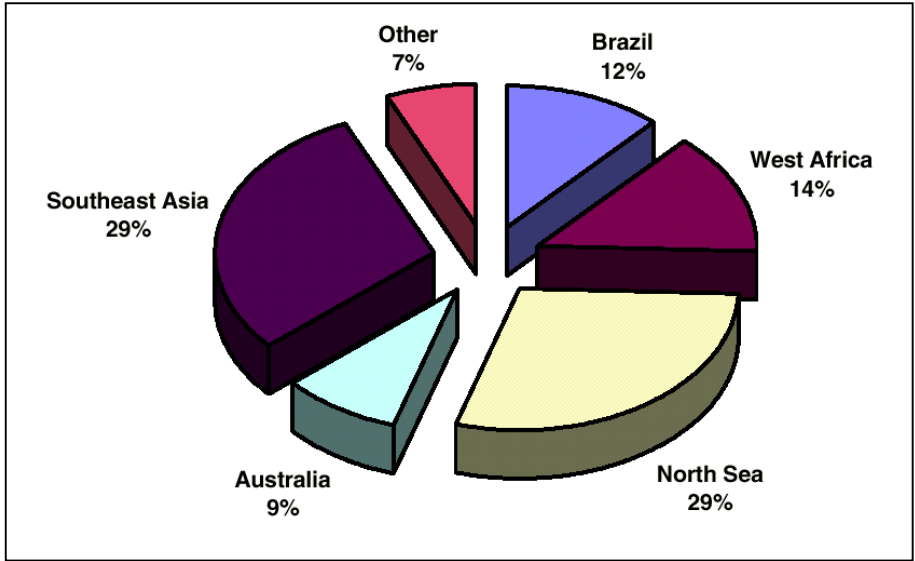


Figura 2.2. - Distribuição de FPSOs por área geográfica

Fonte: NETO et al. (2001)

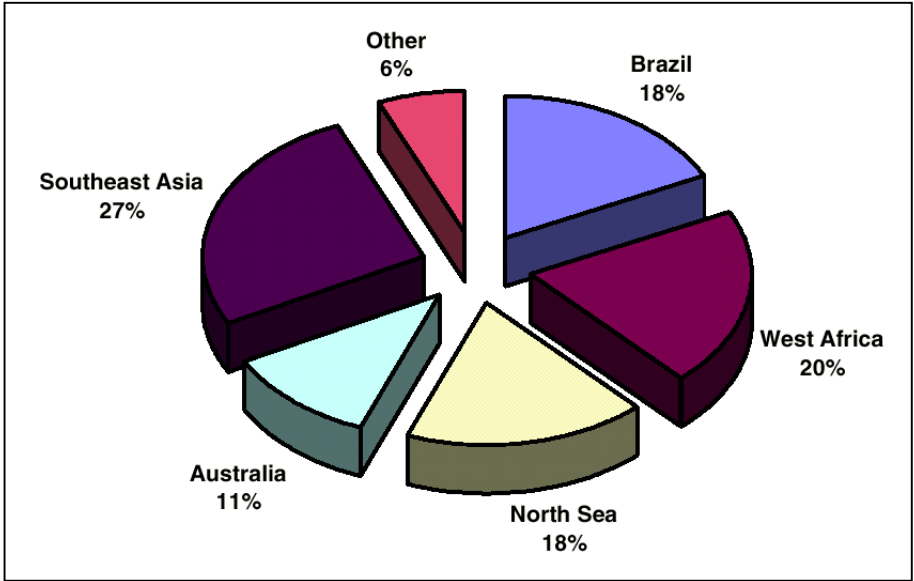


Figura 2.3 - Distribuição de FPSOs convertidos por área geográfica

Fonte: NETO et al (2001)

De acordo com MASTRANGELO (2000), as seguintes unidades encontravam-se em operação no Brasil ou em fase de conversão (no caso das unidades P-43 e P-48) em 2000:

Unidade	Campo	Capacidade (barris/dia)	Início	Sistema de Amarração	Lâmina d'água (metros)	Obs.
FPSO P-34	Barracuda	45.000	Jul/1997	Turret Interno	840	Em operação
FSO P-32	Marlin	***	Ago/1997	Turret Interno	160	Em operação
FPSO P-31	Albacora	100.000	Mai/1998	Turret Interno	330	Em operação
FPSO P-33	Marlin	50.000	Out/1998	Turret Interno	780	Em operação
FPSO P-35	Marlin	100.000	Jul/1999	Turret Interno	850	Em operação
FSO P-47	Roncador	***	Dez/1999	Turret Interno	815	Em operação
FPSO II (*2)	Marlin sul	20.000	Jul/1997	Turret Externo	1215	Em operação
Seillean (*2)	Roncador	20.000	Jan/1999	Posicionamento Dinâmico	1853	Em operação
FPSO P-37	Marlin	150.000	Jun/2000	Turret Interno	905	Em operação
FSO P-38	Marlin Sul	***	Jun/2000	Turret Interno	1020	Em operação
FPSO VI (*2)	Espadarte	100.000	Ago/2000	Turret Interno	950	Em operação
FPSO P-43	Barracuda	200.000	-	Não definido	790	Em fase de conversão fora do Brasil
FPSO P-45	Bijupirá/Salema	60.000	-	Não Definido	670	Em projeto
FPSO P-48	Caratinga	150.000	***	Turret interno	1040	Em fase de conversão no Brasil

\* (2) contratos em base diária

Tabela 2.1 – Unidades tipo FPSO e FSO em operação, conversão e em fase de estudo no Brasil

Fonte: MASTRANGELO (2000)

Atualmente, as seguintes unidades F(P)SO encontram-se em operação, conversão ou em fase de projeto no Brasil :

Unidade	Campo	Capacidade (barris/dia)	Primeiro Óleo	Lâmina d'água (metros)
FPSO P-34	Barracuda	45 000	Set / 1997	840
FPSO P-32	Marlin	-	Jun/1998	160
FPSO P-31	Albacora	100 000	Agosto/1998	330
FPSO P-33	Marlin	50 000	Dezembro/1998	780
FSO Avaré	Marimbá-Leste	-	Dezembro/1998	550
FPSO Seillan	Roncador	20 000	Janeiro/1999	1853
FPSO P-35	Marlin	100 000	Agosto/1999	850
FPSO Espadarte	Espadarte e Marimbá Leste	100 000	Junho/2000	800
FPSO P-37	Marlin	150 000	Julho/2000	905
FSO P-38	Marlin	150 000	Julho/2000	905
FPSO P-43 (Conversão)	Barracuda	150 000	Junho/2003	790
FPSO P-48 (Conversão)	Barracuda	150 000	Agosto/2003	1040
FPSO P-50 (Projeto)	Albacora Leste	150 000	Novembro/2003	1250
FPSO Brasil (Conversão)	Roncador	90 000	Setembro/2002	1360
FPSO P-47 (Conversão)	Marlin	-	-	-

Tabela 2.2 – Unidades tipo F(P)SO em operação, conversão e em fase de projeto no Brasil

O FSO P-47, que estava em roncador (junto com a unidade semi-submersível P-36) está sendo convertido para FPSO P-47 para o campo de Marlin. O FPSO II foi desativado com o início da operação da unidade semi-submersível P-40 e a unidade FSO P-38 em Marlin Sul. O projeto do FPSO P-45 foi encerrado.



A função mais importante de um FPSO é processar o óleo e gás através da planta de processo. A planta de processo normalmente consiste em sistemas de processo, controle e segurança e equipamentos, incluindo sistemas auxiliares, para processamento da mistura óleo e gás importada dos poços de produção ou, em alguns casos, recebida de outras unidades de produção.

A função de importar óleo e gás é realizada pelo sistema de risers, que pode ser composto por risers rígidos e flexíveis e, no caso da utilização de um sistema de amarração tipo turret, um rolamento de várias camadas (multipath swivel).

A função de exportar óleo e gás é realizada preferencialmente por um sistema de risers e por um sistema de descarga (offloading), composto por uma bomba de carga e uma rede de mangotes.

A função de injetar água é feita através de um sistema de risers flexíveis e flowlines.

Para a função de armazenamento de óleo a bordo, vários sistemas são necessários tais como sistema da rede de carga, gás inerte, etc.

Para manter a posição, é necessário um sistema de amarração, do tipo turret ou mesmo um sistema mais complexo de posicionamento dinâmico. As unidades de produção tipo FPSO podem ser permanentemente fundeadas na locação ou possuir um sistema que possibilite a sua desconexão. O último modo é previsto quando é necessário evitar determinadas condições ambientais extremas.

As funções de uma unidade tipo FSO são as mesmas de uma unidade tipo FPSO, exceto pela planta de processos.

Entre as maiores vantagens dos sistemas do tipo F(P)SO, podemos citar:

- grande versatilidade na escolha do tipo do navio a ser usado e facilidade de instalação e relocação;
- integração, dentro de um único sistema, de todas as funções necessárias à produção e processos (somente no caso de FPSO), armazenamento e posterior descarregamento do óleo para um navio aliviador;
- área livre com grandes dimensões, facilitando o arranjo dos equipamentos de produção e utilidades (somente no caso de FPSO);
- simplicidade de construção, com inúmeros estaleiros habilitados em todo o mundo;

- grande disponibilidade de volume de tanques para armazenamento da produção;
- custo de investimento reduzido e curto prazo entre o projeto e o início da produção, principalmente no caso de conversão de navios existentes. No caso de F(P)SOs, o prazo de conversão é definido pelo prazo de aquisição e fabricação dos grandes equipamentos (turbo-geradores, compressores, etc.).

Como principais desvantagens dos sistemas tipo F(P)SO, podemos destacar:

- grande amplitude de movimentos, quando comparado com plataformas semi-submersíveis, no caso de condições ambientais extremas;
- redução periódica da capacidade de armazenamento para realização de inspeções na estrutura do casco;
- risco de grandes vazamentos devidos à grande capacidade de armazenamento de óleo;
- risco de vazamentos durante as operações de transbordo para navios aliviadores e durante o transporte até o terminal de carga.

A dificuldade de intervenção nos poços existe também no caso das unidades semi-submersíveis ou qualquer outro sistema de produção flutuante que utilize poços satélites. Existem propostas de FPDSOs (“D” de “drilling” ou perfuração), que são unidades tipo FPSO com facilidades para penetração e intervenção em poços localizados sob o mesmo.

### 2.3. Requisitos de projeto

Dentre as principais diferenças operacionais entre unidades do tipo F(P)SO e embarcações convencionais, podemos destacar os requisitos de avaliação e manutenção da estrutura do casco ao longo da vida em operação.

No caso das embarcações convencionais, a avaliação e manutenção da estrutura do casco ao longo do tempo em serviço é baseada em docagens periódicas e reclassificação a cada 5 anos (BV, 1998). Os reparos e modificações devidos às avarias causadas pela degradação estrutural por corrosão e fadiga, bem como devidos à sobrecarga, são usuais para as embarcações convencionais e normalmente considerados como parte integrante do procedimento de manutenção do Operador.

No caso de unidades tipo F(P)SO, os seguintes aspectos devem ser considerados (LANDET *et al.*, 2000):

- requisitos de uma vida de serviço (cerca de 20 / 25 anos) com o menor número possível de interrupções na produção para realização de inspeções, manutenção e reparos;
- impossibilidade de realização de docagens periódicas para realização de reparos;
- necessidade de prover acessos seguros para realização de inspeções periódicas durante a operação, a serem instalados em todos os tanques da região de carga, em diferentes níveis (NETO, 2001);
- condições especiais de operação relacionados à operação de carga e descarga de tanques, efeito de sloshing em tanques parcialmente cheios, etc.;
- existência de áreas especiais com pequena experiência operacional como turret, suportes do sistema de ancoragem e suportes de risers;
- aumento dos riscos financeiros e requisitos de segurança devidos à grande capacidade de armazenamento de óleo nos tanques de carga.

É importante que os códigos e regras existentes para navios convencionais não sejam diretamente utilizados para avaliação e manutenção dos sistemas do tipo F(P)SO sem uma análise prévia da aplicabilidade e de um posterior julgamento dos resultados obtidos.

Para avaliação da estrutura do casco de F(P)SO, é sugerido por MILLAR *et al.* (2000) a avaliação dos seguintes tópicos especiais :

- adequação das metodologias atuais para projeto da estrutura do casco, incluindo a avaliação da resistência última e características ambientais específicas da locação onde a unidade irá operar;
- avaliação das conseqüências de explosões devidas ao vazamento de hidrocarbonetos ou incêndios ocasionando explosões nas áreas do turret, praça de bombas, tanques de carga e lastro, espaços de máquinas, etc...;
- análise das conseqüências estruturais devidas às colisões, queda de objetos, etc. em relação à capacidade de absorção da estrutura do casco;
- avaliação das conseqüências estruturais devidas ao embarque de água no convés (green water) e impacto de ondas no fundo (slamming);
- garantia da integridade estrutural prevista ao longo do tempo em serviço, associada à periodicidade de inspeções, escopo e métodos de inspeção empregados;
- no caso de conversões de navios existentes em F(P)SOs, aplicação de critérios para consideração da fadiga devida à vida pregressa do navio e de critérios para definir a troca de chapas com desgaste acima dos valores permissíveis.

As Sociedades Classificadoras têm realizado esforços significativos para produzir regras específicas para sistemas tipo F(P)SO. Contudo, o conhecimento nesta área ainda está em fase de desenvolvimento e refletida em diversos trabalhos publicados e em projetos de pesquisa (JIPs - Joint Industry Projects)(BULTEMA, 2000, FRANÇOIS, 2000).

## 2.4. Tipos de arranjo estrutural da região de carga

As unidades F(P)SO podem ser concebidas através da construção de um novo casco ou através da conversão de uma embarcação existente com grande capacidade de armazenamento.

Existem basicamente 3 tipos de navios utilizados como unidades tipo F(P)SO, classificados em função do arranjo estrutural da seção transversal típica da região de carga (Seção-Mestra):

Navios de casco singelo: existe apenas uma barreira entre a carga e o meio externo. Um par de tanques laterais são normalmente utilizados como lastro;

Navios de casco duplo: existem duas barreiras entre a carga e o meio externo, exceto na região do convés. Os tanques laterais são considerados como tanques de lastro ou espaços vazios (voids);

Navios originalmente construídos para transporte de minério e óleo: A estrutura do fundo na região do tanque central de carga é composta por duas barreiras entre a carga e o meio externo. As demais regiões (costado, fundo dos tanques laterais e convés) possuem apenas uma barreira. A estrutura dos tanques centrais do navio convencional é reforçada a fim de permitir também o transporte de minérios em rotas específicas.

A utilização de navios de casco singelo para os sistemas do tipo F(P)SO é suportada pela utilização de regras e regulamentos existentes para projeto, construção e acompanhamento de navios convencionais. O Regulamento MARPOL (Interpretação do Anexo I, item 4.6.1.) isenta a aplicação do Regulamento 13G do MARPOL, anexo I, referente aos requisitos retroativos para embarcações existentes quanto aos requisitos de casco duplo para unidades flutuantes, a menos que solicitado integralmente ou parcialmente pela autoridade costeira local.

De acordo com NETO *et al.* (2001), cerca de 65% das unidades de produção tipo F(P)SO em operação no mundo são embarcações de casco singelo e convertidas a partir de embarcações existentes. No Brasil, exceto para as unidades P-34 e SEILLAN de acordo com a Tabela 2.1, em 2000, todas as unidades em operação na Bacia de Campos

eram unidades convertidas a partir de navios de casco singelo, mantidos de acordo com os requisitos das Sociedades Classificadoras (MASTRANGELO, 2000).

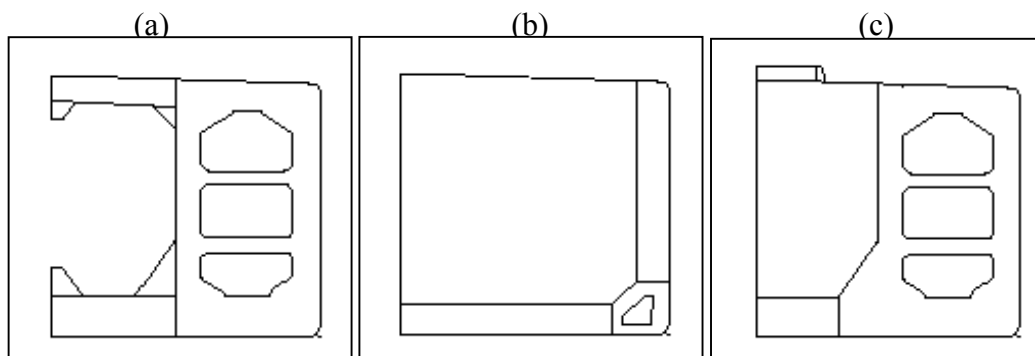


Figura 2.5 – Tipos de arranjo estrutural para navios empregados como unidades tipo F(P)SO. a) Navio de casco singelo; b) Navio de casco duplo; c) Navio originalmente construído para transporte de óleo e minério;

## **2.5. Componentes estruturais da região de carga**

### Estrutura da viga-navio

A estrutura do casco de um navio pode ser considerada como uma viga flutuante a qual é carregada pelo seu peso próprio, seu carregamento e pelas forças de empuxo. A seção transversal desta viga possui a forma de uma caixa. A estrutura da viga navio é dimensionada para suportar os esforços globais de flexão, torção e cisalhamento oriundas do empuxo (incluindo efeito das ondas), peso próprio e peso de carga.

### Anteparas transversais

O casco é subdividido longitudinalmente em diversos tanques através de anteparas transversais estendendo-se do fundo até o convés e de bordo a bordo. As anteparas transversais são parte da estrutura primária da viga navio, garantindo-lhe a rigidez à torção e mantendo a geometria da seção transversal da viga-navio.

A estrutura das anteparas transversais é composta de chapeamento suportado por reforços verticais (prumos) apoiados em elementos horizontais (travessas). Esta estrutura é dimensionada para suportar os carregamentos locais, tais como pressão líquida devida à carga interna, possível pressão devida ao alagamento dos tanques adjacentes e cargas locais de impacto em tanques parcialmente cheios (sloshing).

### Fundo

A estrutura do fundo corresponde à parte inferior da viga navio e é composta de chapeamento suportado por reforços longitudinais (longitudinais de fundo) apoiados em elementos verticais (hastilhas). Esta estrutura é dimensionada para suportar os carregamentos locais, tais como pressão líquida devida à carga interna e externa, possível pressão devida ao alagamento dos tanques e cargas locais de impacto devidas ao mar (slamming).

### Convés

A estrutura do convés corresponde à parte superior da viga navio e é composta de chapeamento suportado por reforços longitudinais (longitudinais de convés) apoiados em elementos verticais (vaus gigantes). Esta estrutura é dimensionada para suportar os carregamentos locais, tais como pressão devida à carga interna, possível pressão devida

ao alagamento dos tanques e cargas locais de impacto devidas ao embarque de água no convés (green water ).

A estrutura do convés também é avaliada para suportar as cargas devidas às plantas de processo (no caso dos FPSOs) que são apoiadas sobre os vaus gigantes e anteparas (longitudinais e transversais), bem como as cargas devidas às bases dos guindastes.

### Costado

A estrutura do costado corresponde a parte lateral da viga navio e é composta de chapeamento suportado por reforços longitudinais (longitudinais de costado) apoiados em elementos verticais (cavernas gigantes). Esta estrutura é dimensionada para suportar os carregamentos locais , tais como, pressão devida à carga interna e externa e possível pressão devida ao alagamento dos tanques.

No caso de navios de casco singelo, o costado corresponde ao limite do tanque de carga. No caso dos navios de casco duplo, existem as anteparas longitudinais que são limites dos tanques de carga.

A estrutura do costado é especialmente avaliada na região sob os apoios da planta de processo e geração (no caso de FPSOs) e bases dos guindastes.

### Anteparas longitudinais

A estrutura da antepara longitudinal é semelhante à estrutura do costado e também corresponde à parte lateral da viga navio. Esta estrutura é composta de chapeamento suportado por reforços longitudinais (longitudinais da antepara longitudinal) apoiados em elementos verticais (prumos gigantes). Esta estrutura é dimensionada para suportar os carregamentos locais, tais como, pressão devida à carga interna e externa e possível pressão devida ao alagamento dos tanques.

A estrutura da antepara longitudinal é especialmente avaliada na região sob os apoios da planta de processo (no caso de FPSOs) e base dos guindastes.

## ***CAPÍTULO 3***

### ***PLANEJAMENTO BASEADO EM RISCO DE INSPEÇÕES À FADIGA***

#### **3.1. Objetivos**

O objetivo do planejamento baseado em risco de inspeções é otimizar os esforços de inspeção, possibilitar a utilização dos resultados das inspeções para redução das incertezas associadas e identificar avarias devidas à deterioração estrutural por fadiga ou corrosão antes que estas se tornem críticas para a operação da unidade (FABER *et al*, 2001).

O programa de inspeções baseado em risco deve ser considerado como um complemento ao programa de inspeções pré-definido pelas Sociedades Classificadoras, e podendo ser utilizado para:

- otimizar os esforços de inspeção em algumas regiões da estrutura do casco para redução da possibilidade de encontrar-se uma avaria depois que ela tenha atingido uma dimensão considerada crítica, dificultando a realização do reparo necessário para recomposição estrutural da região avariada. As análises são realizadas em áreas pré-determinadas em função do arranjo estrutural considerado e resultados de análise estrutural na etapa de projeto;
- possibilitar a utilização dos resultados das inspeções na redução das incertezas dos modelos considerados para a avaliação da degradação por fadiga. Para isto, os relatórios das inspeções devem estar em um formato apropriado para atualização dos modelos considerados;
- avaliar o intervalo entre inspeções para regiões da estrutura do casco onde tenham sido encontradas avarias;
- identificar e incluir áreas consideradas críticas e não contempladas nos programas pré-definidos das Sociedades Classificadoras, reduzindo a

possibilidade de, durante a realização de uma inspeção, encontrar-se uma avaria em uma região não esperada ou considerada crítica;

- auxiliar na análise de decisões quanto ao impacto nos custos totais operacionais ou risco total da unidade devido à mudança do programa de inspeções considerado. Para isto, o formato do programa de inspeções bem como o dos relatórios com os resultados das inspeções devem ser previstos em um formato compatível com a base de dados a ser adotada pelo Operador;
- compor um sistema de avaliação contínua do risco total da unidade, com possibilidade de apresentar relatórios às Autoridades Nacionais ou de Bandeira e Sociedades Classificadoras, quando solicitado.

## **3.2. Requisitos**

A definição de um programa de inspeções deve respeitar os requisitos prescritos pelos Operadores, Autoridades Nacionais e de Bandeira e pelas Sociedades Classificadoras.

### **3.2.1. Requisitos dos Operadores**

Do ponto de vista operacional, para a realização de inspeções e reparos estruturais (se aplicáveis) na região de carga da unidade tipo F(P)SO é necessário interromper o carregamento dos tanques a serem inspecionados e prepará-los para inspeção (free for men) e, dependendo dos resultados da inspeção realizada, prepará-los para reparo (free for fire). Em alguns casos, o reparo pode envolver mais de um tanque, reduzindo consideravelmente a capacidade total de armazenamento da unidade durante o período de tempo necessário para realização do reparo.

Considerando-se as características operacionais deste tipo de unidade flutuante, recebendo óleo da planta de produção ou diretamente do poço e descarregando-o para um navio aliviador, a programação de inspeções estruturais torna-se fundamental para redução dos custos operacionais totais incluindo os custos de mobilização e desmobilização (necessidade de reduzir a produção e/ou intervalo de descarregamento para realização das inspeções e/ou reparos).

Os requisitos do operador quanto ao planejamento do programa de inspeções estão normalmente associados à otimização destes programas quanto aos custos operacionais totais e avaliação de decisões. Adicionalmente, o Operador pode definir valores de risco máximo admissíveis para serem considerados na definição dos programas de inspeção.

### 3.2.2. Requisitos das Autoridades Nacionais e de Bandeira

Qualquer unidade de produção para entrar em operação deve respeitar os requisitos aplicáveis definidos pela Autoridade de Bandeira onde a unidade é registrada e pela autoridade costeira (Autoridade Nacional) definida pela jurisdição do local de operação da unidade. Estes requisitos visam a garantia de uma operação segura destas unidades, principalmente quanto a aspectos de segurança do pessoal a bordo e meio ambiente.

Os regulamentos das Autoridades Nacionais e de Bandeira são baseados em convenções internacionais definidas pela IMO (International Maritime Organization). A IMO é uma organização técnica estabelecida em 1958, com o objetivo de desenvolver um conjunto de convenções internacionais, códigos e recomendações os quais podem ser implementadas pelos Governos membros. Uma destas publicações da IMO é o MARPOL, o qual é periodicamente revisada. De acordo com a edição de 2002 do MARPOL, a Interpretação do Anexo I, item 4.6.1., isenta a aplicação do Regulamento 13G do MARPOL, referente aos requisitos retroativos para embarcações existentes quanto aos requisitos de casco duplo para unidades flutuantes, a menos que solicitado integralmente ou parcialmente pela autoridade costeira local.

Atualmente, no caso dos Estados Unidos (ANTOSH, 2002), a utilização de sistemas tipo F(P)SO é permitida. Diversos estudos foram realizados por companhias de petróleo, fornecedores de equipamentos, Sociedades Classificadoras e acompanhados pela Administração Americana (USCG – United States Coast Guard) para um melhor entendimento das características operacionais e riscos associados de sistemas tipo F(P)SO. Os sistemas deste tipo possuem uma série de diferenças quando comparados aos sistemas normalmente utilizados no Golfo do México, tais como unidades fixas ou semi-submersíveis, principalmente considerando-se a habilidade dos sistemas tipo F(P)SO de armazenarem uma grande quantidade de óleo e descarregarem para navios aliviadores. Para autorizar a operação de unidades tipo F(P)SO, as Autoridades Americanas consideraram que os riscos associados a este tipo de unidade não são maiores que os riscos de sistemas convencionais de produção já instalados e em operação.

No caso do Reino Unido, a legislação atual (MILLAR *et al.*, 2000 ) requer que sistemas de produção devam possuir uma integridade satisfatória visando a redução do risco ao pessoal de bordo até níveis mínimos possíveis (ALARP – As Low As

Reasonable Practice). Exige-se que unidades operando em águas sob jurisdição do Reino Unido atendam a requisitos que requerem a apresentação de um estudo de análise de riscos, plano de contingência e combate a incêndio (SI 1995/743), definição de responsabilidade legal (SI 1995/738) e normas de projeto, construção e instalação de unidades de produção (SI 1996/913). Contudo, ainda é identificado pelo governo do Reino Unido a necessidade de estudos específicos para unidades tipo FPSO e FSO, quanto aos aspectos específicos para projeto e operação destes sistemas.

No caso da Noruega, a legislação atual (NPD, 1995) requer que as instalações de produção possuam um Sistema de Gerenciamento (Management System), incluindo procedimentos e rotinas de controle, com objetivo de garantir que toda a legislação aplicável seja respeitada em todas as etapas, de responsabilidade do operador e passível de auditoria por parte da administração norueguesa.

Nos demais países, como no caso do Brasil, que já possuem unidades deste tipo instaladas e operando em águas sob sua jurisdição, a utilização de embarcações tipo monocasco para sistemas tipo F(P)SO vem sendo suportada pela aplicação de regras e regulamentos existente para projeto, construção e manutenção de navios convencionais. Atualmente, os requisitos que tratam sobre avaliação da estrutura do casco ao longo da operação são satisfeitos através da obrigatoriedade da manutenção de Classe da unidade, obrigando a unidade a seguir as Regras e Regulamentos das Sociedades Classificadoras reconhecidas pelo Governo Brasileiro para atuarem em seu nome, bem como dos programas de inspeções pré-definidos para avaliação da estrutura do casco.

