

CÁLCULO DE FADIGA DE RISERS RÍGIDOS ATRAVÉS DA MECÂNICA DA  
FRATURA

Gabriela Grisolia de Ávila

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. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

---

Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

---

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

---

Dra. Elizabeth Frauches Netto Siqueira, D.Sc.

---

Dr. Isaias Quaresma Masetti, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JULHO DE 2005

ÁVILA, GABRIELA GRISOLIA DE

Cálculo de Fadiga de Risers Rígidos  
Através da Mecânica da Fratura

[Rio de Janeiro] 2005

XXIV, 213 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ,  
M.Sc., Engenharia Civil, 2005)

Tese - Universidade Federal do Rio de  
Janeiro, COPPE

1. Cálculo de Fadiga de Risers Rígidos

2. Mecânica da Fratura

I. COPPE/UFRJ II. Título ( série )

Aos meus pais José Alencar e Maria das Graças.  
Ao meu irmão Fábio e a minha tia Maria Regina.  
Ao meu amor Felipe.

## AGRADECIMENTOS

Aos professores Luis Volnei Sudati Sagrilo e Gilberto Bruno Ellwanger pela orientação dedicada e por todo apoio e incentivo durante a realização deste trabalho.

Aos professores Edison Castro Prates de Lima e Marcos Queija de Siqueira pela companhia, apoio e sugestões.

Ao professor João Marcos Alcoforado Rebello pela motivação e pelo incentivo para o desenvolvimento desta tese.

Aos Engenheiros Dra. Elizabeth Frauches Netto Siqueira e Dr. Isaias Quaresma Masetti da PETROBRAS pelo apoio.

À Engenheira Dra. Ana Lúcia Fernandes Lima Torres da PETROBRAS pela motivação e pelo incentivo.

Ao Programa de Recursos Humanos da Agência Nacional de Petróleo PRH-35 pelo apoio financeiro.

Ao corpo técnico e administrativo do LAMCE, Laboratório de Métodos Computacionais em Engenharia, pelos suportes técnico e humano.

Aos colegas de mestrado da COPPE/UFRJ e de trabalho do LAMCE pela amizade e apoio ao longo deste tempo de convivência.

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

## CÁLCULO DE FADIGA DE RISERS RÍGIDOS ATRAVÉS DA MECÂNICA DA FRATURA

Gabriela Grisolia de Ávila

Julho/2005

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger  
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho apresenta os resultados de um programa desenvolvido para o Cálculo de Fadiga de *Risers* Rígidos através da Mecânica da Fratura. Tem como objetivos a estimativa de vida útil de um *riser* metálico, com imperfeições, submetido a carregamentos cíclicos e a avaliação de dimensões aceitáveis de defeitos na montagem. O conhecimento destas medidas conduzirá à definição de técnicas não-destrutivas de inspeção de soldagem, capazes de fornecer as informações necessárias com precisão satisfatória. A avaliação dos defeitos detectados na vida útil de um *riser* rígido fundamenta a tomada de decisão para sua aceitação, rejeição ou reparo. A utilização deste procedimento na montagem do *riser* permite maior segurança na operação, evita reparos desnecessários e danos ao meio ambiente.

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

FRACTURE MECHANICS CALCULATIONS OF FATIGUE LIFE OF METALLIC  
RISERS

Gabriela Grisolia de Ávila

July/2005

Advisors: Gilberto Bruno Ellwanger  
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Department: Civil Engineering

This work presents the results of a program developed for Fracture Mechanics Calculations of Fatigue Life of Metallic Risers. Its objective aims to estimate the fatigue life of a metallic riser with flaws under fatigue loading and to assess the tolerable flaw sizes at the construction stage. The knowledge of the tolerable flaw sizes is important to choose the