### 3.2.3. Requisitos das Sociedades Classificadoras e IACS

O controle da avaliação e manutenção da estrutura do casco de embarcações realizada pelo Operador fica normalmente ao critério das Sociedades Classificadoras, reconhecidas pelas Autoridades Nacionais e de Bandeira para atuarem em seu nome.

As Sociedades Classificadores surgiram no meio marítimo há mais de 180 anos, como entidades prestadoras de serviço de registro de embarcações. Ao longo dos anos, as Sociedades Classificadoras passaram a desenvolver regras e regulamentos baseados na experiência prática adquirida com o acompanhamento das embarcações por elas classificadas e também suportados pelo conhecimento teórico desenvolvido pelo seu corpo técnico.

Atualmente, as Sociedades Classificadoras desenvolvem um papel muito importante no cenário marítimo, uma vez que são reconhecidas pelas Autoridades Nacionais e de Bandeira para atuarem em seu nome e verificarem periodicamente o atendimento às regras e regulamentos internacionais aplicáveis.

O serviço prestado pelas Sociedades Classificadoras pode estender-se desde a verificação (ou classificação) do aço estrutural a ser utilizado na construção da unidade, passando pela verificação do projeto da embarcação em relação aos seus regulamentos próprios e aos regulamentos internacionais aplicáveis, até o acompanhamento através de inspeções periódicas, ao longo de toda a vida de operação da unidade.

A Associação Internacional das Sociedades Classificadoras, a IACS (International Association of Classification Societies), foi estabelecida em 1968 e tem por objetivo regular a atuação das Sociedades Classificadoras sob o aspecto da qualidade dos serviços prestados, definir regras e regulamentos comuns, definir códigos de ética, realizar auditorias internas nas Sociedades Classificadoras e atuar como contato entre as Sociedades Classificadoras e Autoridades Nacionais e de Bandeira.

Atualmente, as Sociedades Classificadoras reconhecidas pela IACS são:

- AMERICAN BUREAU OF SHIPPING
- BUREAU VERITAS
- CHINA CLASSIFICATION SOCIETY
- DET NORSKE VERITAS
- GERMANISCHER LLOYD
- KOREAN REGISTER OF SHIPPING
- LLOYD'S REGISTER OF SHIPPING
- RUSSIAN MARITIME REGISTER OF SHIPPING
- NIPPON KAIJI KYOKAI
- REGISTRO ITALIANO NAVALE

A avaliação e manutenção do casco de unidades tipo F(P)SO em função do tempo em operação é realizada através de inspeções, com periodicidade e escopo mínimo pré-definidos nas Regras das Sociedades Classificadoras.

De acordo com o Regulamento do Bureau Veritas (BV, 2001), o escopo e tipos de inspeções relativos à avaliação e manutenção do casco podem ser resumidos da seguinte forma:

- Inspeção global, onde o vistoriador avalia o estado global da estrutura buscando pontos que visualmente apresentem problemas e que mereçam maior atenção, por exemplo, realização de uma inspeção detalhada (close-up);
- inspeções detalhadas (close-up), onde o inspetor avalia visualmente algumas regiões do casco à procura de possíveis avarias. As regiões a serem avaliadas devem estar a uma distância satisfatória do vistoriador para permitir este observar em detalhes a região selecionada;
- medições de espessura, pré-determinadas nas regras e solicitadas pelo inspetor em função da inspeção detalhada, com o objetivo de avaliar o desgaste estrutural devido à degradação por corrosão. Dependendo da idade da embarcação, o escopo destas medições de espessura é estendido em número de pontos medidos e até para outras regiões;
- inspeções de verificação, onde o inspetor avalia (quando necessário) os reparos e/ou monitorações solicitados em função dos resultados das inspeções close-up e resultados da análise dos relatórios de medição de espessura;

Em relação à periodicidade, as inspeções são distribuídas nos seguintes programas de inspeção :

- inspeção especial, realizada a cada 5 anos, representando o final do termo de classificação corrente e início do novo termo;
- inspeção intermediária, realizada a cada 2,5 anos, representando a metade do período do termo de classificação;
- inspeção anual;
- inspeções adicionais, solicitadas pelo Vistoriador quando necessário;

No caso específico das inspeções direcionadas para a avaliação da degradação por fadiga da estrutura da região de carga, as regras das Sociedades Classificadoras prescrevem inspeções “close-up” das áreas identificadas como críticas dependendo do arranjo estrutural adotado e resultados das análises realizadas durante a etapa de projeto. Caso uma trinca seja encontrada, a Sociedade Classificadora automaticamente aumenta o escopo de inspeções para outros detalhes semelhantes no tanque inspecionado e nos demais tanques (quando necessário) e solicita a realização de ensaios não-destrutivos para dimensionamento da trinca. Dependendo dos resultados das inspeções adicionais e dimensão da trinca identificada, as ações necessárias são definidas. Estas ações podem incluir desde a monitoração da região avariada através de inspeções adicionais até a solicitação da realização de reparo em caráter emergencial na própria locação da unidade ou até fora da locação, incluindo ou não restrições operacionais à unidade.

### **3.3. Classificação das regiões de unidades tipo F(P)SO em função do risco**

#### **3.3.1. Objetivo**

O objetivo da classificação das regiões de unidades tipo F(P)SO é de pré-estabelecer as regiões com maior risco, representado pelo produto da probabilidade de falha pela consequência. Uma possibilidade é realizar-se uma análise qualitativa do risco de determinado elemento (API 581, 2000). Neste método, cada componente é associado a um nível de probabilidade de falha e consequência, originando uma posição na matriz de risco (elemento gráfico considerado para representar o risco do elemento em função da posição deste na matriz).

A fundamentação para classificação das áreas em função do risco em uma análise qualitativa é baseada na experiência passada, métodos analíticos, conhecimento e intuição. Os sistemas flutuantes de produção possuem os seguintes riscos típicos:

- vazamentos, seguidos de explosão e/ou incêndio e/ou vazamentos tóxicos;
- mecânicos, devidos à falha estrutural, queda de objetos ou falhas mecânicas;
- navais, devidos à colisão, reboque, perda de estabilidade, operação com heliponto, embarque de água no convés e impacto de onda no fundo;
- rompimento dos risers flexíveis devido à fadiga, colisão, etc.

### 3.3.2. Subdivisão das regiões

Para uma melhor avaliação da integridade global dos F(P)SOs, estes podem ser divididos em diversos sistemas. Cada sistema possui suas particularidades, riscos associados e metodologias propostas para avaliar sua integridade. Cada sistema contribui com uma parcela da integridade global da unidade.

Um F(P)SO pode ser dividido nos seguintes sistemas:

- Planta de processos e geração, envolvendo todos os equipamentos e redes (somente no caso de FPSO);
- Amarração e/ou Posicionamento Dinâmico;
- Risers e Umbilicais;
- Turret;
- Casco;
- Sistema de descarregamento (offloading);
- Guindastes;
- Lança do queimador;
- Heliponto;
- Outros.

O sistema *Casco*, por sua vez, pode ser dividido nos seguintes grupos :

- Estrutura à ré
- Praça de Máquinas
- Praça de Bombas
- Região de Carga
- Estrutura à vante

O grupo *Região de Carga* pode ser dividido, por exemplo, por tanques, dependendo do arranjo de subdivisão da unidade. Cada tanque pode ser dividido nas seguintes áreas e regiões, apresentadas na Tabela 3.1 :

Tanque			
Área		Região	
1	Fundo	Chapas	
		Reforços Longitudinais	
		Hastilhas	
2	Costado	Chapas	
		Reforços Longitudinais	
		Cavernas Gigantes	
3	Antepara Longitudinal	Chapas	
		Reforços Longitudinais	
		Prumos	
4	Convés	Chapas	Suporte da Planta de Processo
			Suporte do Guindaste
			Outros
		Reforços Longitudinais	
		Vaus	Suporte da Planta de Processo
			Suporte do Guindaste
			Outros
		5	Antepara Transversal
Suporte do Guindaste			
Outros			
Prumos			
Travessas			

Tabela 3.1 – Áreas e Regiões para cada tanque da região de carga

É importante ressaltarmos que cada área e região é composta por diversos componentes, associados a uma determinada posição geométrica na estrutura do sistema *Casco* e devem ser devidamente identificados para uma avaliação posterior. Os elementos das anteparas devem ser relacionados em ambos os tanques onde sejam parte integrante.

### 3.3.3. Classificação da região *Casco* em função das conseqüências de falha

As avarias que possam ocasionar maior impacto na operação da unidade são selecionadas. Por exemplo, em caso de ocorrência de vazamento, as seguintes conseqüências podem ser consideradas :

- explosão;
- incêndio;
- vazamento tóxico;
- poluição.

Para as áreas 1 à 5 indicadas na Tabela 3.1, os seguintes cenários de acordo com Tabela 3.2 podem ser associados aos modos de degradação estrutural por fadiga provocando vazamento :

Região	Cenário
Chapeamento	Avaria na chapa leva ao vazamento
Longitudinal	Trinca no longitudinal desenvolve para a chapa levando ao vazamento
Transversal	Trinca no transversal desenvolve para a chapa levando ao vazamento
Prumos	Trinca no prumo desenvolve para a chapa levando ao vazamento
Travessa	Trinca na travessa desenvolve para a chapa levando ao vazamento

Tabela 3.2 – Possíveis cenários para ocorrência de vazamento

O vazamento de um tanque de carga para um tanque de lastro ou espaço vazio pode proporcionar a formação de atmosfera explosiva e possível explosão, podendo provocar dano ao pessoal de bordo e dano financeiro (paralisação temporária da produção ou até mesmo perda da unidade).

O vazamento de um tanque de carga para o mar pode acarretar em dano ao meio ambiente e dano financeiro (multas, abalo da imagem da empresa, indenizações, etc...).

As conseqüências associadas ao vazamento podem ser classificadas em função do dano ao pessoal de bordo (Tabela 3.3), dano financeiro (Tabela 3.4) e dano ao meio ambiente (Tabela 3.5). A seguinte classificação :

Categoria	Definição
I <sub>V</sub>	Nenhum dano
II <sub>V</sub>	Danos que requerem primeiros socorros
III <sub>V</sub>	Danos severos que requerem remoção da unidade e/ou fatalidade

Tabela 3.3 – Conseqüências em função do dano ao pessoal de bordo

Categoria	Definição
I <sub>E</sub>	Perda da capacidade de armazenamento e realização de pequeno reparo;
II <sub>E</sub>	Perda da capacidade de armazenamento em mais de um tanque e realização de reparo médio;
III <sub>E</sub>	Paralisação temporária da produção e realização de grande reparo;

Tabela 3.4 – Conseqüências em função do dano financeiro

Categoria	Definição
I <sub>MA</sub>	Vazamento, com nenhum dano
II <sub>MA</sub>	Pequeno Vazamento, com dano limitado a uma pequena distância da unidade
III <sub>MA</sub>	Grande Vazamento, com dano limitado a uma grande distância da unidade, causando impacto ambiental de grandes proporções e repercussão

Tabela 3.5– Conseqüências em função do dano ao meio ambiente

As conseqüências devem ser melhor avaliadas em função das características operacionais de cada unidade e/ou local de operação e devem ser acordadas com o Operador como premissa para definição do programa de inspeções.

Cada possibilidade de falha do componente que possa ocasionar vazamento pode ser enquadrada em função das conseqüências associadas ao dano ao pessoal de bordo, dano financeiro e dano ao meio ambiente.

#### 3.3.4. Classificação da região *Casco* em função da probabilidade de falha

A partir das análises realizadas durante a etapa de projeto, é possível identificar os pontos críticos para fadiga que apresentaram as maiores probabilidades de falha.

Cada detalhe estrutural suscetível ao dano por fadiga irá possuir uma probabilidade de falha associada, estabelecida em função de critérios de cálculo. O cálculo e avaliação da probabilidade de falha por fadiga será melhor discutido no Capítulo 4.

#### 3.3.5. Matriz de risco

O risco é definido como o produto da probabilidade de falha  $p_f$  e da conseqüência da falha. A matriz de risco é utilizada para classificar os elementos quanto ao risco associado e é composta pela conseqüência e probabilidade de falha de cada componente.

Cada componente é posicionado nesta matriz para uma representação global do risco. As áreas potencialmente sujeitas às avarias durante a operação normal da unidade são incluídas. Os seguintes domínios podem ser definidos na matriz de risco :

Domínio de Manutenção Corretiva: A conseqüência da falha é mínima. A falha é aceitável e nenhuma ação preventiva precisa ser tomada;

Domínio de Atendimento ao Código: A probabilidade de falha é pequena mas a conseqüência de falha pode ser eventualmente média, grande ou catastrófica. Neste caso, o atendimento aos códigos e padrões existentes é recomendado;

Domínio de Risco Inaceitável: A probabilidade e consequência de falha são ambas elevadas. Nesta situação, o risco deve ser drasticamente reduzido diminuindo-se a probabilidade de falha e/ou a consequência de falha. Isto pode ser feito das seguintes formas:

- monitoração leva a uma redução da probabilidade de falha, mantendo apenas o risco associado à falha do sistema de monitoração;
- reparo/reforço estrutural leva a uma redução da probabilidade de falha a um nível mínimo, uma vez que o componente é restaurado para a sua condição inicial;

Domínio de Manutenção Planejada: A probabilidade de falha é mínima, mas as consequências de falha podem ser médias, grandes ou catastróficas. Neste caso, o desenvolvimento de procedimentos de Manutenção Centrados em Confiabilidade-MCC (Reliability Centered Maintenance-RCM) são recomendados.

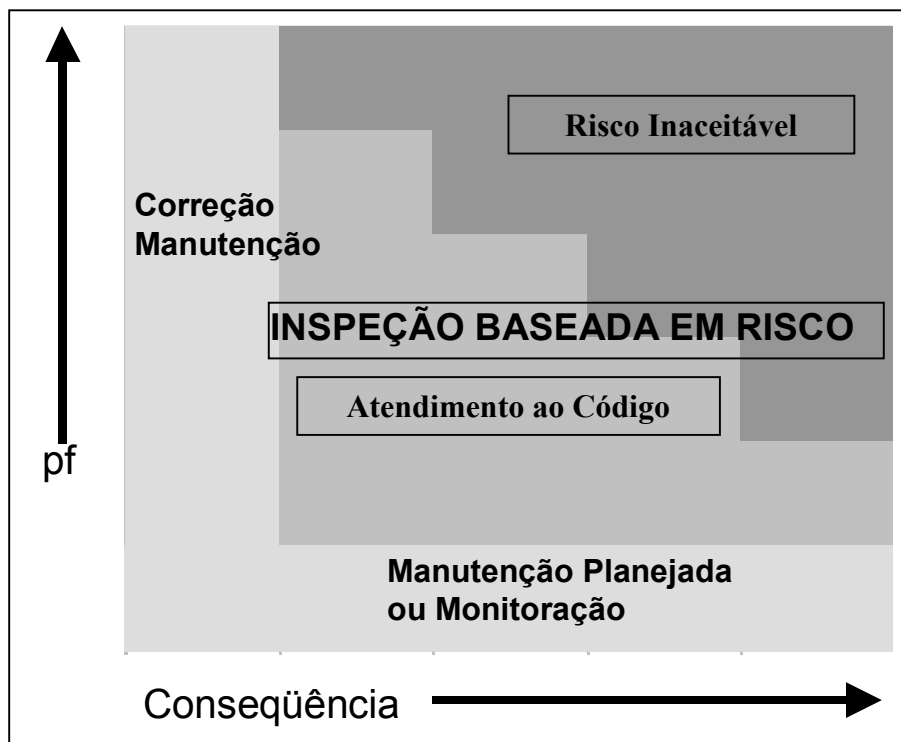


Figura 3.1 – Domínios da Matriz de Risco

A análise da matriz de risco deve ser realizada para cada tipo de componente e cada processo de degradação. Adicionalmente, diversas matrizes de risco devem ser estabelecidas dependendo do tipo de critério (dano pessoal, financeiro ou ambiental).

Como a probabilidade de falha de um componente sujeito a um processo de degradação aumenta com o tempo, por exemplo devido à degradação por fadiga, este componente vai mover-se na matriz de risco, podendo atingir um domínio inaceitável. Neste caso, ações corretivas devem ser tomadas para remover o componente da região inaceitável da matriz. Os resultados das inspeções são utilizados para a avaliação e atualização da probabilidade de falha.

### **3.4. Estimativa dos custos do programa de inspeção**

#### **3.4.1. Metodologia**

O programa de inspeção de cada componente pode ser definido a partir de uma análise econômica que considere os custos envolvidos no programa de inspeção e os custos envolvidos nas falhas do componente.

Para cada componente, diversos programas genéricos de inspeção compostos por diferentes métodos de inspeção e intervalos associados são avaliados considerando-se os resultados das inspeções.

#### **3.4.2. Definição da árvore de decisões**

Para estimativa dos custos associados ao programa de inspeções, é necessário definir os possíveis resultados das inspeções e ações a serem tomadas. Neste trabalho, a seguinte árvore de decisões foi estabelecida e considerada:

- trinca encontrada com profundidade maior que a dimensão crítica  $a_c$ , correspondendo à falha do componente;
- nenhuma trinca encontrada;
- trinca encontrada com profundidade maior que a dimensão crítica  $a_R$ , necessitando reparo;

No caso de encontra-se uma trinca como resultado de uma inspeção, é assumido que o detalhe precisa ser reparado e, após reparo, este detalhe possua uma probabilidade de falha equivalente a de um componente novo.

### 3.4.3. Determinação dos custos associados à mobilização e desmobilização, inspeções, reparo e falha

Os custos operacionais totais associados ao programa de inspeções incluindo os eventos de mobilização/desmobilização, inspeção, falha e reparo devem ser estimados em função das características de cada componente.

#### Custos de mobilização e desmobilização

Os custos de mobilização/desmobilização ( $C_M$ ) estão associados aos custos para preparação e realização das inspeções e reparos, incluindo preparação do tanque e redução da produção (se necessário). Algumas regiões da unidade são de difícil acesso e/ou de importância tal que a realização de inspeções seja muito difícil e/ou de custo muito elevado como por exemplo, no caso das operações de mobilização e desmobilização na região da estrutura suporte do turrete. Para tais regiões, as probabilidades de falha são normalmente limitadas a um valor mínimo. Neste trabalho, os custos devidos à mobilização e desmobilização para inspeção e reparo são incluídos nos custos de inspeção e reparo, respectivamente.

#### Custos de Inspeção e Reparo

Os custos de inspeção ( $C_{I+M}$ ) e custos de reparo ( $C_{R+M}$ ), incluindo os custos de mobilização e desmobilização, estão associados às características de cada componente e método de inspeção considerado.

#### Custos de Falha

Os custos de falha  $C_F$  de um componente devem ser definidos em função da consequência de falha deste componente, tais como :

- dano ao pessoal de bordo;
- dano financeiro;
- dano ao meio ambiente;

Os custos de falha  $C_F$  do componente podem ser calculados a partir de um custo médio para as diferentes consequências de falha tais como dano ao pessoal de bordo ( $C_V$ ), dano financeiro ( $C_E$ ) e dano ao meio ambiente ( $C_{MA}$ ) e dado por :

$C_F = P_V \cdot C_V + P_E \cdot C_E + P_{MA} \cdot C_{MA}$ , onde:

$P_V$ e $C_V$	Probabilidade e custo associado ao dano ao pessoal de bordo;
$P_E$ e $C_E$	Probabilidade e custo associado ao dano financeiro;
$P_{MA}$ e $C_{MA}$	Probabilidade e custo associado ao dano ao meio ambiente;

Os custos de falha associados ao dano financeiro ( $C_E$ ) são definidos em função das ações necessárias após a falha do componente, em função da importância deste componente para a estrutura e modificações nas condições operacionais da unidade durante o reparo, tais como parada da planta de processo no caso de unidades tipo FPSO.

Os custos da falha associados ao dano ao pessoal de bordo ( $C_V$ ) e dano ao meio ambiente ( $C_{MA}$ ) estão associados às características operacionais de cada unidade e local de operação da unidade. A maioria das Autoridades de Bandeira prevêem atendimento às leis locais de responsabilidade civil e criminal, aplicáveis no caso da perda de vidas e/ou dano ao meio ambiente. Em adição, a perda de vidas humanas e/ou dano ao meio ambiente podem causar prejuízos incalculáveis na imagem pública das companhias envolvidas nestes acidentes que, por conta própria, preferem considerar durante a etapa de seleção do programa de inspeções níveis reduzidos para a probabilidade de falha, conseqüentemente reduzindo os riscos associados ao dano ao pessoal de bordo e ao meio ambiente.

### 3.4.4. Estimativa dos custos totais do programa de inspeção

De acordo com LANDET *et al.* (2000), o custo total de cada programa de inspeção pode ser avaliado a partir da estimativa dos custos operacionais totais esperados ao longo do tempo em serviço da unidade baseados na variação da probabilidade de falha, custo das inspeções e possíveis reparos. O problema acima pode ser equacionado da seguinte forma:

$$C_T = \sum_{t=1}^{T_s} \left[ \frac{P_{FA} C_F}{(1+tx)^t} \right] + \sum_{i=1}^{N_{INSP}} \left[ \frac{C_{I+M} + (1-P_F) \cdot P_{R+M}(t_i) \cdot C_{R+M}}{(1+tx)^{t_i}} \right], \text{ onde:} \quad [3.1]$$

$N_{INSP}$	Número total de inspeções ao longo do tempo em serviço;
$T_s$	Tempo em serviço, em anos;
$C_T$	Custos total do programa de inspeções, em unidades monetárias;
$C_{I+M}$ , $C_{R+M}$ e $C_F$	Custos de Inspeção, Reparo e Falha, respectivamente, incluindo mobilização e desmobilização, para uma probabilidade de 100%, em unidades monetárias;
$P_{R+M}(t_i)$	Probabilidade de realizar-se reparo no instante $t_i$ após a $i$ -ésima inspeção;
$P_F$	Probabilidade acumulada de falha no instante da $i$ -ésima inspeção;
$P_{FA}(t)$	Probabilidade anual de falha;
$tx$	Taxa financeira anual, %;

## ***CAPÍTULO 4***

### ***DEFINIÇÃO DO PROGRAMA DE INSPEÇÕES À FADIGA***

#### **4.1. Metodologia**

A vida de resistência ao dano por fadiga dos componentes estruturais pode ser avaliada essencialmente por dois métodos: os baseados em testes de resistência à fadiga dos materiais (Curvas S-N), mais adequados na fase de projeto e/ou os que empregam a mecânica da fratura, úteis na avaliação de estabilidade/crescimento de trincas na estrutura em serviço (DNV, 1998).

As fases de iniciação e propagação de trincas estão embutidas nas curvas S-N. Por outro lado, as formulações da mecânica da fratura se concentram em geral na fase de propagação. Como as trincas em juntas soldada podem se desenvolver a partir de defeitos na solda, o tempo de iniciação pode ser desprezível e os dois métodos tendem a produzir resultados de mesma ordem de grandeza (DNV, 1998).

De acordo com a Figura 4.1, o modelo de Curvas S-N apresenta somente dois estados: satisfatório e não satisfatório. Conseqüentemente este modelo não é apropriado para descrever o estado físico efetivo da estrutura para um dado instante de tempo  $t$ . É necessário um modelo que possa ser utilizado para avaliar os resultados da inspeção, i.e., um modelo que, por exemplo, permita a avaliação da evolução da profundidade de uma trinca ao longo do tempo, baseado na Mecânica da Fratura (Figura 4.1). Este modelo baseado na Mecânica da Fratura é ajustado através dos resultados da análise realizada através das Curvas S-N com o objetivo de garantir a mesma probabilidade de falha ao longo do tempo em serviço em ambos os modelos.

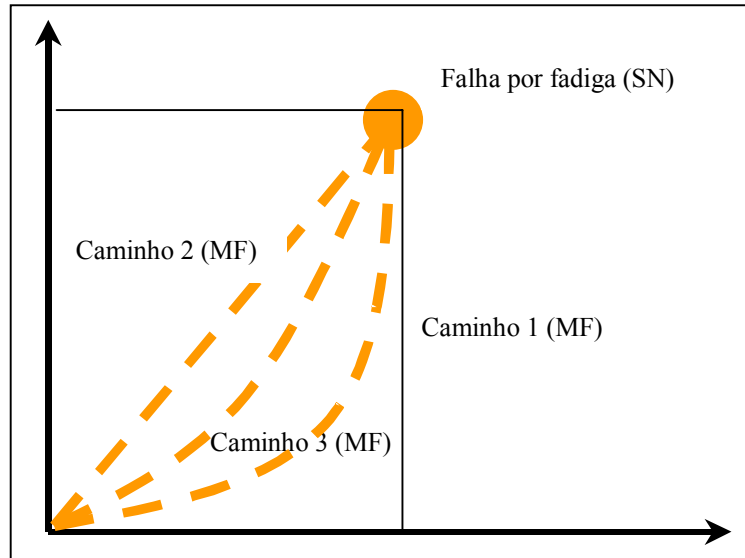


Figura 4.1 – Representação dos modelos SN e MF

Os planos genéricos de inspeção podem ser definidos a partir de probabilidades de falha máxima admissíveis ou considerando-se intervalos constantes entre inspeções.

A descrição das etapas necessárias e metodologias adotadas para definição dos programas baseados em risco de inspeção à fadiga são apresentadas nas seções seguintes.

## 4.2. Descrição do fenômeno

A fadiga é um fenômeno em que cargas cíclicas atuantes em um material podem levá-lo à falha por acúmulo de dano, sob tensão abaixo de sua tensão de escoamento.

As variações localizadas de tensão, bem como as características de resistência à fadiga do material e detalhe estrutural, comandam o processo. Podem-se distinguir 3 fases do processo de degradação por fadiga em metais (Figura 4.2): iniciação de trincas, crescimento estável e crescimento instável.

A iniciação de trincas está ligada ao acúmulo de deformação plástica, em geral na superfície do material, incluindo a superfície ou defeitos internos existentes na solda. É um fenômeno microscópico em que há deslizamento nos planos cristalográficos e as trincas nucleadas por cisalhamento são orientadas a 45° em relação à direção das tensões principais. No segundo estágio, as trincas geralmente se propagam perpendicularmente à direção das tensões principais. O crescimento estável das trincas em cada ciclo, em condições elásticas, está relacionado à variação do fator de intensificação de tensões  $\Delta K$ , que representa o campo de tensões na vizinhança da trinca. A maior parte do tempo de resistência ao dano por fadiga é consumido nesta fase. Ao atingir um determinado tamanho crítico, a trinca pode se instabilizar.

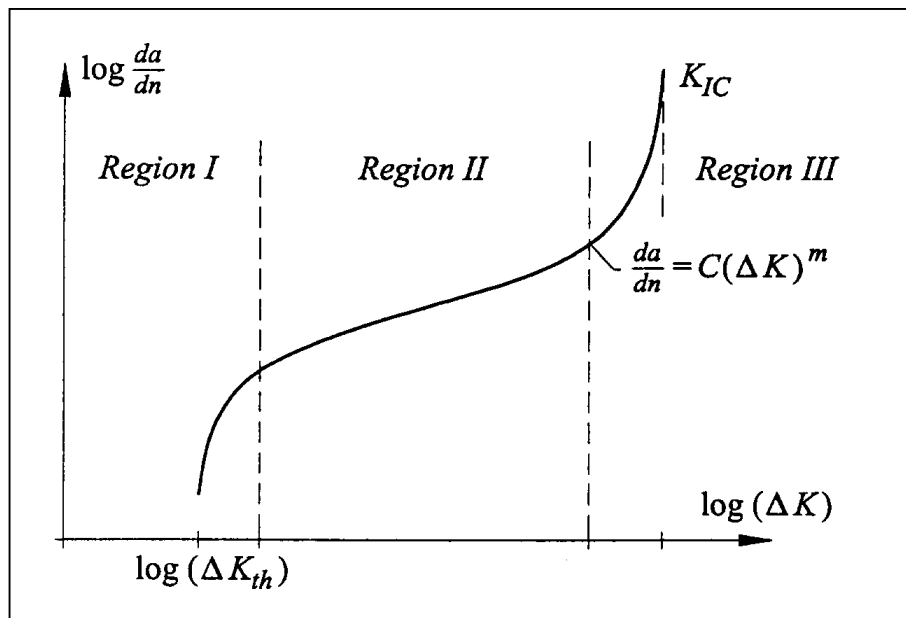


Figura 4.2 – Representação do processo de degradação estrutural por fadiga em metais: I) Iniciação de trincas , II) Crescimento estável e III) Crescimento instável;

Após a trinca ter se desenvolvido até uma determinada dimensão, a rigidez da estrutura é modificada e as tensões são redistribuídas. Isto pode resultar em três situações:

- falha por escoamento, associada à fase de crescimento estável da trinca, a partir de determinada dimensão;
- falha por ruptura, associada à fase de crescimento instável da trinca, podendo ocorrer em alguns casos ainda em estágio inicial dependendo das características do material e nível de tensões atuantes na estrutura;
- falha em outra parte do elemento, devida à modificação da rigidez da estrutura com o desenvolvimento de trincas, ocasionando sobrecarga nesta região;

### **4.3. Dano por fadiga na estrutura do casco**

A importância de um possível dano por fadiga (DNV, 1998, BV, 1998) no casco de uma embarcação é relacionada ao número total de pontos potenciais, riscos de vazamento (no caso de trincas atingindo toda a espessura do elemento) e de suas conseqüências diretas para a estrutura da unidade (modificação da rigidez).

A vida de resistência à fadiga é relacionada à magnitude das amplitudes duplas de tensão e número de ciclos, ambiente onde o elemento está posicionado (corrosivo, ar ou com proteção catódica) e magnitude dos fatores de concentração de tensões dependendo da geometria do detalhe utilizado.

O dano por fadiga na estrutura do casco de embarcações é ocasionado pela tensão oriunda dos carregamentos cíclicos devidos às ondas. As tensões ocasionadas pelas ondas não são de amplitude constante e são modificadas a cada ciclo. Para avaliação do dano por fadiga da estrutura do casco, necessita-se conhecer o histórico de cargas/tensões que irá proporcionar, ao longo da operação da embarcação, a distribuição de amplitudes duplas de tensão. O método mais utilizado consiste em determinar-se um histograma ou distribuição representativa das amplitudes duplas de tensão, considerando as amplitudes de ondas e carregamentos atuantes descritos matematicamente e avaliados estatisticamente.

Para determinação deste histograma ou distribuição de amplitudes duplas de tensão, é necessária a realização de uma análise espectral. Entretanto, a partir de análises espectrais previamente realizadas para diversas embarcações, é possível estabelecer um histograma ou distribuição de amplitudes duplas de tensão a partir de cálculos simplificados (BV, 1998), conhecidos como formulações de regra.

Estas formulações de regra foram estabelecidas para navios convencionais com operação irrestrita. No caso de embarcações tipo F(P)SO operando em uma determinada localização, por exemplo na Bacia de Campos, a análise espectral pode ser utilizada para uma melhor determinação das cargas e tensões atuantes na estrutura e, conseqüentemente, de um histograma de amplitudes duplas de tensão mais apropriado.

Uma descrição sucinta dos métodos para determinação da distribuição de amplitudes duplas de tensão é apresentada nas seções seguintes.

#### 4.3.1. Determinação da distribuição das amplitudes duplas de tensão através de análise espectral

A distribuição das amplitudes duplas de tensão de longo prazo atuantes na estrutura do casco de unidades F(P)SO pode ser obtida através de análise espectral ou através de formulações de regra (DNV, 1998).

A determinação através de análise espectral consiste em avaliar-se diretamente o comportamento da unidade em ondas. Em uma primeira etapa, é realizada uma análise de curto prazo, onde o mar é considerado estatisticamente estacionário, correspondendo a um estado de mar.

A resposta da estrutura, bem como os movimentos da unidade (necessários para determinação das acelerações para avaliação das cargas inerciais), para um dado estado de mar, pode ser encontrada conhecendo-se o espectro de mar e a função transferência, representando o perfil de comportamento da estrutura sob a ação das ondas de amplitude unitária e diversas frequências de encontro, para diferentes condições de carregamento.

As distribuições de curto prazo das respostas da estrutura, cada uma relacionada com um espectro de resposta, juntamente com a probabilidade de ocorrência dos estados de mar, são combinadas em uma única distribuição, denominada de distribuição de longo prazo, que pode ser posteriormente aproximada por uma distribuição de probabilidades conhecida, por exemplo, no caso de navios, por uma distribuição de Weibull de dois parâmetros.

#### 4.3.2. Determinação da distribuição das amplitudes duplas de tensão através de formulações de regra

A determinação das amplitudes duplas de tensão através de formulações de regra é baseada em resultados de diversos cálculos envolvendo análise espectral de longo prazo e através da experiência das Sociedades Classificadoras. Neste método, a distribuição das amplitudes duplas de tensão de longo prazo é expressa diretamente através de uma distribuição de Weibull de dois parâmetros, com o primeiro parâmetro relacionado ao valor característico da amplitude dupla de tensões e o segundo relacionado a um parâmetro de forma.

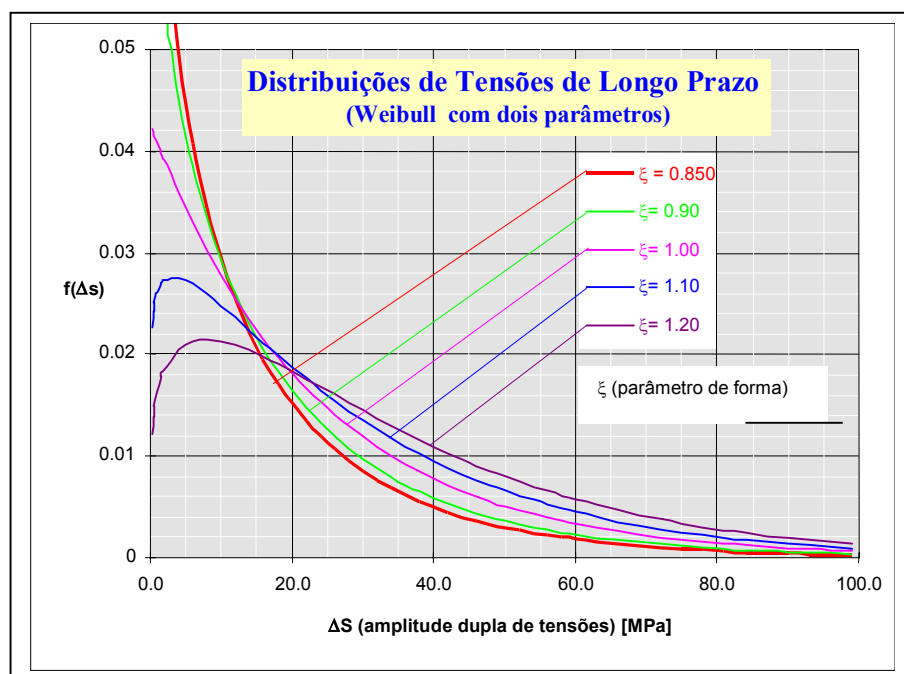


Figura 4.3 – Exemplo de distribuição de tensões de Weibull de dois parâmetros em função do parâmetro de forma

As amplitudes duplas de tensão são calculadas considerando-se a combinação de estados de mar e condições de carregamento, juntamente com a probabilidade de ocorrência e coeficientes de correlação. O valor das amplitudes duplas de tensão é considerado na determinação do valor característico das amplitudes duplas de tensão. O valor característico das amplitudes duplas de tensão está associado à probabilidade deste ser excedido.

O parâmetro de forma pode ser estabelecido em função das características da unidade e posição geométrica do elemento na estrutura do casco (DNV, 1998). Apresentamos na Figura 4.3. um exemplo de distribuição de amplitudes duplas de tensão para diferentes valores de parâmetro de forma.

A formulação de regra prescrita nos Regulamentos das Sociedades Classificadoras Bureau Veritas (BV, 1998) e Det Norske Veritas (DNV, 1998) serão considerados neste trabalho.

#### 4.3.3. Classificação dos níveis de tensão em função do ponto de cálculo

Os níveis de tensão (BV, 1998) relacionados à avaliação do dano por fadiga através da formulação de regra são chamados de tensão de nó (“notch stress”), e são obtidos a partir dos níveis nominais de tensão (“nominal stress”) majorados por fatores de concentração de tensões devidos à geometria do detalhe e detalhe de solda.

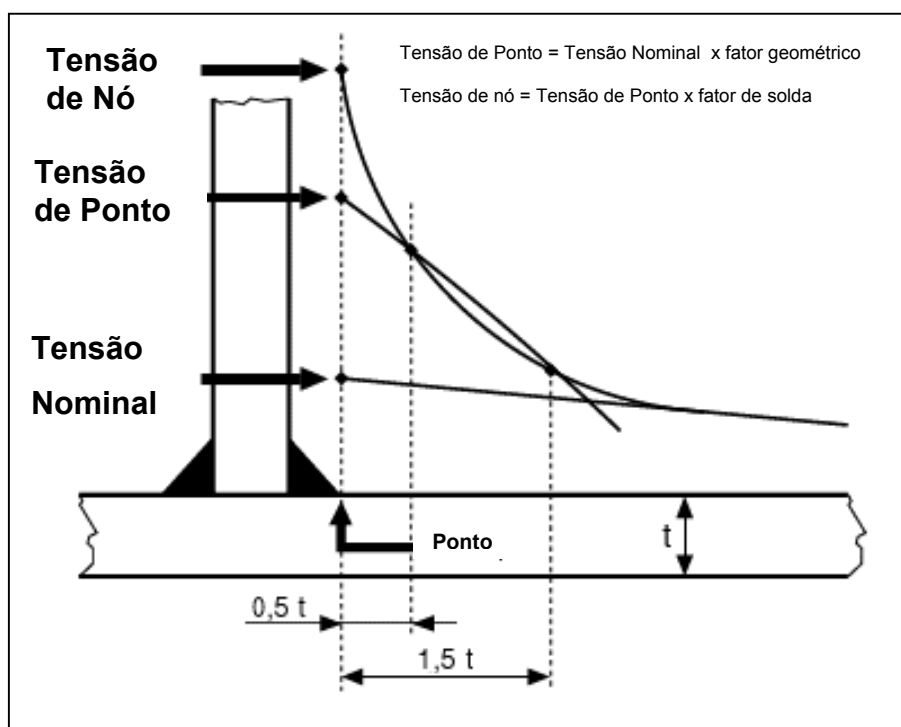


Figura 4.4 – Representação dos níveis de tensão

O cálculo da tensão normal é realizado considerando-se os carregamentos de viga navio e os carregamentos locais atuantes, pressões externas e internas, devidas ao mar e à carga líquida nos tanques, respectivamente, conforme prescrito em BV (1998).

#### 4.3.4. Áreas críticas da estrutura do casco para degradação por fadiga

A maior parcela dos danos ocasionados por fadiga ocorre em painéis reforçados do costado e fundo e anteparas limites de tanques de carga e lastro, bem como em regiões do casco onde existam discontinuidades estruturais, tais como próximas aos suportes da planta de processo, aberturas de acesso aos tanques de carga e região da estrutura suporte do turret.

De acordo com DNV (1998) e LANDET et al. (2000), algumas regiões de interesse são pré-definidas nas regras das Sociedades Classificadoras como áreas críticas de dano por fadiga. Estas áreas estão indicadas na Tabela 4.3 para o caso da estrutura do casco.

Componente	Detalhe estrutural	Tipo de carregamento
Fundo, costado e convés (chapeamento e longitudinais)	- soldas de topo;	- carregamento de viga navio;  - pressão interna e externa;  - suporte de deformações;
	- proximidade de aberturas;	
	- conexões com a estrutura primária transversal;	
	- uniões com antepara transversal;	
	- quinas;	
	- uniões com vigas longitudinais parciais;	
Travessas e escoas	- uniões com bases de guindastes e suportes da planta de processos;	
	- finais de conexões (borboletas);	
	- soldas de topo na alma dos elementos;	
	- flanges curvos de vigas;	
Vigas primárias longitudinais (fundo e convés)	- quinas de uniões entre costado/fundo/convés/outros incluindo interseção com elementos transversais;	
	- aberturas para acesso, passagem de elementos, etc...	
Áreas com discontinuidade estrutural	- conexões com a estrutura transversal;	
	- região da estrutura de suporte do sistema turet	

Nota: Outras áreas de interesse podem ser incluídas em função das análises realizadas na etapa de projeto.

Tabela 4.3 – Áreas críticas típicas para degradação por fadiga para a estrutura do casco

#### 4.4. Modelos para avaliação da falha por fadiga

##### 4.4.1. Modelo baseado nas Curvas S-N

A verificação do dano por fadiga é realizada através do cálculo do dano acumulado ao longo de sua vida útil. Para tal, é assumida uma regra de acúmulo, em geral uma soma linear, conhecida como regra de Palmgren-Miner (BV, 1998).

O dano parcial associado a um conjunto de amplitudes duplas de tensão e número de ciclos pode ser obtido através de ensaios de resistência ao dano por fadiga do material caracterizado pelas curvas S-N. As curvas são estabelecidas experimentalmente por tipo de material e detalhe estrutural (geometria, direção e qualidade da solda), para um dado ambiente (ar, corrosivo ou com proteção catódica) e realizando-se análise de regressão linear dos resultados dos experimentos, para um certo intervalo de confiança.

As curvas S-N são representadas exponencialmente na seguinte forma:

$$\Delta S = \left( \frac{K}{N} \right)^{1/m} \quad \text{ou} \quad \Delta S^m \cdot N = K \quad [4.1]$$

e na forma logarítmica:

$$\log N = \log K - m \cdot \log \Delta S, \quad \text{onde:} \quad [4.2]$$

N	Número de ciclos necessários para a falha por fadiga para um valor constante de amplitudes duplas de tensão $\Delta S$ ;
m	Inclinação negativa da curva S-N plotada em formato log-log;
$\Delta S$	Valor constante de amplitude dupla de tensão para a falha por fadiga após N ciclos;
K	Parâmetro da curva S-N, para um certo intervalo de confiança;

Cada curva S-N é representada pelo par de parâmetros m e K e pelo valor de amplitude dupla de tensão  $\Delta S_0$  para o qual valores abaixo de  $\Delta S_0$  não acarretam dano por fadiga. Um exemplo de curva S-N é apresentado na Figura 4.5.

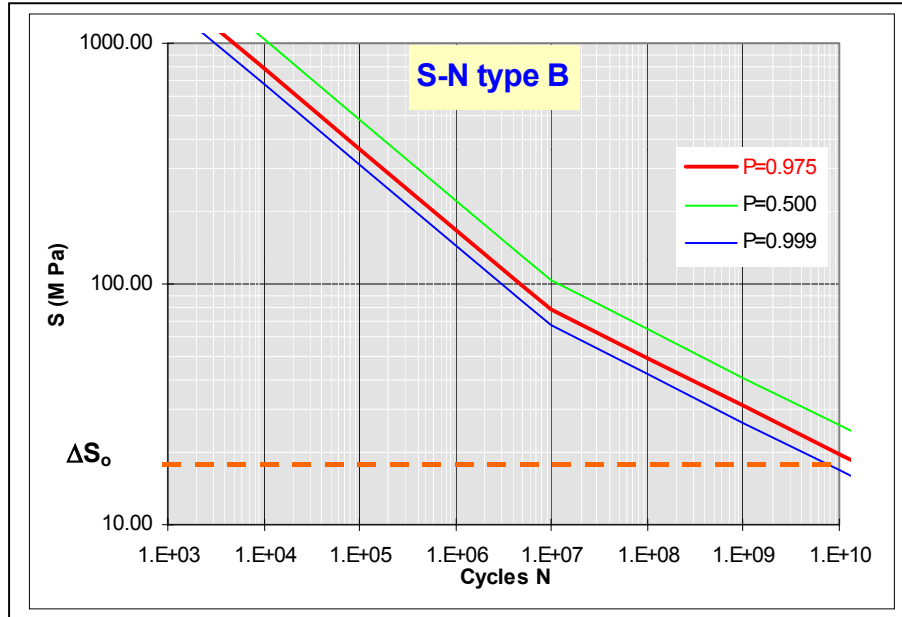


Figura 4.5 – Exemplo de Curva S-N – Curva DEN tipo B para diferentes valores do fator K para determinados intervalos de confiança.

Para a quantificação da resistência à fadiga através das curvas S-N, a regra de Palmgren-miner é utilizada. Esta regra estabelece que a vida total a fadiga em uma variedade de amplitudes duplas de tensão correspondem à soma ponderada das vidas calculadas para cada  $\Delta S$ , de acordo com as curvas S-N, em função do tempo de exposição fracionária de cada  $\Delta S$ .

Para aplicação desta hipótese, a distribuição de amplitudes duplas de tensão é substituída por um histograma composto por um número conveniente de blocos de amplitudes duplas de tensões  $\Delta S_i$  e número de ciclos  $n_i$ .

A resistência à fadiga é expressa em termos do dano D (adimensional):

$$D = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} \quad , \text{ onde:} \quad [4.3]$$

- $n_i$             Número de ciclos atuantes para um determinado valor de amplitudes duplas de tensão;
- $N_i$             Número de ciclos admissíveis para um determinado valor de amplitude dupla de tensão;

Para a aplicação das curvas S-N, a função densidade de probabilidades de amplitudes duplas de tensão deve ser conhecida e dividida em blocos conforme apresentado na Figura 4.6.

Para cada bloco, o número de ciclos associados é :

$$n_i = n(\Delta S_i) = N_S \cdot f(\Delta S_i) \cdot \delta_{\Delta S} \quad , \text{ onde:} \quad [4.4]$$

$\Delta S_i$  Valor da amplitude dupla de tensão;

$n_i$  Número de ciclos atuantes para um determinado valor de amplitude dupla de tensão;

$N_S$  Número total de ciclos ao longo do tempo em serviço ( $T_s$ );

$f(\Delta S_i)$  Probabilidade de ocorrência de  $\Delta S_i$ ;

$\delta_{\Delta S}$  Intervalo de integração (ou largura) de  $\Delta S$ ;

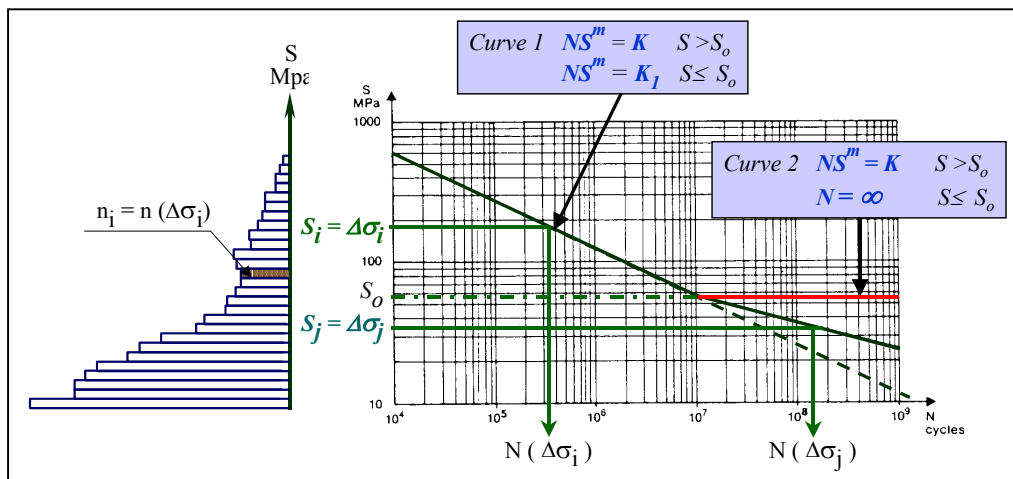


Figura 4.6 – Exemplo de cálculo do dano acumulado através das curvas S-N

O valor do dano pode ser escrito como:

$$D = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^j \frac{[N_S \cdot f(\Delta S_i) \cdot \delta_{\Delta S}]}{K / (\Delta S_i)^m} \quad [4.5]$$

Quando  $\delta_{\Delta S} \rightarrow 0$  temos:

$$D = \frac{N_s}{K} \int_0^{\infty} (\Delta S)^m \cdot f(\Delta S) d\Delta S \quad [4.6]$$

O valor da integral acima corresponde ao valor esperado (ou médio) da função  $\Delta S^m$  da variável aleatória  $\Delta S$ . Logo, o dano pode ser escrito como:

$$D = \frac{N_s}{K} \cdot E[\Delta S^m] \quad [4.7]$$

Para definirmos o valor esperado (ou médio) da função  $\Delta S^m$ , devemos conhecer o tipo da sua distribuição da função densidade de probabilidades. No caso específico da estrutura do casco de navios, de acordo com SSC392(1986), a função densidade de probabilidades das amplitudes duplas de tensão de longo prazo correspondendo à parcela devida à viga navio acrescida da parcela devida à carga local pode ser aproximada por uma distribuição de Weibull de 2 parâmetros, dada por:

$$f(\Delta S) = \frac{\xi}{w} \left( \frac{\Delta S}{w} \right)^{\xi-1} \cdot \exp\left( - \frac{\Delta S}{w} \right)^{\xi}, \text{ onde :} \quad [4.8]$$

- $\xi$  Parâmetro de forma;
- $w$  Valor característico da amplitude dupla de tensão ou parâmetro de escala;

$$w = \frac{\Delta S_R}{(\ln N_R)^{1/\xi}} \quad [4.9]$$

- $\Delta S_R$  Amplitude dupla de tensão média com probabilidade de ser excedida de  $1/N_R$ ;
- $1 / N_R$  Probabilidade de  $\Delta S_R$  ser excedida;

A função densidade acumulada de probabilidades da distribuição de amplitudes duplas de tensão possui então a seguinte forma:

$$F(\Delta S) = \int_0^{\Delta S} f(\Delta S).d\Delta S = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\Delta S}{w}\right)^\xi\right] \quad [4.10]$$

Para uma distribuição de Weibull de 2 parâmetros, o valor esperado (ou médio) de  $\Delta S^m$  é dado por:

$$E[\Delta S^m] = w^m \cdot \Gamma\left(1 + \frac{m}{\xi}\right) \quad [4.11]$$

m                      Inclinação do segmento superior da curva S-N;

$\xi$                       Parâmetro de forma;

Considerando uma curva S-N com duas inclinações, podemos aproximar  $E[\Delta S^m]$  por:

$$E[\Delta S^m] = w^m \cdot \Gamma\left(1 + \frac{m}{\xi}\right) \cdot C_{INCL}, \quad \text{onde :} \quad [4.12]$$

$C_{INCL}$                       Correção devida à modificação da inclinação das curvas S-N, quando aplicável;

Para  $\Delta S_0 = 0$ , o valor de  $C_{INCL}$  pode ser considerado como BV (1998):

$$C_{INCL} = 1 - \frac{\left\{ \Gamma\left(1 + \frac{m}{\xi}; \lambda\right) - \lambda^{\frac{m-m_2}{\xi}} \cdot \Gamma\left(1 + \frac{m_2}{\xi}; \lambda\right) \right\}}{\Gamma\left(1 + \frac{m}{\xi}\right)}, \quad \text{onde :} \quad [4.13]$$

$\lambda$  Parâmetro, conforme descrito abaixo:

$$\lambda = \left( \frac{\Delta S_q}{\Delta S} \right)^\xi \cdot \ln N_R \quad [4.14]$$

$\Delta S_q$  Valor da amplitude dupla de tensão correspondendo ao ponto de interseção da Curva S-N :

$$\Delta S_q = \left( \frac{K}{N_q} \right)^{1/m} \quad [4.15]$$

$N_q$  Número de ciclos correspondente à  $\Delta S_q$ ;

$m$  Inclinação do segmento superior;

$m_2$  Inclinação do segmento inferior;

Para uma curva S-N com uma inclinação, o dano D pode ser avaliado pela seguinte equação:

$$D = \frac{N_S}{K} w^m \Gamma \left( 1 + \frac{m}{\xi} \right) \quad [4.16]$$

Para uma curva S-N com 2 inclinações, o dano D pode ser avaliado pela seguinte equação :

$$D = \frac{N_S}{K} w^m \Gamma \left( 1 + \frac{m}{\xi}; \lambda \right) \cdot C_{INCL} \quad [4.17]$$

O modelo considerado neste trabalho [4.16] corresponde a uma curva S-N com uma inclinação.

#### 4.4.2. Modelo baseado na Mecânica da Fratura

A mecânica da fratura procura estabelecer relações quantificadas entre dimensões de defeitos, ciclos de tensões aplicados e propriedades dos materiais com o objetivo de caracterizar a ocorrência de fraturas.

O modelo é baseado na Lei de Paris-Erdogan (BRANCO *et al*, 1999), onde a taxa de crescimento da trinca por ciclo de tensão  $da/dN$  é descrita como:

$$\frac{da}{dN} = C.(\Delta K)^{m_f}, \text{ onde:} \quad [4.18]$$

$m_f$  e  $C$       Constantes do material;

$\Delta K$             Fator de intensidade de tensões e definido como :

$$\Delta K = Y(a).\Delta S_{m_f}.\sqrt{\pi.a} \quad [4.19]$$

$a$                 Dimensão da trinca;

$Y(a)$             Função da geometria do detalhe em função da dimensão  $a$  da trinca;

$\Delta S_{m_f}$         Valor da amplitude dupla de tensão correspondendo à tensão de ponto, descrita em 4.3.5, e calculada a partir da tensão de nó :

$$\Delta S_{m_f} = \frac{\Delta S}{k_f} \quad [4.20]$$

$k_f$                 Fator de concentração de tensões devido à geometria da solda;

$\Delta S$                 Tensão de nó, considerada no modelo S-N, definida em 4.3.3;

Integrando-se ambos os lados da equação 4.18, temos:

$$\int_{a_0}^{a(t)} \frac{da}{(Y(a) \cdot \sqrt{\pi \cdot a})^{mf}} = C \cdot \sum_{i=1}^N (\Delta S_{i_{mf}})^{mf} \quad [4.21]$$

Como :

$$\sum_{i=1}^N (\Delta S_{i_{mf}})^{mf} = N_S \cdot E(\Delta S_{mf})^{mf} \quad [4.22]$$

Temos:

$$\int_{a_0}^{a(t)} \frac{da}{(Y(a) \sqrt{\pi \cdot a})^m} = C \cdot N_S \cdot E(\Delta S_{mf})^m, \text{ onde:} \quad [4.23]$$

$a_0$  Dimensão inicial considerada para a trinca;

$a(t)$  Dimensão da trinca em função do tempo;

$N_S$  Número total de ciclos esperados durante a operação da unidade e definido como :

$$N_S = v \cdot T_S \quad [4.24]$$

$v$  Número total de ciclos de amplitudes dupla de tensões por ano;

$T_S$  Tempo total em operação, em anos;

No cálculo de  $v$  e  $N_S$  acima, nenhuma parcela de tempo é considerada para a unidade sair da locação, como por exemplo, para realização reparo, ao contrário de embarcações convencionais onde este tempo é estimado em cerca de 15% do tempo total em serviço.

A equação [4.23] pode ser resolvida considerando-se um modelo de crescimento de trinca unidimensional, onde somente a profundidade da trinca  $a$  é considerada como parâmetro representativo da trinca. Caso  $Y(a) = Y$  (constante), a equação [4.23] pode então ser escrita na seguinte forma:

$$\int_{a_0}^{a(t)} \frac{da}{\left(\sqrt{\pi \cdot a}\right)^{mf}} = C \cdot Y^m \cdot N_S \cdot E(\Delta S_{mf})^{mf} \quad [4.25]$$

Escrevendo a equação [4.25] em função do valor característico da amplitude dupla de tensões  $w$ , definido em [4.9] :

$$E(\Delta S_{mf}) = \frac{E(\Delta S)}{k_f} = \frac{w}{k_f} \cdot \ln(N_R)^{1/\xi} \quad [4.26]$$

e integrando [4.25] para  $mf=2$ , chega-se a:

$$N(t) = \frac{1}{C \cdot Y^2 \cdot \pi \cdot E(\Delta S_{mf})^2} \cdot \ln\left(\frac{a(t)}{a_0}\right) \quad [4.27]$$

ou

$$a(t) = \exp\left[ N(t) \cdot C \cdot Y^2 \cdot \pi \cdot \ln(N_R)^{2/\xi} \left(\frac{w}{k_f}\right)^2 + \ln(a_0) \right] \quad [4.28]$$

Integrand-se [4.25] para  $mf \neq 2$ , temos:

$$N(t) = \frac{(a_0)^{1-\frac{mf}{2}} - (a(t))^{1-\frac{mf}{2}}}{C \cdot \left(\frac{mf}{2} - 1\right) \cdot Y^{mf} \cdot \pi^{mf/2} \cdot \ln(N_R)^{mf/\xi} \left(\frac{w}{k_f}\right)^{mf}} \quad [4.29]$$

ou

$$a(t) = \left[ a_0^{1-\frac{mf}{2}} - N(t) \cdot C \cdot \left(\frac{mf}{2} - 1\right) \cdot Y^{mf} \cdot \ln(N_R)^{mf/\xi} \cdot \pi^{mf/2} \cdot \left(\frac{w}{k_f}\right)^{mf} \right]^{\frac{1}{1-\frac{mf}{2}}} \quad [4.30]$$

O modelo acima, baseado na Mecânica da Fratura com crescimento unidimensional e fator de geometria constante, foi considerado neste trabalho.

## 4.5. Análise de confiabilidade

### 4.5.1. Modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N

O modelo de confiabilidade adotado é baseado em uma curva SN com uma inclinação e amplitude dupla de tensão limite  $\Delta S_0$  igual a zero. O valor característico de amplitudes duplas de tensão pode ser definido para diferentes tempos pré-definidos de falha por fadiga  $T_p$ . De acordo com a equação [4.16]:

$$\mu_w = \left[ \frac{\mu_\Delta \cdot K_p}{v_p \cdot T_p \cdot \Gamma \left( 1 + \frac{m_p}{\xi_p} \right)} \right]^{1/m_p}, \text{ onde:} \quad [4.31]$$

$T_p$	Tempo pré-definido para falha por fadiga, em anos, definidos na etapa de projeto;
$v_p$	Número total de ciclos anuais de amplitudes duplas de tensão, considerado na etapa de projeto;
$K_p$	Parâmetro K da Curva S-N considerada durante a etapa de projeto, associado a um intervalo de confiança;
$m_p$	Parâmetro m da Curva S-N considerada durante a etapa de projeto;
$\xi_p$	Parâmetro de forma considerado durante a etapa de projeto;
$\mu_\Delta$	Valor médio do dano acumulado considerado na etapa de projeto;
$\mu_w$	Valor característico da amplitude dupla de tensão;

A função estado limite para o modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N,  $g(x,t)$ , pode ser escrita como, considerando a equação [4.16]:

$$g(x,t) = \Delta - D(t) \quad [4.32]$$

$$g(x,t) = \Delta - \frac{v \cdot t}{K} w^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{\xi}\right), \text{ onde:} \quad [4.33]$$

t	Instante de tempo, constante;
$\Delta$	Valor do dano acumulado, correspondendo à falha por fadiga, aleatório;
D(t)	Valor do dano por fadiga acumulado ao longo do tempo t, aleatório;
v	Número total de ciclos anuais de amplitudes duplas de tensão, constante;
$\xi$	Parâmetro de forma, constante;
m	Parâmetro da Curva S-N, constante;
K	Parâmetro da Curva S-N, aleatório, e determinado a partir de $K_p$ em função do intervalo de confiança associado;

A probabilidade de falha por fadiga pode ser calculada para diversos valores de  $T_p$  através do método FORM, descrito no apêndice A, ao longo do tempo em serviço da unidade para  $g(x,t) \leq 0$ .

#### 4.5.2. Modelo de confiabilidade baseado na Mecânica da Fratura

O modelo de confiabilidade é baseado em um modelo de Mecânica da Fratura unidimensional, representado pela profundidade da trinca, com coeficiente de geometria  $Y(a)=Y$  (constante). A função estado limite para o modelo de confiabilidade baseado na Mecânica da Fratura,  $h(x,t)$ , pode ser escrita como :

$$h(x,t) = a_c - a(t), \text{ onde :} \quad [4.34]$$

$a_c$                       Dimensão crítica considerada para representar a falha por fadiga;

$a(t)$                     Dimensão da trinca em função do tempo, de acordo com [4.28] ou [4.30];

O modelo de confiabilidade baseado na Mecânica da Fratura precisa ser calibrado de forma que atinja os mesmos valores de probabilidade de falha ao longo do tempo em serviço calculados através do modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N. Os valores de  $m_f$  e  $C$  são calibrados com este objetivo.

Em uma primeira etapa, vários valores de  $m_f$  são testados. Cada valor de  $m_f$  dá origem a um valor de  $C$ , calculado de tal forma que a trinca atinja um valor correspondendo à  $a_c$  exatamente no tempo estimado para a falha  $T_p$ . O valor de  $C$  é calculado a partir da equação [4.34] e pode ser escrito como :

$$C = \frac{a_c^{1-m/2} - a_o^{1-m/2}}{v \cdot T_p \cdot \left(\frac{m}{2} - 1\right) \cdot Y^m \cdot \ln(N_R)^{m/\xi} \cdot \pi^{m/2} \cdot \left(\frac{w}{k_f}\right)^m} \quad [4.35]$$

Os valores de  $m_f$  e  $C$ , calculados de acordo com [4.35], que resultarem no menor valor do desvio padrão de  $(\beta_{SN} - \beta_{MF})^2$ ,  $\sigma_{MF/SN}$ , são selecionados, onde  $\beta_{SN}$  e  $\beta_{MF}$  correspondem aos índices de confiabilidade do modelo baseado nas Curvas S-N e Mecânica da Fratura, respectivamente.

$$\sigma_{MF/SN} = \sqrt{\frac{n \sum x^2 - (\sum x)^2}{n \cdot (n-1)}}, \text{ onde :} \quad [4.36]$$

$$x = (\beta_{MF} - \beta_{SN})^2 \quad [4.37]$$

n Número de instantes de tempo t avaliados;

A etapa acima tem por objetivo identificar em função de mf e C uma curva de probabilidade de falha de acordo com o modelo de Mecânica da Fratura [4.34] com curvatura mais próxima à curva de probabilidade de falha de acordo com o modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N [4.32] para um determinado tempo para falha por fadiga Tp.

Em uma segunda etapa, o valor de mf selecionado é fixado e varia-se o valor de C. O par de mf e C que resultar no menor valor médio  $\mu_{MF/SN}$  de  $(\beta_{SN} - \beta_{MF})^2$  é selecionado, onde  $\beta_{SN}$  e  $\beta_{MF}$  correspondem aos índices de confiabilidade do modelo baseado nas Curvas S-N e Mecânica da Fratura, respectivamente.

$$\mu_{MF/SN} = \frac{\sum x}{n}, \text{ onde :} \quad [4.38]$$

$$x = (\beta_{MF} - \beta_{SN})^2, \text{ onde:} \quad [4.39]$$

n Número de instantes de tempo t avaliados;

Os pares mf e C selecionados, correspondendo a um determinado valor de Tp, são considerados nas etapas subsequentes.

O valor da probabilidade de falha ao longo do tempo em serviço de acordo com a equação [4.34] é avaliado através do método FORM, descrito no Apêndice A, para os pares de mf e C selecionados.

#### **4.6. Métodos de inspeção**

As inspeções para avaliação da degradação estrutural por fadiga possuem por objetivo principal avaliar a existência ou não de trincas em detalhes estruturais pré-definidos, e se necessário, avaliar a dimensão e localização das trincas encontradas. De acordo com API 581 (2000), os possíveis métodos de inspeção aplicáveis para a avaliação de trincas são :

##### Inspeção por radiografia

Avaliar defeitos internos de todos os tipos de material, incluindo ligas de alumínio, plásticos, materiais compósitos e concreto, com limite máximo de profundidade de 350mm para aço e 1400mm para concreto;

##### Inspeção por Ultrassom

Avaliar defeitos internos e inspeção de soldas, elementos forjados, ligas de alumínio, etc.;

##### Inspeção por corrente impressa

Avaliar defeitos superficiais em tubos, chapas ou soldas;

##### Inspeção por Partícula Magnética

Avaliar defeitos superficiais;

##### Inspeção por líquido penetrante

Avaliar defeitos superficiais abertos;

##### Inspeção visual

Avaliar defeitos superficiais com ou sem gravação de imagens;

Os métodos de inspeção podem ser classificados em função de sua eficiência, representada pela curva de probabilidade de detecção (PoD). A probabilidade de detecção está associada à probabilidade de um determinado método de inspeção encontrar e dimensionar um defeito existente. De acordo com FABER (2001), a curva da probabilidade de detecção  $I(a)$  pode ser escrita através de uma distribuição exponencial, com média e desvio padrão  $a_d$ , dada por :

$$I(a) = 1 - \exp(-a.\lambda) , \text{ onde:} \quad [4.40]$$

$a$                       Dimensão do defeito;

$a_d$                       Valor da média e desvio padrão da distribuição exponencial;

$\lambda$                       Parâmetro associado ao método de inspeção empregado:

$$\lambda = 1/ a_d \quad [4.41]$$

#### 4.6.1. Modelo de confiabilidade para a inspeção

A função estado limite adotada para a avaliação do resultado da inspeção é dada por:

$$z(x, t_i) = a(t_i) - I(a) , \text{ onde :} \quad [4.41]$$

$t_i$                       Instante de tempo onde a  $i$ -ésima inspeção é realizada;

$a(t)$                       Dimensão da trinca em função do tempo  $t_i$ , de acordo com [4.28] ou [4.30];

$I(a)$                       Curva de probabilidade de detecção do método de inspeção, de acordo com [4.40];

A probabilidade de não encontrar-se nenhuma trinca durante a inspeção é calculada considerando-se  $z(x, t_i) < 0$ . Isto significa que não existe realmente uma falha ou que, caso exista, a falha possui uma dimensão menor que a menor dimensão detectável em função do método de inspeção considerado.

A probabilidade de encontrar-se uma trinca é calculada como resultado de uma inspeção é calculada considerando-se  $z(x, t_i) \geq 0$ . Isto significa que existe uma falha com uma dimensão maior que a menor dimensão detectável em função do método de inspeção considerado.

#### 4.7. Probabilidade de falha ao longo do tempo em função dos resultados de inspeções

Os resultados das inspeções podem ser utilizados para atualizar os modelos de confiabilidade empregados.

Caso a inspeção resulte em nenhuma trinca, isto significa que não existe realmente uma falha ou que, caso exista, a falha possui uma dimensão menor que a menor dimensão detectável em função do método de inspeção considerado. Neste caso, a probabilidade de falha atualizada para  $t = t + t_i$  é dada por:

$$P(a_c - a(t)) \leq 0 \mid a(t_i) - I(a) < 0 = \frac{P(a_c - a(t) \leq 0 \cap a(t_i) - I(a) < 0)}{P(a(t_i) - I(a) < 0)} \quad [4.42]$$

ou escrevendo de outra forma:

$$P(h(x,t) \leq 0 \mid z(x,t_i) < 0) = \frac{P(h(x,t) \leq 0 \cap z(x,t_i) < 0)}{P(z(x,t_i) < 0)} \quad [4.43]$$

$a_c$	Dimensão crítica da trinca;
$t_i$	Instante de tempo onde a $i$ -ésima inspeção é realizada;
$t$	Tempo em operação ( $t \geq t_i$ );

O modelo acima considera que, após a realização de uma inspeção onde nenhuma trinca seja encontrada, o modelo da Mecânica da Fratura irá se comportar como no início da operação, correspondendo a uma dimensão inicial da trinca igual à  $a_0$  no instante da penúltima inspeção, onde nenhuma trinca é identificada.

O modelo acima deve ser especialmente considerado para o caso de métodos de inspeção com baixa probabilidade de detecção, i. e., com valor de  $a_d$  alto quando comparado ao valor de  $a_0$ . Neste caso, pode existir uma trinca de dimensão significativa quando comparada à dimensão inicial  $a_0$ , mas não detectada devido ao método de inspeção considerado, e conseqüentemente não considerada no modelo de confiabilidade.

No caso de vários resultados de inspeções, a probabilidade de falha atualizada para  $t = t + t_n$  pode ser escrita como :

$$P(h(x,t) \leq 0 \mid z_1(x,t_1) \cap \dots \cap z_n(x,t_n) < 0) = \frac{P(h(x,t) \leq 0 \cap z_1(x,t_1) \cap \dots \cap z_n(x,t_n) < 0)}{P(z_1(x,t_1) \cap \dots \cap z_n(x,t_n) < 0)}, \text{ onde: [4.44]}$$

$t_n$                       Instante da n-ésima (ou última) inspeção realizada

Neste trabalho, somente o efeito devido à última inspeção realizada foi considerado. Neste caso, a probabilidade de falha atualizada para  $t = t + t_n$  é dada por :

$$P(h(x,t) \leq 0 \mid z_n(x,t_n) < 0) = \frac{P(h(x,t) \leq 0 \cap z_n(x,t_n) < 0)}{P(z_n(x,t_n) < 0)} \quad [4.45]$$

#### 4.8. Probabilidade de realizar-se reparo em função dos resultados de inspeções

Esta etapa tem por objetivo avaliar os custos do programa de inspeção. A probabilidade de realizar-se reparo pode ser avaliada considerando-se o resultado positivo de uma inspeção, onde seja encontrada uma trinca com uma determinada dimensão.

A probabilidade de realizar reparo será considerada caso a trinca encontrada ultrapasse um determinado valor crítico  $a_R$ . A seguinte função estado limite é considerada para representar a necessidade de realizar reparo:

$$k(x,t) = a_R - a(t) \leq 0 \quad [4.46]$$

Para uma trinca encontrada com uma dimensão menor que  $a_R$ , é considerado que esta trinca não necessita reparo ou que o reparo necessário é muito pequeno e pode ser incluído nos custos da inspeção.

Para uma trinca encontrada e com uma dimensão maior que  $a_R$ , é considerado que esta trinca precisa ser reparada, e os custos associados ao reparo (incluindo mobilização e desmobilização) devem ser considerados.

A probabilidade de realizar reparo para  $t = t_i$  é dada por:

$$P(a_R - a(t_i) \leq 0 | a(t_i) - I(a) \geq 0) = \frac{P(a_R - a(t_i) \leq 0 \cap a(t_i) - I(a) \geq 0)}{P(a(t_i) - I(a) \geq 0)} \quad [4.47]$$

ou escrevendo de outra forma:

$$P(k(x,t_i) \leq 0 | z(x,t_i) \geq 0) = \frac{P(k(x,t_i) \leq 0 \cap z(x,t_i) \geq 0)}{P(z(x,t_i) \geq 0)}, \text{ onde :} \quad [4.48]$$

- $a_R$             Dimensão crítica da trinca definindo a necessidade de realizar reparo;
- $t_i$             Instante de tempo onde a  $i$ -ésima inspeção é realizada;

#### **4.9. Definição dos programas genéricos de inspeção**

Os programas genéricos de inspeção são pré-definidos com o objetivo de realizar-se uma análise prévia das diversas estratégias de inspeção, combinando método de inspeção e intervalo entre inspeções, para detalhes pré-selecionados, com diversas vidas de resistência ao dano por fadiga.

Os intervalos entre inspeções podem ser definidos, por exemplo, através dos seguintes métodos:

- método do intervalo constante entre inspeções;
- método da probabilidade máxima de falha constante;

O custo total final de cada programa de inspeção incluindo os custos de mobilização/desmobilização, inspeção, reparo e falha pode ser estimado conforme apresentado no item 3.4.4., equação [3.1].

##### 4.9.1. Método do intervalo constante entre inspeções

Neste método, os intervalos constantes entre inspeções são pré-estabelecidos. A probabilidade de falha é atualizada de acordo com [4.45] considerando que a inspeção prevista não encontrará nenhuma trinca. A probabilidade de realizar-se reparo é avaliada de acordo com [4.48].

O procedimento é repetido para todo o tempo de operação da unidade, para diferentes valores de tempo estimado para dano por fadiga  $T_p$ , definindo os programas genéricos de inspeção para um determinado intervalo constante entre inspeções e método de inspeção considerado.

#### 4.9.2. Método da probabilidade máxima de falha constante

Neste método, os intervalos entre inspeções são determinados considerando-se que a probabilidade de falha avaliada não ultrapasse um determinado valor máximo pré-definido. A probabilidade de falha ao longo do tempo em serviço é atualizada de acordo com [4.45] considerando que a inspeção realizada não encontra nenhuma trinca. A probabilidade de realizar-se reparo é avaliada de acordo com [4.48]. O procedimento é repetido para todo o tempo de operação da unidade, para diferentes valores pré-definidos de probabilidade de falha máxima associados ao tempo estimado para dano por fadiga  $T_p$ , definindo os programas genéricos de inspeção, associado a um método de inspeção considerado. Este procedimento é ilustrado na Figura 4.18.

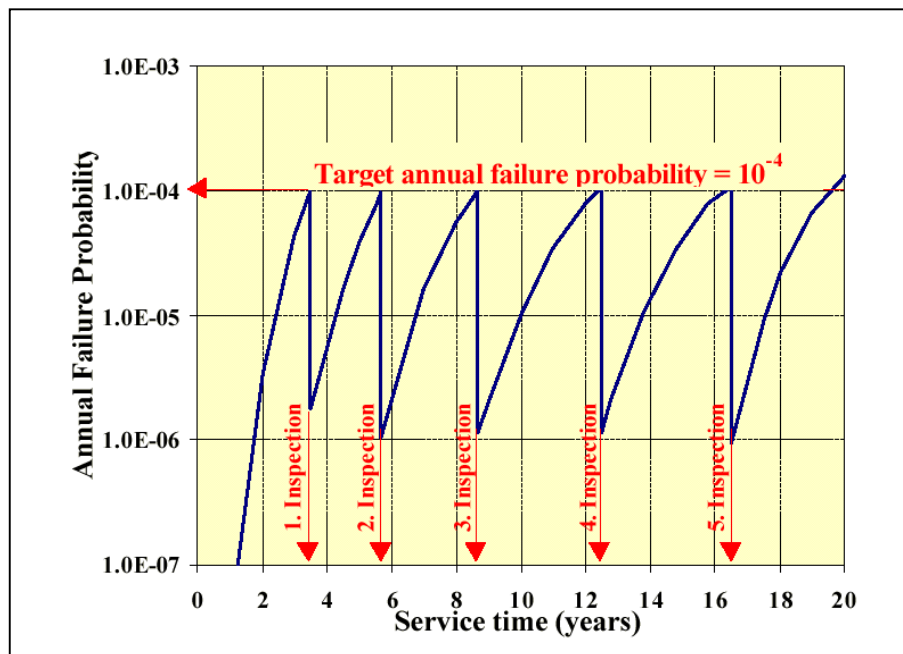


Figura 4.18 – Procedimento para determinação do intervalo máximo entre inspeções para uma probabilidade de falha máxima constante.

Neste trabalho, a probabilidade máxima admissível de falha é estabelecida considerando a máxima probabilidade de falha alcançada até a realização da primeira inspeção prescrita nas regras das Sociedades Classificadoras para a região. Este método de determinação da probabilidade máxima de falha considera que a probabilidade de falha assumida pelo plano de inspeção convencional (baseado nas regras das Sociedades Classificadoras) não seja ultrapassado durante a operação.

## *CAPÍTULO 5*

### *ANÁLISE DE UM CASO*

#### **5.1. Descrição das análises realizadas**

Este exemplo tem por objetivo apresentar as etapas necessárias para o planejamento baseado em risco de inspeções à fadiga. A partir de dois modelos de confiabilidade estrutural, o primeiro baseado nas Curvas S-N e o segundo baseado na teoria da Mecânica da Fratura, um programa genérico de inspeções à fadiga será definido para uma determinada região do casco de uma unidade tipo FPSO.

As características das variáveis constantes e aleatórias consideradas nos modelos de confiabilidade foram estabelecidas a partir de informações disponíveis na literatura. Para uma melhor avaliação do modelo de confiabilidade adotado, foram consideradas duas vidas de resistência ao dano por fadiga estabelecidas na etapa de projeto, de 20 e 40 anos para o detalhe em questão, com o objetivo de avaliar-se o impacto no programa de inspeções à fadiga.

Adicionalmente, sobre a metodologia de cálculo da vida de resistência ao dano por fadiga adotada, foram considerados dois valores de coeficiente de variação (COV) para os parâmetros do modelo associados às amplitudes duplas de tensão e ao dano por fadiga, representando uma menor e maior certeza nos valores calculados na etapa de projeto, também com o objetivo de avaliar-se o impacto no programa de inspeções à fadiga.

Foram considerados dois métodos para definição dos programas genéricos de inspeção: o primeiro baseado em intervalos constantes entre inspeções, representado o programa pré-estabelecido pelas regras das Sociedades Classificadoras (de acordo com o item 4.9.1), e o segundo baseado em uma probabilidade de falha máxima constante, normalmente adotado para estabelecimento de programas baseados em risco de inspeções à fadiga (de acordo com item 4.9.2).

Um método de inspeção foi considerado, representado pela sua curva de probabilidade de detecção, e utilizado para avaliação da região em cada inspeção. Os resultados das inspeções foram utilizados para atualização dos programas de inspeção.

Os programas genéricos de inspeção gerados a partir da metodologia descrita acima foram comparados entre si sob o aspecto do custo total esperado.

Para avaliação do custo da inspeção, foram considerados os custos do método de inspeção e custos associados à mobilização e desmobilização. Dois custos foram considerados para o evento inspeção, incluindo ou não a necessidade de preparação de um tanque de carga (limpeza) para realização da inspeção.

Para o custo do reparo, foi estabelecido que, em caso de detecção de trincas com profundidade maior que 10% da profundidade crítica  $a_c$ , estas devem ser reparadas. Foi considerado que a detecção de uma trinca com profundidade maior que 10% da profundidade crítica acarretaria em uma redução da capacidade de armazenamento para realização dos reparos necessários. Os custos de reparo de trincas com profundidade menor que 10% da profundidade crítica foram desconsiderados, sendo os custos do reparo necessário absorvidos pelo custo das inspeções.

Os custos de mobilização e desmobilização para realização de inspeção e reparo foram incluídos nos custos de inspeção e reparo, respectivamente.

Para avaliação do custo da falha, foi considerado que a detecção de uma trinca com profundidade maior que a dimensão crítica  $a_c$  acarretaria na redução imediata da capacidade de produção e/ou armazenamento por determinado período de tempo para uma melhor avaliação da região avariada e realização dos reparos necessários. Os custos do evento falha, considerados na avaliação dos custos de cada programa de inspeção, foram estimados sob o aspecto do risco financeiro. Os custos associados ao risco ao pessoal de bordo e ao meio ambiente não foram considerados para definição do custo da falha da região avaliada. Para casos onde os riscos ao pessoal de bordo e ao meio ambiente sejam relevantes, estes custos podem ser levados em consideração no levantamento do custo total do programa de inspeções.

## 5.2. Descrição da região avaliada

A região a ser avaliada corresponde ao detalhe de integração entre a estrutura suporte da planta de processos e a estrutura do convés de uma unidade tipo FPSO.

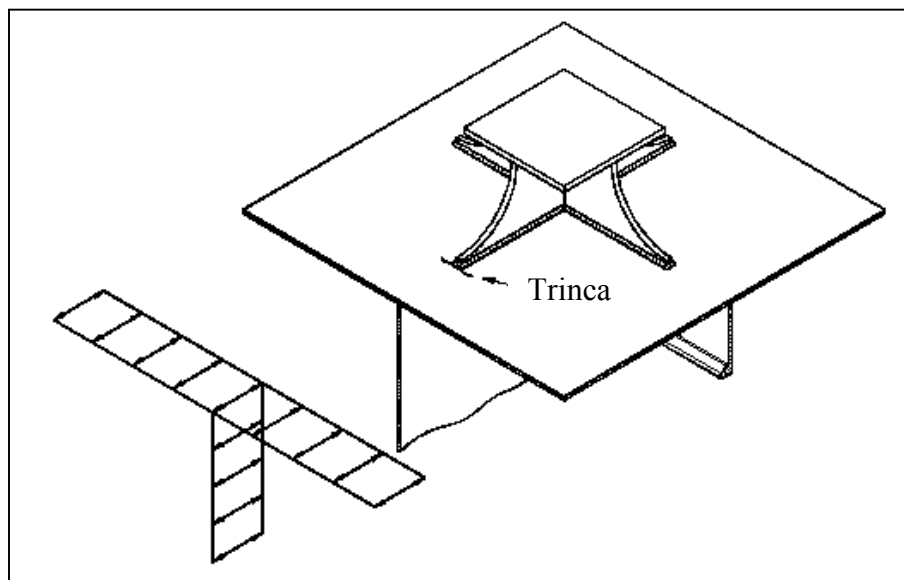


Figura 5.1 – Identificação da área a ser avaliada, incluindo detalhe da falha esperada  
Fonte: LANDET et al (2000)

A estrutura do convés é submetida à esforços longitudinais de viga navio. A região da base da estrutura suporte da planta de processos ocasiona o aparecimento de uma região de concentração de tensões, devida à discontinuidade estrutural introduzida. Sob a ação dos carregamentos cíclicos, uma trinca devida à fadiga pode ocorrer nas proximidades da solda entre o suporte e o chapeamento do convés da embarcação. Adicionalmente, uma trinca desenvolvida nesta região poderia ocasionar o surgimento de trincas em outras áreas, conectadas ao chapeamento do convés, tais como anteparas (longitudinais e transversais) e vaus do convés, normalmente posicionados sob esta região. Caso uma trinca atinja estas regiões, o escopo de reparo necessário pode ser significativamente maior.

### 5.3. Descrição dos modelos de confiabilidade adotados

O primeiro modelo é baseado em uma Curva S-N de uma inclinação, para material base em ambiente ar e com proteção catódica. O segundo modelo é baseado na Mecânica da Fratura para crescimentos de trinca unidimensional.

Os modelos de confiabilidade adotados são baseados nas seguintes premissas básicas:

- Parâmetro de amplitude dupla de tensão calculado de acordo com BV (1998), para uma probabilidade máxima de ser excedido de  $10^{-5}$ ;
- Período de amplitude dupla de tensão calculado de acordo com IACS (1998) e BV (1998), em função da dimensão da embarcação;
- Parâmetro de forma da distribuição de amplitudes duplas de tensão de acordo com DNV(1998), em função da dimensão da embarcação e posição geométrica na Seção-Mestra;
- Curva S-N DNV Ib (curva com uma inclinação, material base em ambiente ar e com proteção catódica) considerada de acordo com DNV (1998);
- Correção da curva S-N devido à espessura do elemento considerado de acordo com DNV (1998).

A metodologia escolhida engloba a metodologia do BV (1998), exceto pelo cálculo do fator de forma da distribuição de Weibull de amplitudes duplas de tensão e curva S-N, extraídos do DNV (1998).

De acordo com DNV (1998), o parâmetro de forma irá variar em função da posição geométrica do elemento na seção-mestra, enquanto que o BV (1998) propõe um único valor para o parâmetro de forma para todas as regiões.

Adicionalmente, o DNV (1998) propõe a utilização de uma curva S-N de uma inclinação considerada no modelo de confiabilidade deste trabalho, e não proposta pelo BV (1998).

As características das variáveis constantes e aleatórias consideradas nos modelos de confiabilidade foram estabelecidas a partir de informações disponíveis na literatura.

### 5.3.1. Cálculo da distribuição das amplitudes duplas de tensão

#### Cálculo do número total de ciclos de amplitudes duplas de tensão:

O comprimento L da unidade corresponde a 330m. O período médio  $\tau$  dos ciclos de amplitudes duplas de tensão pode ser calculado da seguinte forma (BV, 1998) :

$$\tau = 4 \cdot \text{Log} ( L ) \quad [5.1]$$

$$\tau = 4 \cdot \text{Log} ( 330.0 ) = 10.0 \text{ segundos}$$

A frequência do ciclo de tensões f corresponde à  $1 / \tau$  e é igual a 0.10 ciclos por segundo.

O número total de ciclos por ano v é dado por :

$$v = \text{dias} \cdot \text{horas} \cdot \text{segundos} \cdot f \quad [5.2]$$

$$v = 365 \cdot 24 \cdot 3600 \cdot 0.10 = 3.1536\text{E}+06 \text{ ciclos por ano}$$

#### Tempo total em operação

O tempo total em operação da unidade Ts corresponde a 20 anos. Nenhuma parcela de tempo é considerada para a unidade sair da locação, como por exemplo, para realização de reparo, ao contrário de embarcações convencionais, onde este tempo é estimado em cerca de 15% do tempo total em serviço (LOTSBERG et al, 1999). A unidade é considerada efetivamente operando durante os 20 anos previstos.

#### Parâmetro de forma

O parâmetro de Weibull  $\xi$  considerado para esta região foi calculado de acordo com DNV (1998), para elemento posicionado no convés, conforme indicado abaixo:

$$\xi = 2.21 - 0.54 \cdot \text{Log}_{10}(L) \quad [5.3]$$

$$\xi = 2.21 - 0.54 \cdot \text{Log}_{10}(330.0) = 0.85$$

### Probabilidade considerada para o valor da amplitude dupla de tensão ser excedido

A distribuição de amplitudes duplas de tensão foi estimada de acordo com a formulação de regra apresentada em BV (1998). As amplitudes duplas de tensão são avaliadas com uma probabilidade de serem excedidas de  $10^{-5}$  (ou com período de retorno equivalente a  $10^5$  ciclos).

### Curva S-N, incluindo correção devida à espessura:

A curva S-N considerada na etapa de projeto (DNV, 1998) corresponde à curva de uma inclinação DNV Ib, representando o material base em condição soldado e em ambiente com proteção catódica.

Os parâmetros desta curva são  $m = 3.0$  e  $\text{Log}(K)_p = 12.76$ . A espessura da região a ser avaliada corresponde a 25.4mm. O parâmetro  $\text{Log}(K)_p$  deve ser corrigido para espessuras maiores que 22.0mm, conforme indicado abaixo (DNV, 1998):

$$corr = \frac{m}{4} \cdot \text{Log}\left(\frac{e}{22}\right) \quad [5.4]$$

$$corr = \frac{3}{4} \text{Log}\left(\frac{25.4}{22.0}\right) = 0.05$$

$$\log(K)_p = \text{Log}(K)_p - corr \quad [5.5]$$

$$\log(K)_p = \text{Log}(12.76) - corr = 12.71$$

O valor de  $\text{Log}(K)_p$  é calculado com uma probabilidade de falha máxima de 2.5%, correspondendo ao valor médio de  $\text{Log}(K)$  menos duas vezes o desvio padrão, estimado em 0.20 de acordo com DNV (1998).

### Tempo para falha por fadiga

Os valores de tempo estimado para falha por fadiga  $T_p$  de 20 e 40 anos são considerados para cálculo do valor característico médio das amplitudes duplas de tensão.

Os valores de  $T_p$  acima foram selecionados com o objetivo de identificar o impacto nos programas de inspeção considerando-se a variação da vida estimada para falha por fadiga estabelecida na etapa de projeto.

Cálculo dos valores característicos de amplitudes duplas de tensão:

O valor característico das amplitudes duplas de tensão de acordo com [4.16] e [4.9] é dado por:

$$\mu_w = \left[ \frac{\mu_\Delta \cdot K_P}{v_p \cdot T_p \cdot \Gamma \left( 1 + \frac{m_P}{\xi_p} \right)} \right]^{1/m_P} \quad \text{e} \quad \mu_w = \frac{\Delta S_R}{(\ln N_R)^{1/\xi}}$$

A Tabela 5.1. apresenta um resumo dos valores considerados:

Variável	Descrição	Valor
$v_p$	é o número total de ciclos de amplitude dupla de tensão por ano, considerado na etapa de projeto;	3.1536E+06
$K_P$	é o parâmetro K da curva S-N considerada durante a etapa do projeto, associado a um intervalo de confiança de 97.6%, já corrigido para a espessura;	$10^{12.71}$
$m_P$	é o parâmetro m da curva S-N considerada durante a etapa de projeto;	3.00
$\xi_p$	é o parâmetro de forma considerado durante a etapa de projeto;	0.85
$\mu_\Delta$	é o valor médio do dano acumulado correspondente à falha por fadiga;	1.00
$1/N_R$	é a probabilidade de $\Delta S$ ser excedido;	$10^{-5}$
$T_p$	é o empo estimado para falha por fadiga	variável

Tabela 5.1 – Valores considerados para o cálculo de w e  $\Delta S$

Adontando os valores apresentados na Tabela 5.1, os seguintes resultados são obtidos para  $w$  e  $\Delta S$ :

$T_p$ [Anos]	Valor médio de $w$ [MPa]	Valor médio de $\Delta S$ [ MPa]
20	17.91	317.37
40	14.22	251.90

Tabela 5.2 – Valores médios de  $w$  e  $\Delta S$  em função de  $T_p$

A distribuição das amplitudes duplas de tensão é obtida para o valor característico  $w$  e parâmetro de forma  $\xi$ , de acordo com [4.8]:

$$f(\Delta S) = \frac{\xi}{w} \left( \frac{\Delta S}{w} \right)^{\xi-1} \cdot \exp\left( - \frac{\Delta S}{w} \right)^{\xi}$$

Para um valor de  $\xi = 0.85$ , de acordo com a Figura 5.2, as seguintes distribuições de tensão são obtidos para diferentes valores da vida estimada para falha por fadiga  $T_p$ .

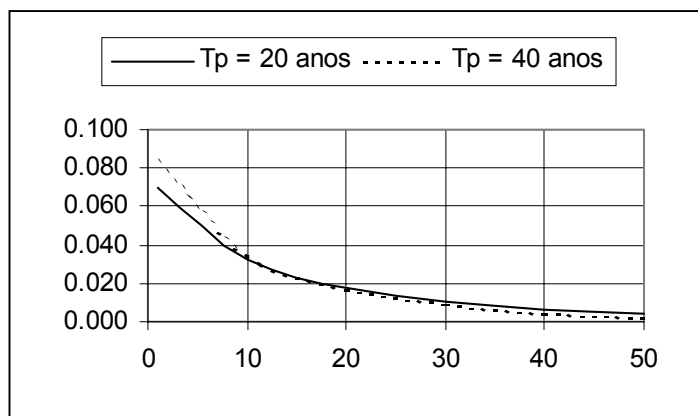


Figura 5.2 – Distribuição de amplitudes duplas de tensão a partir de uma distribuição de Weibull de 2 parâmetros, com coeficiente de forma  $\xi=0.85$  e valores de vida estimada para falha por fadiga  $T_p$ .

## 5.4. Avaliação da confiabilidade através do modelo baseado nas Curvas S-N

### 5.4.1. Modelo de confiabilidade

A probabilidade de falha por fadiga ao longo do tempo pode ser calculada de acordo com a equação [4.33]:

$$g(x,t) = \Delta - \frac{v.t}{K} w^m \Gamma \left( 1 + \frac{m}{\xi} \right)$$

Variável	Descrição	Tipo de Distribuição	Valores	
			Média	Desvio Padrão
$\Delta$	é o dano representando o dano por fadiga	Lognormal	1.00	0.30
Log (K)	é o parâmetro da curva SN	Normal	13.11	0.20
w	é o valor característico da amplitude dupla de tensões	Normal	variável	variável
v	é o número de ciclos por ano	-	3.1536E+06	
$\xi$	é o parâmetro de forma	-	0.85	
m	é o parâmetro da curva SN	-	3.00	

Tabela 5.3 – Valores considerados no cálculo do índice de confiabilidade calculado através do modelo baseado nas Curvas S-N.

#### Valor característico das amplitudes duplas de tensão (w)

O valor de w é modelado através de uma distribuição normal com média w e coeficiente de variação (COV) de 30% (LOTSBERG et al., 1999, MANSOUR et al., 1996), para o caso de valores de amplitudes duplas de tensão calculados com alguma margem de certeza. Um segundo valor para o COV de 15% foi considerado, correspondendo a um cálculo com uma melhor certeza nos resultados obtidos.

### Valor do dano máximo acumulado por fadiga ( $\Delta$ )

O dano máximo acumulado por fadiga é considerado igual a 1.0 para todos os valores de vida estimada para o dano por fadiga  $T_p$ .

O valor de  $\Delta$  é modelado através de uma distribuição lognormal com média  $\Delta$  e coeficiente de variação (COV) de 30% (FABER et al., 2001) para o caso de valores de tensão calculados com alguma margem de certeza. Esta variável foi considerada incluindo as incertezas dos modelos considerados na avaliação do dano por fadiga.

Da mesma forma que para o parâmetro  $w$  acima, um segundo valor para o COV de 15% foi considerado, correspondendo a um cálculo com uma melhor certeza nos resultados obtidos.

### Parâmetros do material

A curva S-N considerada corresponde à curva DNV Ib (DNV, 1998) correspondendo ao material base soldado em ambiente ar e com proteção catódica. Esta curva é representada pelos parâmetros  $m = 3.0$  e  $\text{Log}(K)_p = 12.76$ .

A espessura da região a ser avaliada corresponde a 25.4mm (chapa do convés). O parâmetro  $\text{Log}(K)$  deve ser corrigido de acordo com [5.4] para espessuras maiores que 22.0mm, conforme indicado em 5.2 acima. O valor de  $\text{Log}(K)_p$  a ser considerado é 12.71.

O valor de  $\text{Log}(K)$  é modelado através de uma distribuição normal com média  $\text{Log}(K)$  e desvio padrão igual a 0.20 (DNV, 1998). O valor médio de  $\text{Log}(K)$  correspondendo à probabilidade de ser excedido de 50% é calculado de acordo com [5.5] a partir de  $\text{Log}(K)_p$  mais duas vezes o desvio padrão:

$$\text{Log}(K) = \text{Log}(K)_p + 2 \times 0.20 = 13.11$$

#### 5.4.2. Cálculo do índice de confiabilidade

Os índices de confiabilidade foram calculados através do método FORM, descrito no Apêndice A. Os seguintes valores indicados na Tabela 5.4 e Figura 5.3 são obtidos considerando-se os valores descritos nas Tabelas 5.2 e 5.3 :

Índice de Confiabilidade $\beta$										
Tp	w [Mpa]	Anos em operação								
		1.0	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5	15.0	17.5	20.0
20	17.91	4.89	3.63	2.73	2.22	1.88	1.61	1.40	1.22	1.07
40	14.22	5.87	4.58	3.63	3.10	2.73	2.45	2.23	2.04	1.88

Tabela 5.4 – Índice de confiabilidade para o modelo de confiabilidade baseado nas Curvas S-N (COV 30%).

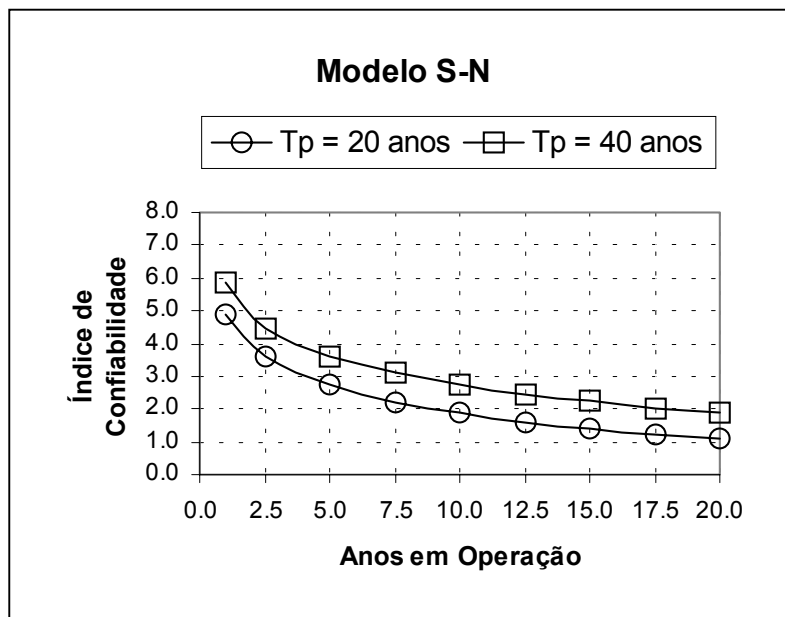


Figura 5.3 – Índice de confiabilidade para falha por fadiga (COV 30%)

Para o caso onde os coeficientes de variação de  $w$  e  $D$  foram reduzidos de 30% para 15%, os resultados indicados na Tabela 5.5 e Figura 5.4 foram obtidos:

Índice de Confiabilidade $\beta$										
$T_p$	$w$ [Mpa]	Anos em operação								
		1.0	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5	15.0	17.5	20.0
20	17.91	6.76	5.16	3.98	3.29	2.81	2.44	2.14	1.89	1.68

Tabela 5.5 – Índice de confiabilidade para o modelo de confiabilidade baseado nas curvas SN (COV 15%)

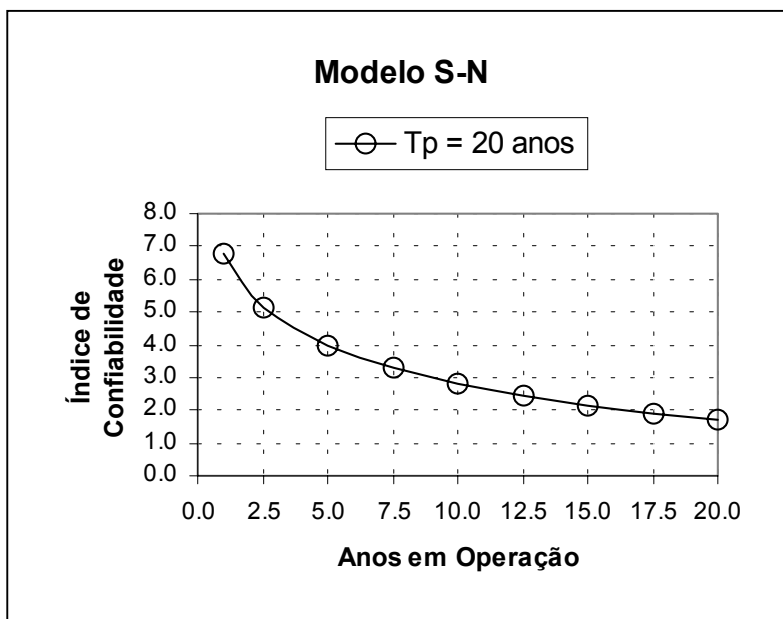


Figura 5.4 – Índice de confiabilidade para falha por fadiga (COV 15%)

## 5.5. Avaliação da confiabilidade através do modelo da mecânica da fratura

### 5.5.1. Modelo de confiabilidade

O modelo de confiabilidade é baseado em um modelo de mecânica da fratura de uma dimensão, representado pela profundidade da trinca, com coeficiente de geometria  $Y(a)=Y$  (constante). A função estado limite para o modelo de confiabilidade baseado na mecânica da fratura,  $h(x,t)$ , de acordo com [4.34] e [4.30] para  $m \neq 2$ , pode ser escrita como:

$$h(x,t) = a_c - a(t)$$

$$a(t) = \left[ a_0^{1-mf/2} - N(t) \cdot C \cdot \left( \frac{mf}{2} - 1 \right) \cdot Y^{mf} \cdot \ln(N_R)^{mf/\xi} \cdot \pi^{mf/2} \cdot \left( \frac{w}{k_f} \right)^{mf} \right]^{1/mf/2}, \text{ para } mf \neq 2$$

Variável	Descrição	Tipo de Distribuição	Valores	
			Média	Desvio Padrão
w	é o valor característico da amplitude dupla de tensões	Normal	variável	variável
$a_0$	é a dimensão inicial da trinca	Exponencial	0.30	0.30
$\ln C$	é o parâmetro do material	Normal	variável	variável
$a_c$	é a dimensão crítica da trinca	-	25.4	-
mf	é o parâmetro do material	-	variável	-
Y	é uma função da geometria do detalhe	-	1.20	-
kf	é o fator de concentração de tensões devido à geometria da solda	-	1.50	-
$1/N_R$	é a probabilidade de $\Delta S$ ser excedido, utilizado para avaliação de w	-	$10^{-5}$	-

Tabela 5.6 – Valores considerados no cálculo da probabilidade de falha ao longo do tempo.

### Dimensão crítica da trinca ( $a_c$ )

O chapeamento do convés principal na região da estrutura suporte da planta de processos possui espessura de 25,4 mm. O valor da dimensão crítica da trinca  $a_c$  representativa da falha estrutural foi selecionada como sendo igual à espessura total do elemento, 25,4mm.

### Coefficiente Geométrico (Y) e Coeficiente de Concentração de tensões devido à solda (kf)

O valor do coeficiente geométrico foi considerado constante e com valor de 1,20. O valor do coeficiente de concentração de tensões kf de 1,50 foi considerado, correspondendo a uma solda de filete (BV, 1998).

### Dimensão inicial da trinca ( $a_0$ )

A dimensão inicial da trinca  $a_0$  foi considerada como 0,30mm. A dimensão inicial é considerada como uma variável aleatória e modelada como uma distribuição exponencial com média e desvio padrão iguais à  $a_0$  (FABER et al., 2001).

### Valor característico das amplitudes duplas de tensão (w)

Os valores considerados no modelo baseado nas Curvas S-N são utilizados no modelo baseado na Mecânica da Fratura. O valor de w é modelado através de uma distribuição normal com média w e coeficiente de variação (COV) de 30% (LOTSBERG et al., 1999, MANSOUR et al., 1996). Um segundo valor para o COV de 15% foi considerado, correspondendo a um cálculo com uma melhor certeza nos resultados obtidos.

### Parâmetros do material mf e Ln C

O parâmetro do material mf foi considerado como constante. O parâmetro do material Ln C foi considerado como variável aleatória. O valor do coeficiente de variação de Ln C foi estimado entre cerca de 1.5% e 3.0% (FABER et al, 2001, MOAN et al, 1998, LOTSBERG, 1999). O valor de 1.5% foi considerado neste exemplo. Os pares de valores mf e C são determinados de tal forma que representem a mesma probabilidade da falha ao longo do tempo calculada através do modelo de confiabilidade baseado no modelo de Curvas S-N. Os Valores obtidos e considerados são apresentados nas Tabelas 5.7 e 5.8.

### 5.5.2. Cálculo do índice de confiabilidade

Os índices de confiabilidade foram calculados através do método FORM, descrito no ApêndiceA. Os valores indicados na Tabela 5.7 e Figura 5.6 são obtidos considerando-se os valores descritos na Tabela 5.6 :

Índice de Confiabilidade $\beta$												
Tp	mf	Ln C		Anos em operação								
		$\mu$	$\sigma$	1.0	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5	15.0	17.5	20.0
20	2.46	-32.45	0.49	4.94	3.64	2.70	2.18	1.81	1.54	1.32	1.13	0.98
40	2.48	-32.73	0.49	5.95	4.61	3.65	3.10	2.72	2.43	2.20	2.00	1.83

Tabela 5.7 – Valores de mf , Ln C e índice de confiabilidade para modelo baseado na Mecânica da Fratura (COV 30%)

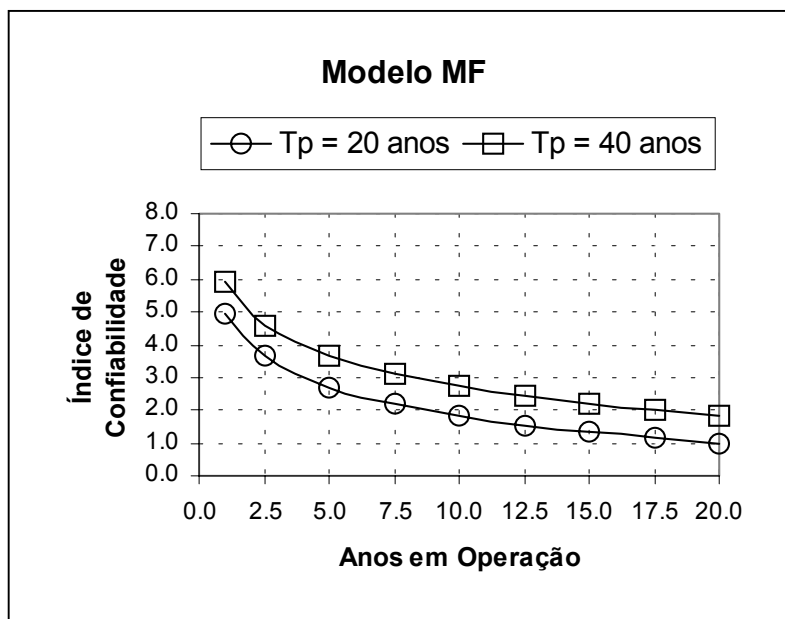


Figura 5.6 – Índice de confiabilidade baseado no Modelo de Mecânica da fratura (COV 30%)

Para o caso onde os coeficientes de variação de  $w$  e  $\Delta$  foram reduzidos de 30% para 15%, os resultados indicados na Tabela 5.8 e Figura 5.7 foram obtidos:

Índice de Confiabilidade $\beta$												
Tp	mf	Ln C		Anos em operação								
		$\mu$	$\sigma$	1.0	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5	15.0	17.5	20.0
20	2.21	-31.02	0.47	6.77	5.17	3.98	3.29	2.81	2.44	2.14	1.89	1.67

Tabela 5.8 – Valores de  $mf$ , Ln C e índice de confiabilidade para modelo baseado na mecânica da fratura (COV 15%)

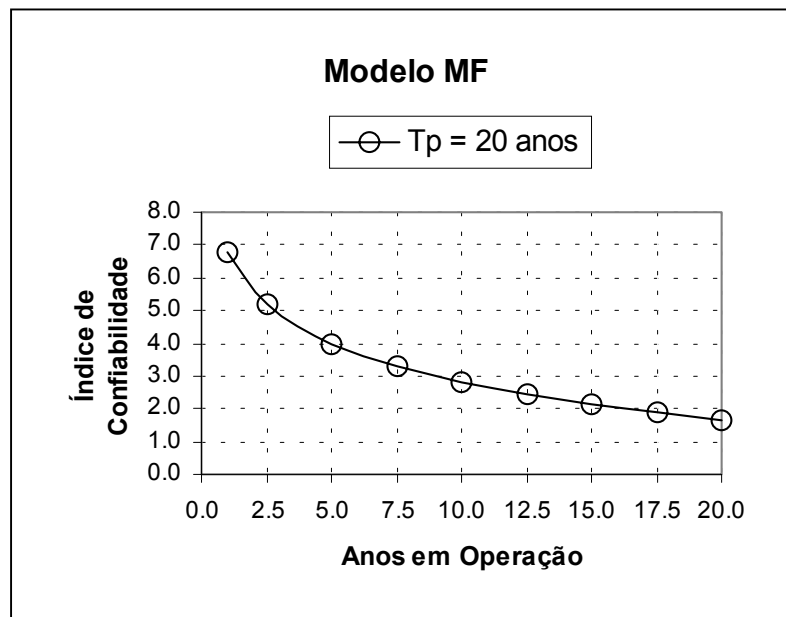


Figura 5.7 – Índice de Confiabilidade baseado no modelo de mecânica da fratura (COV 15%)

De acordo com a Figuras 5.6 e 5.7, os valores são compatíveis com os valores de probabilidade de falha ao longo do tempo calculados através do modelo de curvas S-N de acordo com Figuras 5.3 e 5.4, respectivamente.

A curva representativa do crescimento da trinca é apresentada na Figura 5.8. É observado que a dimensão crítica da trinca não é alcançada para a vida estimada para falha por fadiga  $T_p$ . Isto deve-se ao fato que os valores de  $m$  e  $\ln C$  foram calibrados independentemente, alterando a taxa de crescimento da trinca.

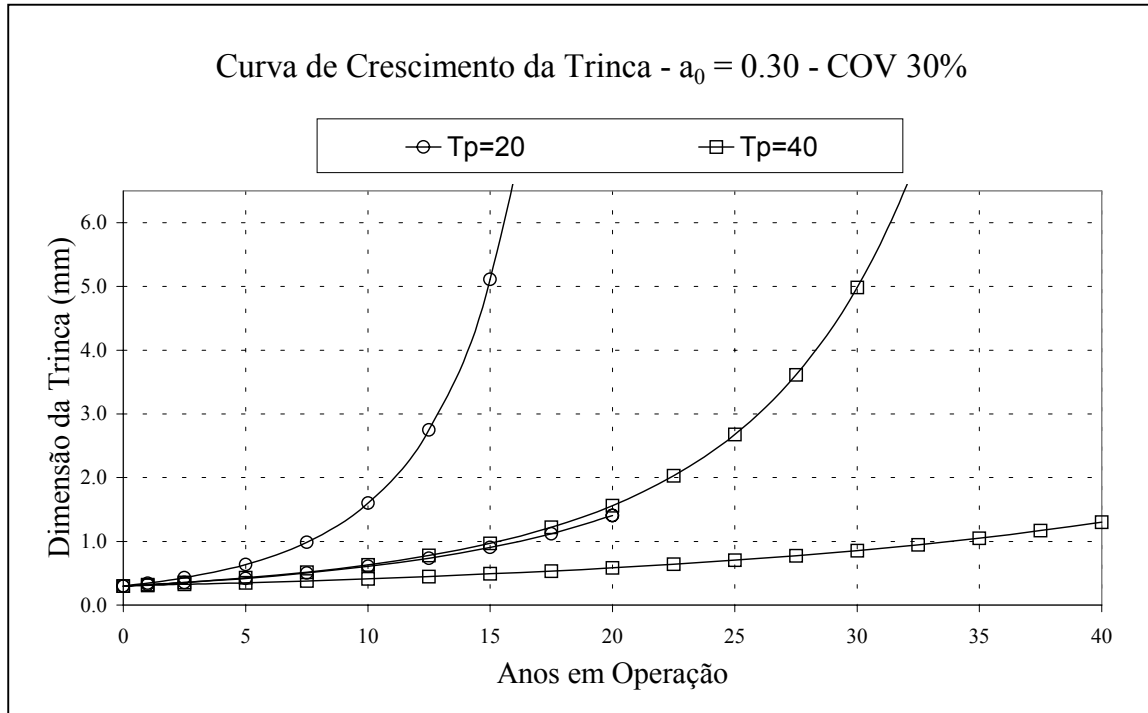


Figura 5.8 – Curva representativa do crescimento da trinca para diferentes pares de  $m$  e  $C$  (COV 30%)

No caso do valor de  $C$  ser calculado a partir do valor de  $m$ , a dimensão crítica da trinca é alcançada ao final da vida estimada de resistência ao dano por fadiga. Neste caso, os índices de confiabilidade não são alcançados.

## 5.6. Definição do método de inspeção

### 5.6.1. Método de inspeção

O método de inspeção I(a) considerado é representado na Tabela 5.9 pela sua probabilidade de detecção (PoD) de uma trinca (FABER, 2001):

Descrição	Tipo da distribuição	Média (mm)	Desvio Padrão (mm)
I(a)	Exponencial	1.50	1.50

Tabela 5.9 – Probabilidade de detecção do método de inspeção considerado

Os valores acima foram estimados em função da dimensão inicial da trinca. Os valores considerados para o método de inspeção devem ser reavaliados em função do método de inspeção adotado e condições de inspeção.

Para as vidas de resistência ao dano por fadiga de 20 e 40 anos, a probabilidade de não encontrar-se uma trinca  $I(a) > a(t)$  em uma inspeção, calculada de acordo com a equação [4.41] através do Método FORM descrito no Apêndice A, é apresentada na Tabela 5.10:

Tp	COV 30%		COV 15%	
	pf	$\beta$	pf	$\beta$
20	0.750	-0.675	0.768	-0.733
40	0.797	-0.832	-	-

Tabela 5.10 – Probabilidade de não detecção de uma trinca em uma inspeção realizada aos 5 anos.

De acordo com os resultados apresentados na Tabela 5.10, o valor da probabilidade de não detecção (ou detecção, calculada como  $1 - pf$ ) não varia significativamente com a modificação do valor do coeficiente de variação COV de 30% para 15%, no caso de  $T_p=20$  anos.

## 5.7. Definição dos programas genéricos de inspeção

### 5.7.1. Programa genérico de inspeções baseado em intervalo constante entre inspeções

Para a região em questão, foi considerado um intervalo constante entre inspeções de 5 anos. A probabilidade de falha (pf) foi calculada de acordo com o item 4.9.1. através do Método de Monte Carlo para inspeções realizadas nos anos 5, 10 e 15 e é apresentada nas Tabelas 5.11 e 5.12 :

COV 30%				
t	Tp = 20 anos		Tp = 40 anos	
	pf	$\beta$	pf	$\beta$
5.0	3.00E-03	2.75	7.00E-05	3.81
10.0	< 1.00E-06	> 4.77	< 1.00E-06	> 4.77
15.0	< 1.00E-06	> 4.77	< 1.00E-06	> 4.77
20.0	< 1.00E-06	> 4.77	< 1.00E-06	> 4.77

Tabela 5.11 – Probabilidade de Falha - Intervalo entre inspeções de 5 anos – COV 30%

COV 15%		
t	Tp = 20 anos	
	pf	$\beta$
5.0	4.00E-05	2.75
10.0	< 1.00E-06	> 4.77
15.0	< 1.00E-06	> 4.77
20.0	< 1.00E-06	> 4.77

Tabela 5.12 – Probabilidade de Falha - Intervalo entre inspeções de 5 anos – COV 15%

Em todos os casos indicados nas Tabelas 5.11 e 5.12, o cronograma de inspeções de acordo com Tabelas 5.13 e 5.14, respectivamente, foi considerado:

COV 30%	Tp	Anos em Operação																				Nº total de Inspeções
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	Total
	20					x					x					x						03
	40					x					x					x						03

Tabela 5.15 – Instantes para realização de inspeções – COV 30%

COV 15%	Tp	Anos em Operação																				Nº total de Inspeções
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	Total
	20					x					x					x						03

Tabela 5.16 – Instantes para realização de inspeções – COV 15%

5.7.2. Programa genérico de inspeções baseado em valores de probabilidade de falha máxima constante

A probabilidade de falha máxima admissível é selecionada considerando-se os resultados para o programa de inspeções baseado em intervalos constantes. A máxima probabilidade de falha correspondente ao instante da 1ª inspeção aos 5 anos de operação é considerada.

O instante para necessário para a próxima inspeção foi estabelecido considerando-se um intervalo mínimo de 2,5 anos. Neste caso, de acordo com as Figuras 5.9, 5.10 e 5.11, as inspeções são sempre realizadas aos 5,0 e 12,5 anos, antes da probabilidade de falha máxima admissível ser alcançada.

A probabilidade de falha  $pf$  foi calculada de acordo com o item 4.9.2. através do Método de Monte Carlo e é apresentada nas Tabelas 5.15 e 5.16 e Figuras 5.9, 5.10 e 5.11:

COV 30%				
t	Tp = 20 anos		Tp = 40 anos	
	pf	$\beta$	pf	$\beta$
5.0	3.00E-03	2.75	7.00E-05	3.81
12.5	2.67E-04	3.46	1.25E-05	4.21
20.0	< 1.00E-06	> 4.77	< 1.00E-06	> 4.77

Tabela 5.15 – Probabilidade de Falha – Probabilidade de falha máxima constante – COV 30%

COV 15%		
t	Tp = 20 anos	
	pf	$\beta$
5.0	4.00E-05	2.75
12.5	1.45E-05	4.18
20.0	< 1.00E-06	> 4.77

Tabela 5.16 – Probabilidade de Falha – Probabilidade de falha máxima constante – COV 15%

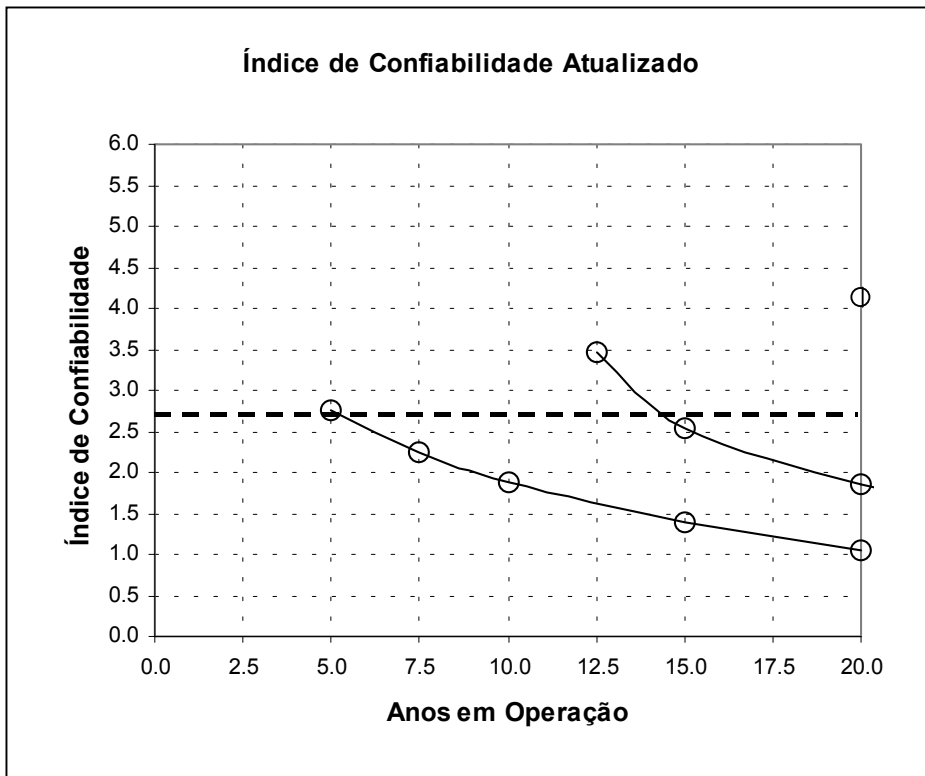


Figura 5.9 – Índice de confiabilidade atualizado –  $T_p = 20$  anos – COV 30%

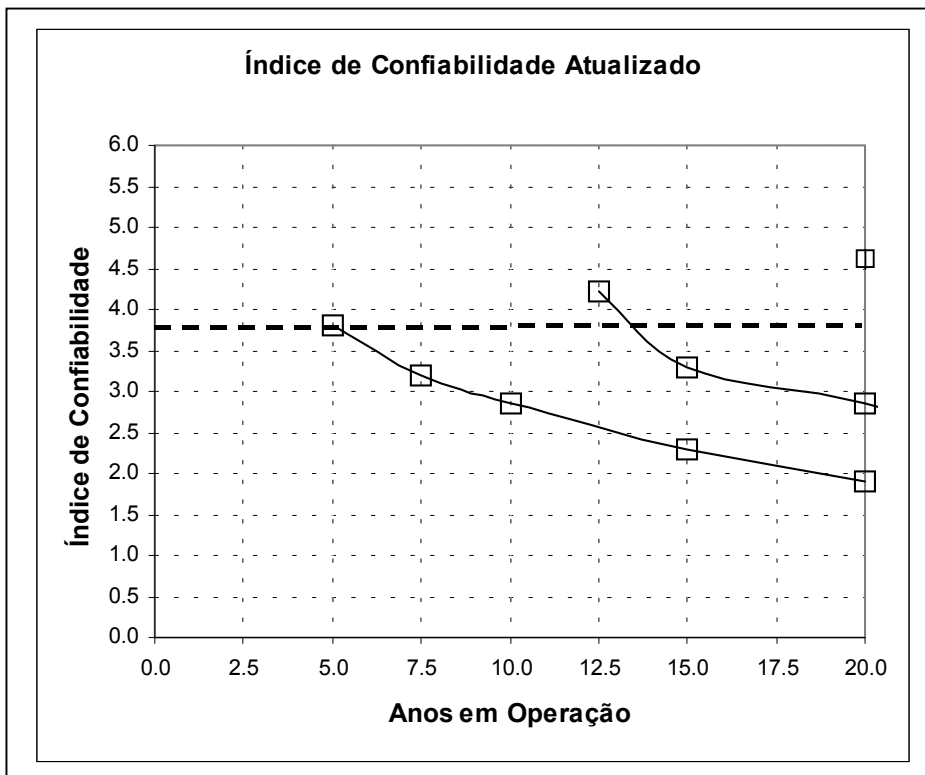


Figura 5.10 – Índice de confiabilidade atualizado –  $T_p = 40$  anos – COV 30%

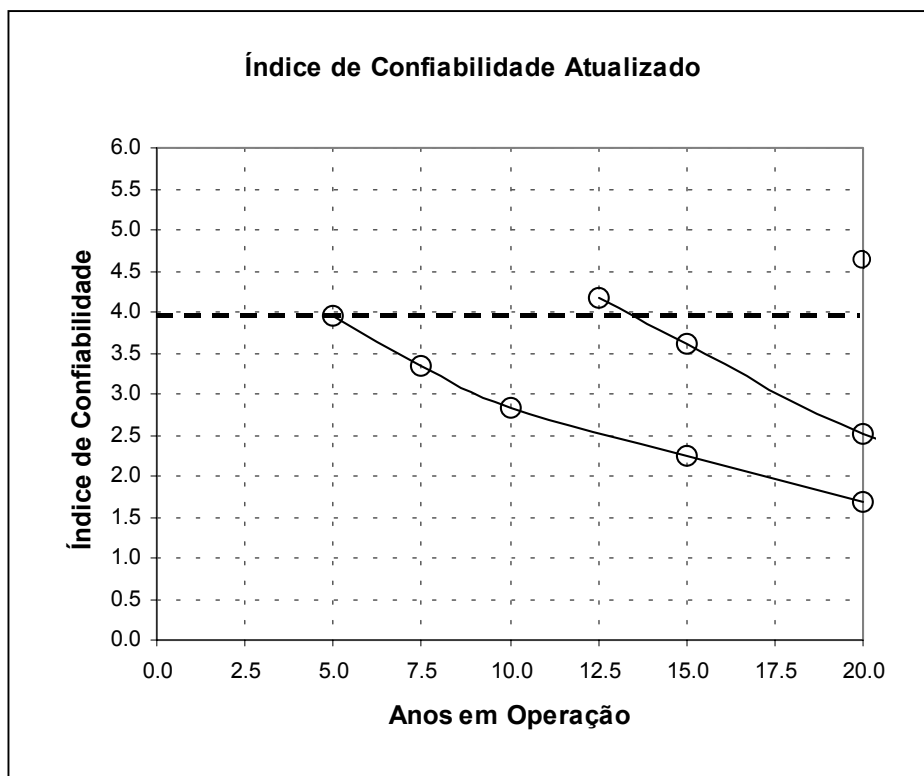


Figura 5.11 – Índice de confiabilidade atualizado –  $T_p = 20$  anos – COV 15%

Em todos os casos indicados nas Tabelas 5.15 e 5.16, o cronograma de inspeções considerado é indicado nas Tabelas 5.17 e 5.18, respectivamente:

COV 30%	$T_p$	Anos em Operação																				Nº total de Inspeções
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	Total
	20					x							x		+							02
	40					x							x	+								02

Tabela 5.17 – Instantes para realização de inspeções – COV 30%  
(x – considerado; + - máximo possível)

COV 15%	$T_p$	Anos em Operação																				Nº total de Inspeções
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	Total
	20					x							x	+								02

Tabela 5.18 – Instantes para realização de inspeções – COV 15%  
(x – considerado; + - máximo possível)

## 5.8. Definição dos custos do programa de inspeção

### 5.8.1. Estimativa dos custos da falha, reparo e inspeção

Uma avaria no chapeamento do convés pode ser classificada da seguinte forma de acordo com as tabelas 3.3, 3.4 e 3.5 quanto ao dano ao pessoal de bordo, danos financeiros e ao meio ambiente (LANDET, 2000), respectivamente:

Danos ao pessoal de bordo :  $I_V$

Danos Financeiros:  $I_E - II_E$

Danos ao meio ambiente :  $I_{MA}$

Neste caso, o maior dano está associado ao dano financeiro, devido à necessidade de realizar o reparo, conseqüentemente exigindo uma preparação do tanque de carga envolvido e redução momentânea da capacidade de armazenamento durante a realização do reparo.

Conforme descrito em 3.4.3., os custos associados à falha, reparo e inspeção, incluindo os custos de mobilização e desmobilização, podem ser estabelecidos. Dois custos de inspeção foram considerados: local de fácil ou difícil acesso, incluindo ou não, respectivamente, os custos associados a preparação do tanque para inspeção (limpeza). Por exemplo, de acordo com LANDET et al (2000), os custos indicados na Tabela 5.19 são propostos e considerados neste trabalho :

	Custo [unidades monetárias]	Comentário
$C_{I+M}$	1,00	Local de <u>fácil</u> acesso;
	40,00	Local de <u>difícil</u> acesso e necessita preparação prévia da região a ser inspecionada;
$C_{R+M}$	50,00	Local de difícil acesso e necessita preparação prévia da região a ser reparada;
$C_F$	6 000,00 (*)	Local de fácil acesso, mas necessita preparação prévia da região a ser reparada e paralização momentânea da produção quando identificado o vazamento;

(\*) custo total para 100% de falha

Tabela 5.19 – Custos estimados de inspeção, reparo e falha

### 5.8.2. Custo da inspeção

De acordo com a equação [3.1], item 3.4.4., o custo devido ao número de inspeções pode ser calculado da seguinte forma:

$$C_{INSPEÇÕES} = \sum_{i=1}^{N_{INSP}} \left[ \frac{C_{I+M}}{(1+tx)^{I_i}} \right] \quad [5.6]$$

Para cada condição analisada, de acordo com cronograma descrito nas Tabelas 5.13, 5.14, 5.17 e 5.18, os custos totais devidos às inspeções foram calculados e apresentados nas Tabelas 5.20a, 5.20b, 5.21a e 5.21b:

Custo total das inspeções ( $C_{INSPEÇÃO}$ ) – COV 30%				
Inspeção	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
1 <sup>a</sup>	0.75	0.75	0.75	0.75
2 <sup>a</sup>	0.56	0.56	0.48	0.48
3 <sup>a</sup>	0.42	0.42	-	-
<b>Total</b>	<b>1.72</b>	<b>1.72</b>	<b>1.23</b>	<b>1.23</b>

Tabela 5.20a – Custo total das inspeções – COV 30%  
(Local de fácil acesso)

Custo total das inspeções ( $C_{INSPEÇÃO}$ ) – COV 30%				
Inspeção	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
1 <sup>a</sup>	30.00	30.00	30.00	30.00
2 <sup>a</sup>	22.40	22.40	19.20	19.20
3 <sup>a</sup>	16.80	16.80	-	-
<b>Total</b>	<b>69.20</b>	<b>69.20</b>	<b>49.20</b>	<b>49.20</b>

Tabela 5.20b – Custo total das inspeções – COV 30%  
(Local de difícil acesso)

Custo total das inspeções ( $C_{INSPEÇÃO}$ ) – COV 15%		
Inspeção	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
1 <sup>a</sup>	0.75	0.75
2 <sup>a</sup>	0.56	0.48
3 <sup>a</sup>	0.42	-
<b>Total</b>	<b>1.72</b>	<b>1.23</b>

Tabela 5.21a – Custo total das inspeções – COV 15%  
(Local de fácil acesso)

Custo total das inspeções ( $C_{INSPEÇÃO}$ ) – COV 15%		
Inspeção	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
1 <sup>a</sup>	30.00	30.00
2 <sup>a</sup>	22.40	19.20
3 <sup>a</sup>	16.80	-
<b>Total</b>	<b>69.20</b>	<b>49.20</b>

Tabela 5.21b – Custo total das inspeções – COV 15%  
(Local de fácil acesso)

### 5.8.3. Custo do reparo

De acordo com a equação [3.1], item 3.4.4., o custo devido à necessidade de realizar reparo pode ser calculado da seguinte forma:

$$C_{REPARO} = \sum_{i=1}^{N_{INSP}} \left[ \frac{(1 - P_F) \cdot P_{R+M}(t_i) \cdot C_{R+M}}{(1 + tx)^{t_i}} \right] \quad [5.7]$$

Para cada condição analisada, de acordo com cronograma descrito nas Tabelas 5.13, 5.14, 5.17 e 5.18, a probabilidade de realizar-se reparo pode ser calculada de acordo com o item 4.7. As probabilidades de realizar-se reparo consideradas são apresentadas nas Tabelas 5.22 e 5.23:

Probabilidade de realizar-se reparo ( $P_R$ ) – COV 30%				
Inspeção	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
1 <sup>a</sup>	1.33E-01	2.32E-02	1.33E-01	2.32E-02
2 <sup>a</sup>	1.33E-01	2.32E-02	1.79E-01	5.29E-02
3 <sup>a</sup>	1.33E-01	2.32E-02	-	-

Tabela 5.22 – Probabilidade de realizar-se reparo – COV 30%

Probabilidade de realizar-se reparo ( $P_R$ ) – COV 15%			
Inspeção	Intervalo constante		Prob. de falha constante
	$T_p = 20$		$T_p = 20$
1 <sup>a</sup>	4.30E-02		4.30E-02
2 <sup>a</sup>	4.30E-02		8.56E-02
3 <sup>a</sup>	4.30E-02		-

Tabela 5.23 – Probabilidade de realizar-se reparo – COV 15%

Os custos totais devidos à necessidade de realizar-se reparo foram calculados e apresentados nas Tabelas 5.24 e 5.25:

Custo total do reparo ( $C_{REPARO}$ ) – COV 30%				
Inspeção	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
1 <sup>a</sup>	4.97	0.87	4.97	0.87
2 <sup>a</sup>	3.71	0.65	4.32	1.28
3 <sup>a</sup>	2.77	0.48	-	
<b>Total</b>	<b>11.45</b>	<b>2.00</b>	<b>9.29</b>	<b>2.15</b>

Tabela 5.24 – Custo total do reparo – COV 30%

Custo total do reparo ( $C_{REPARO}$ ) – COV 15%		
Inspeção	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
1 <sup>a</sup>	1.61	1.61
2 <sup>a</sup>	1.20	2.07
3 <sup>a</sup>	0.90	-
<b>Total</b>	<b>3.71</b>	<b>3.67</b>

Tabela 5.25 – Custo total do reparo – COV 15%

#### 5.8.4. Custo da falha

De acordo com a equação [3.1], item 3.4.4., o custo devido à falha pode ser calculado da seguinte forma:

$$C_{FALHA} = \sum_{t=1}^{T_s} \left[ \frac{P_{FA} C_F}{(1 + tx)^t} \right] \quad [5.8]$$

Para cada condição analisada, de acordo com cronograma descrito nas tabelas 5.13, 5.14, 5.17 e 5.18, os custos totais devidos à falha foram calculados e apresentados nas Tabelas 5.26 e 5.27:

Custo total da falha ( $C_{FALHA}$ ) – COV 30%				
Anos em Operação	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
1	3.40	0.08	3.40	0.08
2	3.20	0.07	3.20	0.07
3	3.02	0.07	3.02	0.07
4	2.85	0.07	2.85	0.07
5	2.69	0.06	2.69	0.06
6	0.00	0.00	0.14	0.01
7	0.00	0.00	0.13	0.01
8	0.00	0.00	0.13	0.01
9	0.00	0.00	0.12	0.01
10	0.00	0.00	0.11	0.01
11	0.00	0.00	0.11	0.00
12	0.00	0.00	0.10	0.00
13	0.00	0.00	0.09	0.00
14	0.00	0.00	0.00	0.00
15	0.00	0.00	0.00	0.00
16	0.00	0.00	0.00	0.00
17	0.00	0.00	0.00	0.00
18	0.00	0.00	0.00	0.00
19	0.00	0.00	0.00	0.00
20	0.00	0.00	0.00	0.00
<b>Total</b>	15.17	0.36	16.11	0.41

Tabela 5.26 – Custo total da falha – COV 30%

Custo total da falha ( $C_{FALHA}$ ) – COV 15 %		
Anos em Operação	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
1	0.08	0.08
2	0.07	0.07
3	0.07	0.07
4	0.07	0.07
5	0.06	0.06
6	0.00	0.01
7	0.00	0.01
8	0.00	0.01
9	0.00	0.01
10	0.00	0.01
11	0.00	0.00
12	0.00	0.00
13	0.00	0.00
14	0.00	0.00
15	0.00	0.00
16	0.00	0.00
17	0.00	0.00
18	0.00	0.00
19	0.00	0.00
20	0.00	0.00
<b>Total</b>	0.36	0.41

Tabela 5.27 – Custo total da falha – COV 15%

### 5.8.5. Custo total do programa de inspeções

Para cada programa de inspeção estabelecido, o custo total de cada programa de inspeção pode ser estabelecido e apresentado nas Tabelas 5.28a, 5.28b, 5.29a e 5.29b:

Custo total do programa de inspeção ( $C_T$ ) – COV 30%				
Custo	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
Inspeção	1.72	1.72	1.23	1.23
Reparo	11.46	2.00	9.29	2.14
Falha	15.17	0.36	16.11	0.41
<b>Total</b>	<b>28.35</b>	<b>4.08</b>	<b>26.63</b>	<b>3.78</b>

Tabela 5.28a – Custo total do programa de inspeções (COV 30%)  
(Local de fácil acesso)

Custo total do programa de inspeção ( $C_T$ ) – COV 30%				
Custo	Intervalo constante		Prob. de falha constante	
	$T_p = 20$	$T_p = 40$	$T_p = 20$	$T_p = 40$
Inspeção	69.20	69.20	49.20	49.20
Reparo	11.46	2.00	9.29	2.14
Falha	15.17	0.36	16.11	0.41
<b>Total</b>	<b>95.83</b>	<b>71.56</b>	<b>74.60</b>	<b>51.75</b>

Tabela 5.28b – Custo total do programa de inspeções (COV 30%)  
(Local de difícil acesso)

Custo total do programa de inspeção ( $C_T$ ) – COV 15%		
Custo	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
Inspeção	1.72	1.23
Reparo	3.70	3.67
Falha	0.36	0.41
<b>Total</b>	<b>5.78</b>	<b>5.31</b>

Tabela 5.29a – Custo total do programa de inspeções (COV 15%)  
(Local de fácil acesso)

Custo total do programa de inspeção ( $C_T$ ) – COV 15%		
Custo	Intervalo constante	Prob. de falha constante
	$T_p = 20$	$T_p = 20$
Inspeção	69.20	49.20
Reparo	3.70	3.67
Falha	0.36	0.41
<b>Total</b>	<b>73.26</b>	<b>53.28</b>

Tabela 5.29b – Custo total do programa de inspeções (COV 15%)  
(Local de difícil acesso)

## ***CAPÍTULO 6***

### ***CONSIDERAÇÕES FINAIS***

#### **6.1. Análise dos resultados obtidos para o exemplo considerado**

Foram considerados dois métodos para definição dos programas genéricos de inspeção: o primeiro baseado em intervalos constantes entre inspeções, representado o programa prescrito estabelecido pelas regras das Sociedades Classificadoras, e o segundo baseado em uma probabilidade de falha máxima constante, normalmente adotado para estabelecimento de programas de inspeção baseados em risco.

De acordo com os resultados obtidos, a definição de programas de inspeção baseados em probabilidade de falha máxima constante é consideravelmente afetada pela metodologia de cálculo adotada para estabelecimento da vida de resistência ao dano por fadiga. A probabilidade de falha ao longo do tempo estabelecida com um coeficiente de variação COV de 30% para o parâmetro de amplitudes duplas de tensão e dano acumulado é cerca de  $10^2$  vezes maior que para o caso de COV 15%.

A proposta de utilizar-se a probabilidade de falha máxima admissível correspondente ao primeiro ciclo de inspeções é fundamental para o estabelecimento de um programa de inspeção compatível com o modelo de confiabilidade adotado. O estabelecimento de níveis de probabilidades de falha máxima admissíveis sem considerar-se a metodologia de cálculo adotada para a avaliação da confiabilidade da fadiga (neste exemplo o coeficiente de variação COV do parâmetro de amplitudes duplas de tensão e dano acumulado) poderia ocasionar em resultados não comparáveis.

O método de inspeção adotado é também de grande importância. No exemplo considerado, o método de inspeção foi suficiente para reduzir significativamente a probabilidade de falha ao longo do tempo conhecendo-se o resultado da inspeção, permitindo o aumento do intervalo entre inspeções. Em todos os casos, a probabilidade do método de inspeção identificar uma trinca em um dado instante de tempo é de cerca de 20%-30%. O termo representado por  $\Phi(-\beta_z)$  é cerca de 60%-70%. A consideração de

um método de inspeção menos eficaz (maior valor médio da probabilidade de detecção) acarretaria em uma menor correção da probabilidade de falha ao longo do tempo (maior valor para  $\Phi(-\beta_z)$ ), conseqüentemente aumentando o número de inspeções ao longo da operação, necessárias para a manutenção de uma probabilidade máxima de falha.

Outro aspecto importante de destacar-se sobre o método de inspeção adotado é o fato de que a utilização de um método de inspeção no início da operação com valor médio de probabilidade de detecção alto (método não muito eficaz) poderia ocasionar em uma má interpretação do estado atual de degradação da estrutura. Neste caso, já poderia existir uma trinca não detectada logo no início do ciclo, maior que  $a_0$ , e não considerada no modelo, ocasionando uma falha antes do período previsto.

No exemplo analisado, a utilização de programas de inspeção baseados em uma probabilidade de falha máxima constante permitiu a redução do número de inspeções. Enquanto que em um programa baseado em intervalos constantes entre inspeções (normalmente adotado pelas Sociedades Classificadoras) são necessárias três inspeções ao longo do tempo em serviço (Tabelas 5.13 e 5.14), no caso do método de probabilidade de falha máxima constante, somente duas inspeções são necessárias ao longo do tempo em operação (Tabelas 5.17 e 5.18).

Avaliando-se os custos estimados para os programas de inspeção (Tabelas 5.28a e 5.29a), considerando-se os custos de inspeções associados a locais de fácil acesso, observa-se que os custos associados ao programa baseado em probabilidade de falha máxima constante são ligeiramente maiores que os programas estabelecidos em função de intervalos constantes entre inspeções, sendo os custos totais do programa definidos em função dos custos associados à falha.

Para os casos onde os custos associados à inspeção sejam maiores (Tabelas 5.28b e 5.29b), representando os custos de inspeção em locais de difícil acesso (exigindo, por exemplo, a preparação dos tanques de carga para inspeção), a simples redução no número de inspeções necessárias reduz consideravelmente os custos totais do programa de inspeção, neste caso analisado, em cerca de 20~25%. Esta redução nos custos totais dos programas de inspeção em função da redução do número de inspeções em uma unidade flutuante de produção justifica os esforços necessários para estabelecimento de um programa de inspeção baseado em risco para estas regiões.

## **6.2. Análise da metodologia de cálculo adotada para a determinação da probabilidade de falha de sistemas**

Neste trabalho, o cálculo da probabilidade de falha, de acordo com a equação [4.43], e de realizar-se reparo, de acordo com a equação [4.47], em função do resultado de uma inspeção, foi realizado através do Método de Monte Carlo, descrito no Anexo A.

No exemplo analisado, a utilização do método FORM para avaliação dos numeradores das equações [4.43] e [4.47] mostrou-se inadequado, quando comparado aos resultados obtidos através do Método de Monte Carlo. Por exemplo, no caso do programa de inspeções baseado em uma probabilidade de falha máxima constante, enquanto que para os valores obtidos através do Método FORM estabeleciam o intervalo para a segunda inspeção em 5 anos (realizada após 10 anos em operação), o valores obtidos pelo Método de Monte Carlo estabeleceram um intervalo de cerca de 8~9 anos, dependendo dos valores considerados nos modelos (inspeção após 13~14 anos).

### **6.3. Possibilidades para redução dos custos totais dos programas de inspeção à fadiga**

A redução dos custos dos programas de inspeção pode ser obtida na seleção de um programa visando uma probabilidade de falha alvo. Esta seleção é afetada pela metodologia de cálculo utilizada para estimativa do dano por fadiga, método de inspeção adotado e custos associados aos eventos inspeção, reparo e falha.

#### **6.3.1. Unidades construídas**

Para o caso de F(P)SOs construídos (não convertidos), uma possibilidade para a redução dos custos de inspeção seria um projeto melhor que resulte em uma maior vida estimada por fadiga, adotando-se maiores fatores de segurança, ou seja, a escolha de um detalhe estrutural que corresponda a uma maior vida estimada ao dano por fadiga.

A escolha de um detalhe estrutural típico, por exemplo, para conexão dos longitudinais do fundo com a estrutura primária, deve ser feita levando-se em consideração o grande número necessário de detalhes e custos de construção.

O modelo apresentado neste trabalho pode ser considerado como parâmetro para avaliação dos custos do programa de inspeção e, em conjunto com a variação dos custos de construção do detalhe, estabelecer o detalhe ótimo, que possua o menor custo total (custos de construção + custos de inspeção).

Contudo, conforme apresentado acima, a metodologia utilizada para o estabelecimento da vida de resistência à fadiga irá influenciar consideravelmente o estabelecimento de um programa de inspeção baseado em risco. Atualmente, para as metodologias de cálculo disponíveis na literatura (FRANÇOIS, 2001) existe uma grande dispersão entre os cálculos realizados e resultados obtidos para diferentes regiões do casco de um F(P)SO, conforme mostrado na Figura 6.1.

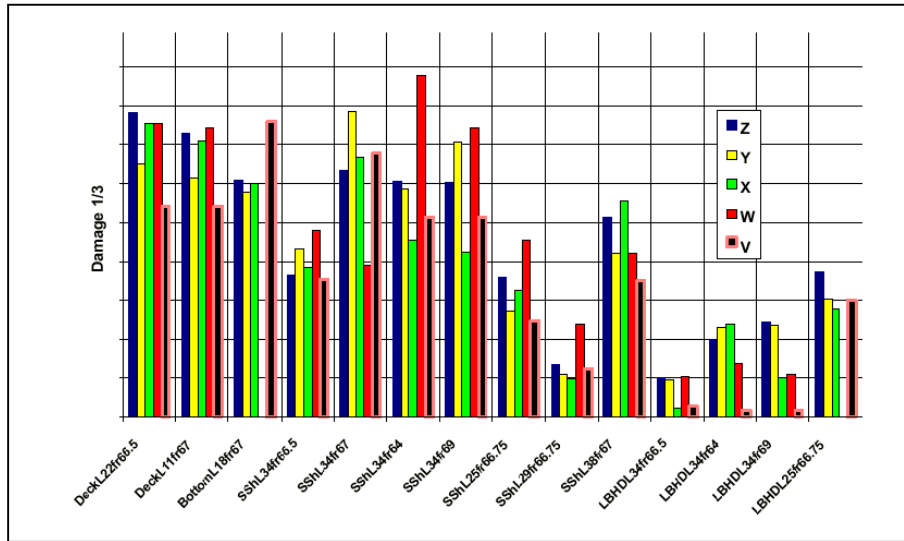


Figura 6.1 – Comparação entre resultados obtidos para dano por fadiga para determinadas regiões do casco realizada por diferentes empresas (FRANCOIS, 2001)

As Curvas S-N estão sendo revisadas para detalhes típicos de estruturas de navio (LOTSBERG, 2000). Esta revisão está sendo desenvolvida com o objetivo de melhor avaliar-se o critério de falha adotado, efeito da dimensão e espessura e efeito de tensão média e histórico de distribuição de tensões aplicada ao detalhe.

Além da definição da Curva S-N a ser utilizada, outro item de grande importância para o estabelecimento da vida de resistência à fadiga é a distribuição de amplitudes duplas de tensão (LANDET, 2000). Dependendo da metodologia de cálculo adotada para estabelecimento da vida à fadiga, esta irá estar associada a uma incerteza, representada pelo coeficiente de variação (COV). A seleção da metodologia adotada para estabelecimento das amplitudes duplas de tensão é de grande importância para o estabelecimento do programa de inspeções.

Espera-se que com os resultados finais do JIP (Joint Industry Project) sobre fadiga na estrutura do casco de unidades tipo FPSO (FRANÇOIS, 2000) seja possível estabelecer um metodologia de cálculo compatível para este tipo de estrutura.

### 6.3.2. Unidades convertidas

No caso de embarcações convertidas a partir de embarcações existentes, a primeira etapa seria a realização de uma avaliação de fadiga (caso a análise de fadiga realizada na época da conversão não seja considerada satisfatória). Esta avaliação deve levar em consideração a vida da embarcação operando como navio tanque convencional, registro de trincas na estrutura do casco e vida à fadiga remanescente (MATOS et al, 2000), considerando-se o estado da estrutura (nível de desgaste devido à corrosão) e proteção catódica prevista para a estrutura. A avaliação do dano por fadiga da embarcação operando como embarcação convencional, bem como uma avaliação satisfatória do estado da estrutura na época da conversão, podem introduzir uma grande incerteza nas avaliações da vida à fadiga durante o projeto da conversão da unidade.

Como a possibilidade de avaliar-se a modificação sistemática dos detalhes estruturais existentes é proibitiva sob o aspecto do custo de construção, a redução do custo dos programas de inspeção pode ser feita modificando-se os custos associados à falha, reparo e inspeção.

A partir de parâmetros fixados para os custos dos eventos inspeção, reparo e falha, o modelo apresentado neste trabalho pode ser utilizado para avaliar-se a estrutura de um ou mais navios convencionais candidatos à conversão sob o aspecto do custo total estimado para o programa de inspeções. O impacto no programa de inspeções pode ser avaliado para diferentes vidas de resistência ao dano por fadiga estabelecidos na etapa de projeto.

### 6.3.3. Programas de inspeção governados pelo custo da falha

Para regiões governadas pelo custo da falha, a definição para falha desta região poderia ser reconsiderada no modelo da Mecânica da Fratura. No exemplo analisado, a condição limite para caracterização da falha corresponde a uma trinca total ao longo de toda a espessura do elemento. Este critério de falha poderia ser modificado, por exemplo, para a metade da espessura do elemento. Os custos da falha (neste caso correspondendo a uma trinca com metade da espessura do elemento) poderiam ser reduzidos, para próximos aos custos associados ao reparo. Para este caso, é previsto o aumento do número de inspeções necessárias para manutenção da probabilidade de

falha dentro dos limites aceitáveis, cujo impacto no custo final também deve ser levado em consideração.

Adicionalmente, outra possibilidade seria a redução direta da consequência de falha, através de redundâncias estruturais. Este último caso não é usualmente aplicável para a estrutura do casco uma vez que uma grande parte do custo da falha está associada à possível necessidade de paralisação da produção para realização de reparo.

#### 6.3.4. Programas de inspeção governados pelo custo do reparo

Para programas de inspeção governados pelo custo do reparo, associados por exemplo a uma limitação operacional da unidade durante o período de reparo, uma possibilidade seria a utilização de métodos de reparo especiais, com o objetivo de reduzir-se o tempo de reparo e impacto na operação da unidade. Por exemplo, conforme apresentado em CONSTANTINIS (2001), procedimentos de reparo alternativos, tais como a utilização de IGLOO (correspondendo a uma câmara com pressão de ar positiva e resistente ao calor), que permite a realização de reparo evitando-se a limpeza de uma tanque adjacente, podem ser adotados.

Adicionalmente, a redução da probabilidade de falha irá acarretar na redução da probabilidade da necessidade de realizar-se reparo, conseqüentemente do custo do reparo.

#### 6.3.5. Programas de inspeção governados pelo custos das inspeções

Para os programas de inspeção governados pelo custo das inspeções, uma possibilidade seria o agrupamento das inspeções de diversas regiões simultaneamente com o objetivo de reduzir-se os custos de preparação da região a ser inspecionada (mobilização e desmobilização). Com isto, os custos de preparação dos tanques de carga podem ser rateados entre os elementos inspecionados. Adicionalmente, como a maioria dos elementos são semelhantes entre si e estão presentes dentro dos tanques de carga, outra possibilidade seria reduzir-se o número de elementos a serem inspecionados através da consideração dos resultados de inspeção de elementos inspecionados para os elementos não inspecionados, através de fatores de correlação (MOAN et al, 1998).

Outra possibilidade seria a modificação do método de inspeção, alterando o intervalo necessário entre inspeções. O método de inspeção visual, normalmente adotado para avaliação inicial dos possíveis danos à fadiga da estrutura do casco, possui uma baixa probabilidade de detecção, estimada menor que o método adotado neste trabalho. Neste caso, a utilização de inspeções visuais para avaliação dos danos à fadiga acarretaria em um maior número de inspeções necessárias para manutenção dos níveis de probabilidade de falha abaixo de valores pré-estabelecidos, acarretando a elevação dos custos totais do programa de inspeções. Adicionalmente, o método de inspeção visual representado pela curva de probabilidade de detecção é sensível à experiência do vistoriador empregado e condições de inspeção. Estes fatores também devem ser levados em consideração no estabelecimento da curva de probabilidade de detecção (DEMSETZ, 1999).

A modificação do método de inspeção para uma determinada região poderia reduzir o número necessário de inspeções, conseqüentemente reduzindo o custo do programa, uma vez que o custo de um método de inspeção é consideravelmente menor que o custo de preparação do tanque para inspeção (quando necessário).

## **6.4. Propostas para trabalhos futuros**

### **6.4.1. Análise de confiabilidade à fadiga de sistemas**

De acordo com MOAN et al (1998), devido às variáveis comuns consideradas na avaliação da vida de resistência à fadiga das regiões individualmente, a correlação entre as regiões consideradas irá existir e relações entre uma região inspecionada e uma não inspecionada podem ser estabelecidas. Com a utilização de correlação entre as regiões inspecionadas e não inspecionadas, seria possível reduzir-se consideravelmente o número total de inspeções para uma determinada parte do casco. Por exemplo, a não necessidade de realizar-se todas as inspeção previstas em um dado tanque de carga em função dos resultados obtidos para um tanque semelhante ocasionaria um grande impacto no custo total do programa de inspeções adotado para a unidade.

### **6.4.2. Outros modos de degradação estrutural**

As demais formas de avaria as quais a estrutura do casco está sujeita, além da degradação estrutural por fadiga, tais como corrosão, queda de objetos, colisões com outras embarcações, etc.. devem ser controladas através de programas de inspeção específicos.

No caso da degradação estrutural por corrosão, modelos de confiabilidade podem ser considerados de acordo com MELCHERS (2001) e FABER (2001), para definição dos programas genéricos de inspeção à corrosão. Da mesma forma que os programas estabelecidos para fadiga, os programas de inspeções à corrosão podem ser avaliados quanto à metodologia de avaliação do dano por corrosão, método de inspeção e custos associados à inspeção, reparo e falha, bem como a análise de confiabilidade à corrosão de sistemas para redução do número total de inspeções necessárias.

#### 6.4.3. Gerenciamento das informações do programa de inspeções baseado em risco

Devido ao grande número de elementos a serem inspecionados e variáveis do modelo, é fundamental que o planejamento e cálculos necessários sejam realizados considerando-se a existência de um sistema totalmente integrado.

Este sistema é fundamental para uma análise rápida e eficiente dos programas de inspeções propostos e impactos devidos às alterações propostas em alguma variável dos modelos considerados.

Este sistema também seria preparado para receber os relatórios oriundos das inspeções e gerar novos planos de inspeção para determinadas regiões em função dos resultados das inspeções (se necessário). As demais formas de avaria as quais a estrutura do casco estaria sujeita, além da degradação estrutural por fadiga, tais como corrosão, queda de objetos, colisões com outras embarcações, etc., devem ser avaliadas através de programas globais de inspeção, os quais também poderiam ser considerados neste sistema.

#### 6.4.4. Avaliação de modelos de confiabilidade baseados na Mecânica da Fratura para crescimento de trinca bidimensional

Os programas de inspeção à fadiga podem ser desenvolvidos baseados em modelos da Mecânica da Fratura para crescimento de trinca bidimensional. Este modelo pode ser considerado para uma melhor consideração do método de inspeção adotado.

O modelo de trinca considerado neste trabalho (trinca unidimensional) apresenta uma taxa de crescimento lenta nos anos iniciais. No modelo de crescimento bidimensional, o parâmetro de largura da trinca apresenta uma maior taxa de crescimento e é considerado como parâmetro para avaliação da confiabilidade do sistema em função dos resultados das inspeções. Este parâmetro (largura da trinca) é normalmente considerado no estabelecimento das curvas de probabilidade de detecção, apresentadas em alguns trabalhos publicados (LANDET, 2000, LOTSBERG et al, 2000).

Este modelo de confiabilidade seria construído a partir da resolução de duas equações acopladas, uma representando o crescimento da profundidade da trinca e a outra a largura da trinca.

Os resultados obtidos para o modelo baseado em crescimento bidimensional da trinca podem ser comparados ao método e exemplo propostos neste trabalho.

## ***CAPÍTULO 7***

### ***BIBLIOGRAFIA***

ANTOSH, N., 2002, “Floating oil vessels can be used in Gulf”, Houston Chronicle, Jan.3.

API (American Petroleum Institute), *Risk Based Inspection – Base Resource Document*. API 581, 2001.

BENSIMON, L. F. B., LUNDE, P. A., STEELE, G., 1999, “Deepwater Installation of a Large Capacity FPSO with Large Number of Risers in the Marlin Field”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, Houston, May.

BARDANACHVILI, C. A., 1996, *Análise de Confiabilidade da Fadiga de Plataformas de Pernas Atirantadas (TLP)*; Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

BASTIANI, A., KARVE, S. V., 1999, “Project Execution and Operational Experience with the First Permanent FSO System in the Gulf of Mexico”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 11003, Houston, May.

BEA, R. G., XU, T., 1999, “Reliability-Based Design Criteria for Floating Drilling & Production Structures in the Bay of Campeche”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 11065, Houston, May.

BASU, R. I., KIRKHOPE, K. J., SRINIVASAN, J., 1995, *Guidelines for Evaluation of Finite Element and Results*. Report SSC-387, Ship Structural Committee.

- BIRK, L., CLAUSS, G. F., 1999, “Efficient Development of Innovative Offshore Structures”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 107774, Houston, May.
- BOOM, H., KREKEL, M., ALLBERTS, P., 2000, “FPSO Integrity: Structural Monitoring of Gas Down”. In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technical Conference*, OTC 12143, Houston, May.
- BRANCO, C. M., FERNANDES, A. A., CASTRO, P. M. S. T., 1999, *Fadiga de Estruturas Soldadas*. 2ª Edição. Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.
- BULTEMA, S., BOOM, H., KREKEL, M., 2000, “FPSO Integrity: JIP on FPSO Fatigue Loads”. In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technical Conference*, OTC 12142, Houston, May.
- BV (Bureau Veritas), *Fatigue Strength of Welded Ship Structures*. Guidande Note NI 393 DSM R01 E , July, 1998.
- BV (Bureau Veritas), *Rules and Regulation for Classification of Steel Ships*. July, 2001.
- CONSTANTINIS, D., 2001, “Inspection, evaluation methods help FPSOs, FSOs avoid drydockings (avoiding downtime for floating production systems)”, *Offshore*, May.
- DAUGHDRILL, W.H., BROWN, M. J., 1999, “The Regulatory Scheme Applicable to Floating Production, Storage and Offloading Systems”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technical Conference*, OTC 10702, Houston, May.
- DAUGHDRILL, W.H., PROCTOR, R. C., CUSHING, J. M., 2001, “Recent Regulatory Developments Affecting Floating Production, Storage and Offloading Systems”. In: *Proceedings of the 2001 Offshore Technical Conference*, OTC 13172, Houston, May.
- DEMSETZ, L. A., CABRERA, J., 1999, *Detection Probability Assessment for Visual Inspection of Ships*. In: Final Report SR-1375, Ship Structure Committee.

- DIAS, J. W. M., 1999, “Marlin Field: The Utilization of Floating Production Units”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, Houston, May.
- DNV (Det Norsk Veritas), *Fatigue Assessment of Ship Structures*. Classification Notes No. 30.7, Primeira Edição, 1998.
- DORIS, 2001, “Submerged pontoon storage hull evolves as second generation FPSO.(floating production, storage, and offloading)(Doris Engineering)”. Offshore, May.
- ERSDAL, G., 2000, *Green Water Workshop*. Report NPD 12.05.2000, Norwegian Petroleum Directorate Office.
- FABER, M. H., STRAUB, D., GOYET, J., 2001, “Unified Approach to Risk Based Inspection Planning for Offshore Production Facilities”. In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2116, Rio de Janeiro, Jun.
- FABER, M. H., 2001, “Reliability Based Inspection Planning of Fatigue Damaged Offshore Platforms”. In: *Proceedings of the International PEP-IMP Symposium on Risk and Reliability Assessment for Offshore Structures*, Mexico City, Dez.
- FABER, M. H., 2002, *Risk and Safety in Civil Engineering - Lecture Notes on Risk and Safety in Civil Engineering*, Ed. Feb/2002, Swiss Federal Institute of Technology (ETH, Zurich).
- FRANCOIS, M., MO, O., FRICKE, W., et al, 2000, “FPSO Integrity: Comparative Study of Fatigue Analysis Methods”. In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technology Conference*, OTC 12148, Houston, May.
- FURLOW, W., 2000, “Onstream project brings understanding, safety to FPSO design (Floating production and storage offloading)(Brief Article)”. Offshore, Nov.

- GARBATOV, Y., SOARES, G., 2001, “Baysean Updating in the Reliability Assessment of Maintained Floating Structures”. In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2176, Rio de Janeiro, Jun.
- GEORGE, J. E., PARKER, W. J., CRANSWICK, D. J., “FPSO Environmental Impact Statement: What is Happening”. In: *Proceedings of the 1999 International Technology Conference*, OTC 10705, Houston, May.
- GLEN, I.F., DINOVIETZ, A., PATERSO, R. B., LUZNIK, L., et al, 1999, *Fatigue Resistant Detail Design Guide for Ship Structures*. Report SSC-405, Ship Structural Committee (1999).
- GORMA, M. R., LARRABEE, R. D., LLOYD, J. R., et al, 1985, *ASCE Continuing Education Short Course - Structural Reliability Analysis of Offshore Platforms* . American Society of Civil Engineers.
- GREEN, J. M., 1999, “Lessons Learned from the Schiehallion FPSO’s Design and Construction”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10901, Houston, May.
- GROVE, T., FORSYTH, D., MONTARULI, B., et al, 1999, “On the Development of Rules for Building and Classing Spar Based Systems”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10951, Houston, May.
- HENRIQUES, C. C., 1999, “Roncador Field Early Production System – A 2000m Water Depth Challenge”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 11070, Houston, May.
- HERNANDEZ, A. O. V., 1997, *Análise da Fadiga de Linhas de Ancoragem de Navios para Produção de Petróleo em Águas Profundas*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- HUGES, O. F., 1988, *Ship Structural Design: A Rationally-Based, Computer-Aided Optimization Approach*. SNAME Edition, Jersey City, The Society of Naval Architects and Marine Engineers.
- IACS (International Association of Classification Societies), *Fatigue Assessment of Ship Structures*. Recommendation 56.1, July, 1999.
- KANEGAONKAR, H. B., 2001, “Possibilistic Approaches to Reliability Based Inspection Planning”. In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2144, Rio de Janeiro, Jun.
- KARSAN, D. I., 1999, “Risk Assessment of a Tanker Based Floating Production Storage and Offloading (FPSO) System in Deepwater Gulf of Mexico”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technical Conference*, Houston, May.
- KRAFFT, H. THOMSON, R. L., 1999, “Operating on the Frontier: Over 2 Years of FPSO Operating Experience in the Harsh U. K. Atlantic Margin”. In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10904, Houston, May.
- LANDET, E., LOTSBERG, I., SIGURDSSON, G., 2000, “Risk-Based Inspection of an FPSO”. In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technology Conference*, OTC 12146, Houston, May.
- LASSAGNE, M. G., PANG, D. X., VIEIRA, R., 2001 “Prescriptive and Risk-Based Approaches to Regulation: The Case of FPSOs in Deepwater Gulf of Mexico”. In: *Proceedings of the 2001 Offshore Technology Conference*, Houston, May.
- LIMA, J. A. M., SCOFANO, A. N., “New Oceanographic Challenges in Brazilian Deepwater Oil Fields”, In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10750, Houston, May.

- LOTSBERG, I., SIGURDSSON, G., WOLD, P.T., 1999, "Probabilistic Inspection of the ASGARD a FPSO Hull Structure with Respect to Fatigue". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE1999/S&R-6040, St. Johns, Jul.
- LOTSBERG, I., 2001, "Overview of the FPSO – Fatigue Capacity JIP". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/MAT-3010, Rio de Janeiro, Jun.
- LOTSBERG, I., 2000, "Background and Status of the FPSO Fatigue Capacity JIP". In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technical Conference*, OTC 12144, Houston, May.
- MANSOUR, A., WIRSCHING, P., WHITE, G., et al, 1996, *Probability Based Ship Design: Implementation of Design Guidelines*. Report SSC-392, Ship Structural Committee.
- MASTRANGELO, C. F., 2000, "One Company's Experience on Ship-Based Production System". In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technology Conference*, Houston, May.
- MATOS, S. F. D., MEZZALIRA, E., 2000, "Tanker-Based FPSO Conversions: A Streamlined Approach for the Classification". In: *Proceedings of the Rio Oil & Gas Conference*, IBP 379 00, Rio de Janeiro, Oct.
- MELCHERS, R. E., 2001, "Probabilistic Models of Corrosion for reliability assessment and maintenance planning". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2108, Rio de Janeiro, Jun.
- MILLAR, J. L., WHITE, R. J., 2000, "The Structural Integrity of FPSO's/FSU's – A Regulator's View". In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technical Conference*, OTC 12145, Houston, May.

- MOAN, T., SONG, R., 1998, "Implication of inspection updating on system reliability of offshore structures". In: *Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE98-1214.
- MOE, J., 1970, *Analysis of Ship Structures Part I: Analysis of Frames*. Michigan, Department of Naval Architecture and Marine Engineering, University of Michigan.
- MURILLO, 2000, "Tanker lightering, transport leaks carry highest risk in FPSO operations.(floating production, storage, and offloading)". *Offshore*, Nov.
- NESJE, J. D., AGGARWAL, R. K., PETRAUSKAS, C., et al, 1999, "*Risk Assessment Technology and its Application to Tanker Based Floating Production Storage e Offloading Systems*". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10998, Houston, May.
- NETO, T. G., LIMA, H. A. S., 2001 "Conversion of Tankers into FPSOs and FSOs: Practical Design Experiences". In: *Proceedings of the 2001 Offshore Technology Conference*, OTC 13209, Houston, Apr.
- NPD, 1995, *Orientation Concerning the Arrangement of Regulatory Supervision Relating to Safety and the Working Environment in the Petroleum Activities. Report NPD 26-09-1995*, Norwegian Petroleum Directorate.
- PIKE, W. J., 1999, "Economic Benefits of FPSO Construction and Development in the Gulf of Mexico". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 11001, Houston, May.
- REGG, J. B., 1999, "Floating Production, Storage and Offloading System in Gulf of Mexico OCS: A Regulatory Perspective". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technical Conference*, OTC 10701, Houston, May.

- REMELJEJ, C., 1999, "Methanol Floating Production Storage and Offloading (MFPSO)". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10763, Houston, May.
- SIGURDSSON, G., LOTSBERG, I., LANDET, R., 2000, "Risk Based Inspection of Offshore Structures". In: *Proceedings of the Rio Oil & Gas Expo and Conference*, IBP16800 Rio de Janeiro, Oct.
- SIGURDSSON, G., LOTSBERG, I., MYHRE, T., et al, 2000, "Fatigue Reliability of Old Semisubmersibles". In: *Proceedings of the 2000 Offshore Technology Conference*, OTC 11950, Houston, May.
- SIRCAR, S., DIRI, C. M., JONES, E. G., et al, 1999, "Floating Storage and Offloading System (FSO) for Storage and Export of Maya Crude Oil: Concept, Project Execution and Operations". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10862, Houston, May.
- STAHL, B., AUNE, S., GEBARA, J. M., et al, 1998, "Acceptance Criteria for Offshore Platforms". In: *Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE98-1463.
- STORHAUG, G., BERSTAD, A. J., 2001, "Fatigue in the Side Shell of Ship Shaped Structures". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/OFT-1211, Rio de Janeiro, Jun.
- STRAUB, D., FABER, M. H., 2000, "Generic Risk Based Inspection Planning for Components Due to Corrosion". In: *Proceedings of the Workshop on Risk and Reliability Based Inspection Planning – ETH*, Zurich, Dec.
- SUN, H., SOARES, C. G., 2001, "Reliability-Based Structural Design of Ship-Type FPSO Units". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2177, Rio de Janeiro, Jun.

- SUZUKI, H., 2001, "A Discussion on the Target Safety of Very Large Floating Structures". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2157, Rio de Janeiro, Jun.
- TSAROUHAS, I., BARLTROP, N., 2001, "Fracture Assessment of Multiple Ship Defects". In: *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2001/S&R-2129, Rio de Janeiro, Jun.
- VIDEIRO, P. M., 1998, *Reliability Based Design of Marine Structures*; Department of Marine Structures. Ph.D. dissertation, Faculty of Marine Technology, Norwegian Institute of Science and Technology (NTNU), Trondheim, Norway.
- VOGT, C., GOODMAN, M. L., COMMANDEUR, J. A. H. , "Turret Mooring System: The Key to oil production in the Extreme Atlantic Frontier Environment". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 10957, Houston, May.
- WALLACE, K. M., ZANER, S. A., 1999, "Performance Record for FPSOs and Shuttle Tankers". In: *Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference*, OTC 11002, Houston, May.
- WANG, M., LEITCH, J., BAI, Y., 2001, "Analysis and Design Consideration of Greenwater Impact on Decks and Topsides of FPSO". In: *Proceedings of the 2001 Offshore Technology Conference*, OTC 13208, Houston, May.
- XU, T., BAI, Y., WANG, M., et al, 2001, "Risk based "Optimum" Inspection for FPSOs Hulls". In: *Proceedings of the 2001 Offshore Technology Conference*, OTC 12949, Houston, Apr.

## *APÊNDICE A*

# *MÉTODOS DE CONFIABILIDADE FORM E MONTE CARLO*

### **A.1. Introdução**

O principal objetivo da confiabilidade estrutural é a avaliação da segurança de uma estrutura, ou a avaliação da probabilidade de que a mesma não falhe em atender aos objetivos para os quais ela foi projetada, durante a sua vida útil. Sempre existirá o risco dela vir a falhar, porém, o risco deve ser mantido em níveis aceitáveis de acordo com critérios de segurança e econômicos.

A confiabilidade de uma estrutura,  $C$ , é definida como o complemento da probabilidade de falha  $pf$  :

$$C = 1 - pf$$

Como a probabilidade de falha  $pf$  é pequena para estruturas, na ordem de  $10^{-3}$  até  $10^{-6}$ , é comum usar a  $pf$  como a medida de confiabilidade de uma estrutura.

A probabilidade de falha é uma medida muito importante na análise de segurança de estruturas. A avaliação da probabilidade de falha é baseada em função da performance do sistema em estudo, conhecida como função de estado limite, ou função de falha ou margem de segurança, e é denominada  $G(U)$ , onde  $U$  é um vetor que inclui todas as variáveis aleatórias consideradas na análise. O limite  $G(U) = 0$  é conhecido como superfície de falha.

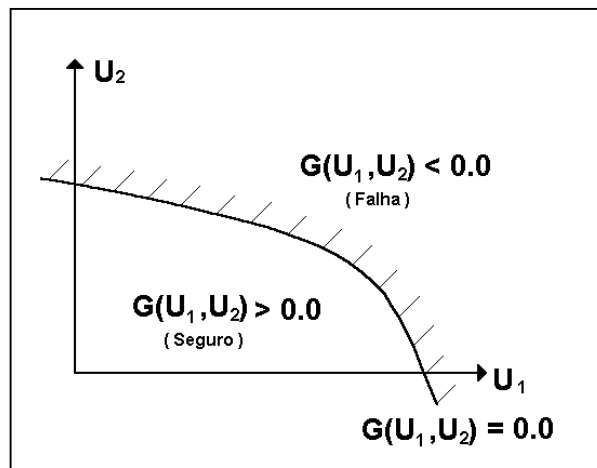


Figura A .1 - Definição da função de falha

A avaliação da segurança de uma estrutura consiste na avaliação da probabilidade da função de estado limite assumir valores pertencentes ao domínio de falha. Esta probabilidade é usualmente definida como probabilidade de falha e é definida por :

$$pf = P ( G(U) \leq 0.0 )$$

A avaliação da probabilidade de falha de estruturas, geralmente, é identificada simplesmente como análise de confiabilidade estrutural.

Considerando-se que  $f_u(U)$  representa a função densidade de probabilidades conjunta de todas as variáveis aleatórias  $U$  envolvidas na análise, a probabilidade de falha pode ser reescrita como:

$$pf = \int_F f_u(\mathbf{U}) d\mathbf{u} \quad , \text{ onde :}$$

F Domínio de falha ( $G(U) \leq 0$ ), conforme Figura A.1. para o caso bidimensional (duas variáveis aleatórias).

A avaliação da expressão acima envolve a avaliação de uma integral n-dimensional em um domínio complexo ( $G(U) \leq 0$ ), onde n é o número de variáveis aleatórias pertencentes à  $U$ .

Para resolução do problema acima, as atividades iniciais dos pesquisadores em confiabilidade estrutural levaram ao uso do chamado índice de confiabilidade de segunda ordem,  $\beta_{SO}$ , para avaliação da probabilidade de falha de uma estrutura. Este índice baseia-se simplesmente na média e no desvio padrão das variáveis U aleatórias e também no coeficiente de correlação entre elas (não considera o tipo de distribuição das variáveis) e é definido como :

$$\beta_{SO} = \frac{E(G(\mathbf{U}))}{\sqrt{Var(G(\mathbf{U}))}}, \text{ onde :}$$

$E(G(\mathbf{U}))$                       Valor esperado;  
 $Var(G(\mathbf{U}))$                       Variância de  $G(\mathbf{U})$ ;

Como pode ser observado na figura A.2., o índice  $\beta_{SO}$  mede a distância entre o valor médio de  $G(\mathbf{U})$  e o centro do sistema de coordenadas em unidades de desvios padrões. Para uma função qualquer os valores calculados da média e da variância de  $G(\mathbf{U})$  são aproximados, pois os mesmos dependem do ponto onde a função foi linearizada. O índice  $\beta_{SO}$  é somente invariante para o caso de funções lineares.

Para problemas que possam ter sua função de falha representada por duas funções de estado limite diferentes, porém equivalentes, os índices de confiabilidade obtidos para ambas podem ser diferentes.

No caso de funções de estado limite não lineares, tais como as utilizadas na análise da falha por fadiga e corrosão, outros métodos de confiabilidade estrutural são utilizados para avaliação da probabilidade de falha pf.

Neste trabalho serão considerados o Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM - First Order Reliability Method) e Método de Simulação de Monte Carlo. O método FORM foi considerado para avaliação da probabilidade de falha ao longo do tempo de funções de falha. O método de simulação de Monte Carlo foi utilizado para avaliação dos resultados obtidos pelo método FORM e avaliação da probabilidade de falha de sistemas (probabilidade condicional).

## A.2. Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM)

### A.2.1. Descrição do Método FORM

A avaliação do valor de  $p_f$  pode ser feita através do Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM - First Order Reliability Method) que consiste basicamente na transformação das variáveis em variáveis normais padrão e busca ao ponto de projeto  $U^*$ . A transformação das variáveis pode ser feita utilizando as distribuições normais equivalentes e o ponto de projeto pode ser obtido através da solução de um problema de otimização (ou programação não-linear).

As primeiras aplicações dos métodos de confiabilidade FORM ocorreram na década de 70. Desde então, estes métodos vêm sendo refinados e estendidos e atualmente formam um dos mais importantes métodos de avaliação de confiabilidade estrutural. Diversos programas de computador comerciais estão disponíveis para análise pelo método FORM e são utilizados na resolução de problemas práticos de engenharia e na calibração de códigos.

No método FORM, as variáveis aleatórias  $U$ , cujas distribuições são quaisquer e podem ser dependentes entre si ou não, são transformadas em variáveis  $V$  normais padrão estatisticamente independentes.

A função de falha  $G(U)$  é escrita em função das variáveis  $V$  como  $g(V)$  e a superfície de falha  $g(V) = 0$  é aproximada por uma superfície linear (ou hiperplano) no ponto com a menor distância até a origem, identificado como  $V^*$ , correspondendo ao ponto de projeto no espaço das variáveis reduzidas.

O ponto  $V^*$  pode ser determinado através de um processo de busca, de tal forma que o valor de  $\beta$  seja mínimo considerando o vetor  $V$  escrito como uma função de  $\beta$  e  $\alpha$ , dados pelas seguintes equações:

$$V^* = -\alpha \beta$$

$$g(V) = \beta - \sum_{i=1}^n \alpha_i v_i, \text{ onde :}$$

$\alpha_i$  Vetor normal à superfície de falha no ponto de projeto dado por:

$$\alpha_i = \frac{\nabla g(V^*)_i}{|\nabla g(V^*)|}$$

$\nabla g(V^*)$  Componente do gradiente da função de falha no espaço das variáveis reduzidas avaliado no ponto de projeto  $V^*$ ;

A menor distância entre o ponto de projeto e a origem do sistema de variáveis reduzidas corresponde ao índice de confiabilidade  $\beta$ .

$$\beta = |V^*|$$

O valor da probabilidade de falha pode ser estimada da seguinte forma:

$$pf = \Phi(-\beta), \text{ onde :}$$

$\Phi ( )$  Valor da função normal de probabilidades;

Na Figura A .2 é ilustrado o procedimento de cálculo da probabilidade de falha pelo método FORM.

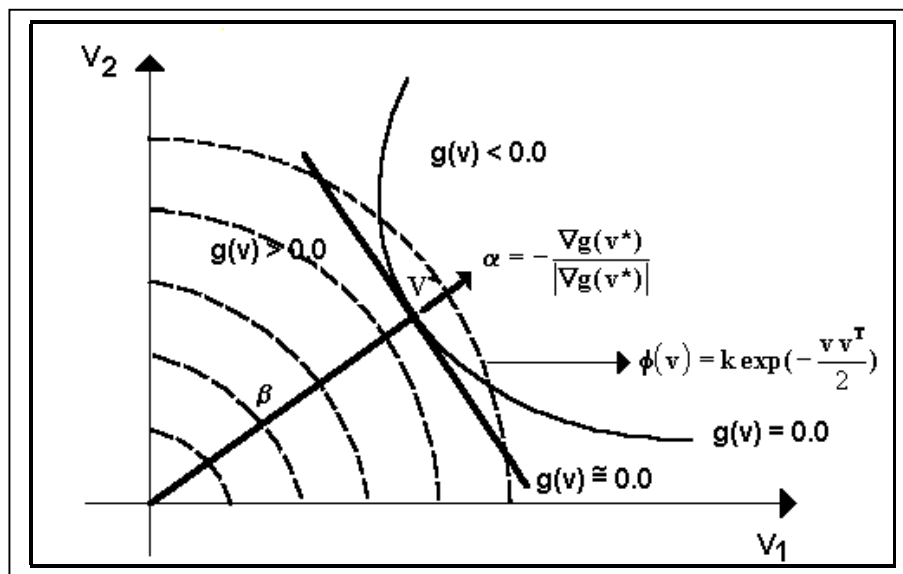


Figura A .2 - Representação gráfica do método FORM

Apresentamos nos itens A.2.2. e A.2.3., respectivamente, a transformação de variáveis aleatórias lognormais e exponenciais em variáveis normais padrão.

A importância relativa de cada variável no valor final da probabilidade de falha pode ser avaliada em função do fator de importância  $I_i$  e definido como:

$$I_i = \alpha_i^2, \text{ onde:}$$

$\alpha_i$  Coseno diretor com relação a variável  $U_i$  do vetor normal à superfície de falha no ponto de projeto e no espaço das variáveis reduzidas.

O Fator de Omissão  $\gamma_{U_i}$  está diretamente ligado ao Fator de Importância  $I_{U_i}$  e é definido como a relação inversa entre o índice de confiabilidade atual e o índice de confiabilidade considerando a variável aleatória  $U_i$  como determinística.

Para variáveis estatisticamente independentes e o valor determinístico correspondendo ao valor médio, o Fator de Omissão  $\gamma_{U_i}$  é definido por :

$$\gamma_{U_i} = \frac{\beta(U_i = \mu_{U_i})}{\beta} = \frac{1}{\sqrt{1 - \alpha_i^2}}$$

Variáveis com Fatores de Importância baixos (ou Fatores de Omissão altos) podem ser consideradas como variáveis determinísticas na análise. Variáveis com fatores de importância altos (ou Fatores de Omissão baixos) correspondem às variáveis que efetivamente contribuem com a maior participação na probabilidade de falha.

Deve ser observado que o método FORM é um método que calcula a probabilidade de falha de forma aproximada e dependendo da forma da função  $g(U)$  no espaço das variáveis reduzidas implicará na inclusão de incertezas (significativas ou não) nos valores calculados para a probabilidade de falha  $p_f$ .

Em adição ao método FORM, outro método de confiabilidade que pode ser adotado é o Método SORM (Second Order Reliability method). A idéia do método analítico SORM é basicamente a mesma do FORM. A diferença entre ambos consiste na aproximação feita para superfície de falha no espaço reduzido. No SORM, ao invés de se fazer uma superfície linear no ponto de projeto  $V^*$  se faz uma aproximação por uma superfície quadrática. Neste trabalho o Método SORM não foi considerado.

#### A.2.2. Transformação de variáveis aleatórias lognormais em normais padrão

Em uma distribuição lognormal,  $\lambda$  e  $\xi$  se relacionam com a média e o desvio padrão de uma variável aleatória normal padrão  $X$  através das seguintes relações:

$$\xi^2 = \ln \left[ 1 + \left( \frac{\sigma_x}{\mu_x} \right)^2 \right]$$

$$\lambda = \ln \mu_x - \frac{1}{2} \xi^2$$

A transformação deve ser realizada de tal maneira que a função cumulativa de probabilidades de ambas as funções seja respeitada. Desta forma temos que :

$$\Phi(v) = \Phi\left(\frac{\ln x - \lambda}{\xi}\right), \text{ logo:}$$

$$x = \exp(v \cdot \xi + \lambda)$$

### A.2.3. Transformação de variáveis aleatórias exponenciais em normais padrão

Em uma distribuição exponencial,  $\lambda$  se relaciona com a média e o desvio padrão de de uma variável aleatória normal padrão X através das seguintes relações:

$$\lambda = \frac{1}{\mu_x} \text{ e}$$

$$\lambda = \frac{1}{\sigma_x}$$

Da mesma forma que o acima, a transformação deve ser realizada de tal maneira que a função cumulativa de probabilidades de ambas as funções seja respeitada. Desta forma temos que :

$$\Phi(v) = F_X(x) \text{ e } F_X(x) = 1 - \exp(-\lambda \cdot x), \text{ logo temos:}$$

$$x = -\frac{\ln(1 - \Phi(v))}{\lambda}$$

### A.3. Análise de confiabilidade de sistemas pelo método FORM

Quando um problema for composto por mais de uma função estado limite, este é considerado como um sistema.

Um sistema é chamado de sistema em série quando a falha de um dos componentes leva o mesmo à falha. Neste caso, a probabilidade de falha deste sistema é expressa pela união dos eventos que representam a falha dos componentes individuais, como indicado abaixo:

$$pf^S = P\left[\bigcup_{i=1}^j (g_i(v) \leq 0.0)\right]$$

Um sistema é chamado de sistema em paralelo quando a falha do mesmo ocorre depois da falha de todos os seus componentes. A probabilidade de falha do sistema em paralelo é expressa pela intersecção dos eventos que representam a falha dos componentes individuais:

$$pf^S = P\left[\bigcap_{i=1}^j (g_i(v) \leq 0.0)\right]$$

Utilizando-se os conceitos básicos da teoria das probabilidades para a união de eventos, a probabilidade de falha de um sistema em série pode ser escrita como:

$$pf^S = P\left[\bigcup_{i=1}^j (g_i(v) \leq 0.0)\right] = \sum_{i=1}^j P_i - \sum_{i=1}^j \sum_{k>i}^j P_{ik} + \sum_{i=1}^j \sum_{k>i}^j \sum_{l>k}^j P_{ikl} - \dots$$

onde:

$$P_i = P(g_i(v) \leq 0.0)$$

$$P_{ik} = P[P(g_i(v) \leq 0.0) \cap P(g_k(v) \leq 0.0)]$$

$$P_{ikl} = P[P(g_i(v) \leq 0.0) \cap P(g_k(v) \leq 0.0) \cap P(g_l(v) \leq 0.0)]$$

Como a probabilidade dos componentes individuais geralmente são baixas na análise de problemas estruturais, os termos  $P_{ikl}$  podem ser desprezados.

Pelo método FORM, o domínio de falha é delimitado pela superfície poliédrica formada pelos hiperplanos tangentes em cada ponto de mínimo e assim a probabilidade

de falha de um sistema em série pode ser calculada de acordo com as seguintes expressões:

$$P_i = \Phi(-\beta_i)$$

$$P_{ik} = \Phi(-\beta_i, -\beta_k, \rho_{ik}), \text{ onde:}$$

$\Phi()$  é a função cumulativa de probabilidades normal padrão;

$\Phi()$  é a função cumulativa de probabilidades bidimensional normal padrão;

$\beta_i$  e  $\beta_j$  são os índices de confiabilidade de cada um dos componentes;

$\rho_{ik}$  é a correlação entre os dois componentes, dada por:

$$\rho_{ik} = \alpha_i \cdot \alpha_k, \text{ onde:}$$

$\alpha_i$  e  $\alpha_k$  são os vetores normais nos pontos de mínimo de cada um dos componentes;

A função cumulativa bidimensional normal padrão pode ser calculada como:

$$\Phi(-\beta_i, -\beta_k, \rho_{ik}) = \Phi(-\beta_i) \cdot \Phi(-\beta_k) + \int_0^{\rho_{ik}} \varphi(-\beta_i, -\beta_j, z) dz$$

onde:

$$\int_0^{\rho_{ik}} \varphi(-\beta_i, -\beta_j, z) dz = \frac{1}{2\pi\sqrt{1-\rho^2}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\beta_i^2 + \beta_k^2 - 2\rho}{1-\rho^2}\right)\right]$$

A avaliação da probabilidade de falha de um sistema em paralelo utilizando o método FORM é um pouco mais complicada e menos precisa do que um sistema em série, porém, para o caso de um sistema de dois componentes a mesma pode ser avaliada por:

$$P_{ik} = P[P(g_i(v) \leq 0.0) \cap P(g_k(v) \leq 0.0)] = \Phi(-\beta_i, -\beta_k, \rho_{ik})$$

No caso de duas funções estado limite  $h(x,t)$  e  $z(x,t_i)$ , a probabilidade condicional pode ser calculada da seguinte forma:

$$P(h(x,t) \leq 0 \mid z(x,t_i) < 0) = \frac{\Phi(-\beta_h)\Phi(-\beta_z) + \int_0^{\rho_{hz}} \varphi(-\beta_h, -\beta_z, y) dy}{\Phi(-\beta_z)}$$

$$P(h(x,t) \leq 0 \mid z(x,t_i) < 0) = \Phi(-\beta_h) + \frac{\int_0^{\rho_{hz}} \varphi(-\beta_h, -\beta_z, y) dy}{\Phi(-\beta_z)}$$

#### A.4. Método de simulação de Monte Carlo

Para uma melhor avaliação da probabilidade de falha, os métodos de simulação numérica podem ser considerados.

A probabilidade de falha  $pf$  pode ser escrita como :

$$pf = \int_{g(x) \leq 0} f_x(x).dx = \int I[g(x) \leq 0].f_x(x).dx$$

, onde:

$I[g(x) \leq 0]$  Função indicadora igual a 1 se  $g(x) \leq 0$  ou caso contrário igual à zero;

Para  $N$  realizações do vetor  $x$ , a probabilidade de falha pode ser escrita como :

$$pf = \frac{1}{N} \cdot \sum_{j=1}^N I[g(x) \leq 0]$$

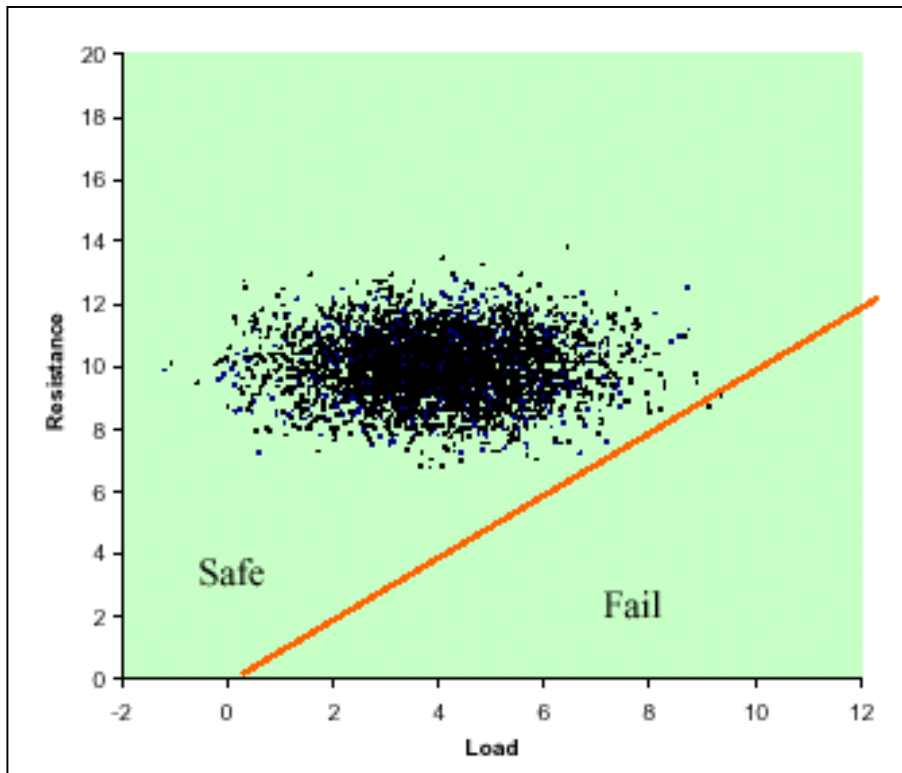


Figura A.3 – Representação do método de simulação de Monte Carlo (caso bidimensional)

A simulação de  $N$  realizações consiste em gerar um número aleatório entre 0 e 1 e transformá-lo em uma realização da variável aleatória do vetor  $x$ . A realização da

variável aleatória do vetor  $x$  é obtida a partir da função cumulativa de probabilidades da própria variável, conhecida como transformação de Rosenblatt e descrita como :

$$x_{ji} = F_{xi}^{-1}(Z_{ji}), \text{ onde:}$$

- $j$                      $j$ -ésima simulação
- $i$                      $i$ -ésima variável aleatória no vetor  $x$
- $F_{xi}$                 Função cumulativa de probabilidades da variável  $x_i$

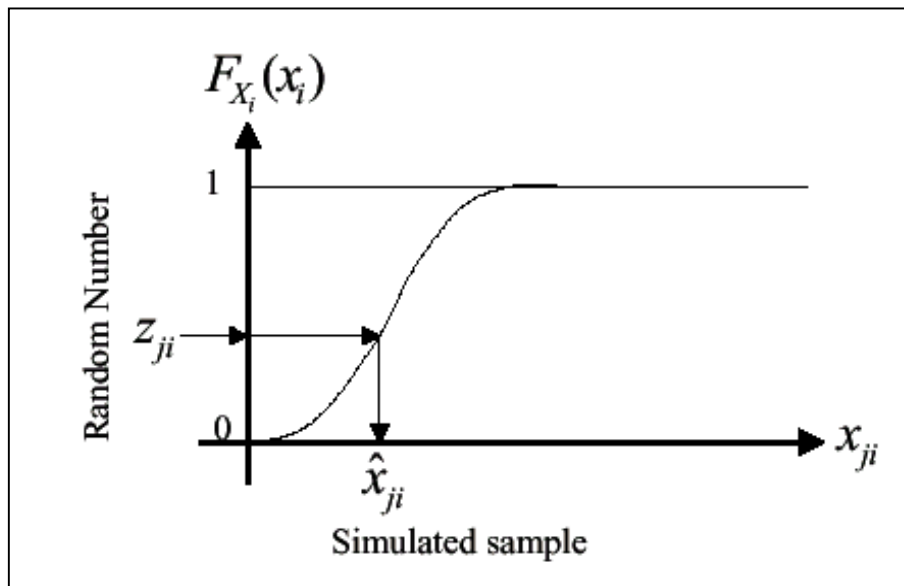


Figura A .4 – Representação da transformação de número aleatório em realização da variável aleatória.

O processo acima é repetido até que todos os componentes do vetor  $x$  tenham sido avaliados. Para cada conjunto de componentes do vetor  $x$ , a função de estado limite é testada, definindo-se se esta é positiva ou negativa.

Todas as realizações onde a função de estado limite seja negativa são contadas ( $n_f$ ) e após  $N$  simulações a probabilidade de falha  $pf$  pode ser estimada da seguinte forma:

$$pf = \frac{n_f}{N}$$

O coeficiente de variação  $\varepsilon$  da probabilidade de falha calculada a partir do Método de Monte Carlo pode ser estimado por:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{pf \cdot (1 - pf)}{pf}} \cdot \frac{1}{pf} \approx \frac{1}{\sqrt{N \cdot pf}}, \text{ onde:}$$

pf                    Valor da probabilidade de falha calculada;  
 N                    Número de simulações consideradas na avaliação da probabilidade de falha.

O valor do coeficiente de variação da probabilidade de falha  $\varepsilon$  pode ser utilizado para avaliar o número necessário de simulações. Por exemplo, para avaliação de um sistema com probabilidade de falha de cerca de  $10^{-6}$  e para um coeficiente de variação de cerca de 5% são necessárias cerca de  $4 \times 10^8$  simulações.

A utilização direta do Método de Simulação de Monte Carlo para avaliação da probabilidade de falha acarreta em uma grande demanda computacional, tornando impraticável sua utilização de um ponto de vista prático. Para reduzir-se o número necessário de simulações, é necessário reduzir-se consideravelmente o coeficiente de variação da simulação e conseqüentemente o número necessário de simulações. Para isto, a simulação pode ser direcionada para as proximidades do ponto de falha (definido, por exemplo, a partir do Método FORM). Este método de simulação em torno do ponto de falha é conhecido como Método de Monte Carlo Modificado (Monte Carlo with additional sampling). O método de Monte Carlo modificado não foi considerado neste trabalho.

#### A.4. Análise de confiabilidade de sistemas através do método de Monte Carlo

A probabilidade de falha de um sistema  $pf^S$  pode ser calculada pelo método de simulação de Monte Carlo.

$$pf^S = P\left[\bigcap_{i=1}^j (g_i(v) \leq 0.0)\right]$$

Conforme indicado na figura A.4, diversos valores de  $v$  são testados para  $g_i(v)$ . Todas as realizações onde todas as funções estado limite  $g_i(v)$  sejam negativas são contadas ( $n_f^S$ ) e após  $N$  simulações a probabilidade de falha  $pf^S$  pode ser estimada da seguinte forma:

$$pf^S = \frac{n_f^S}{N}$$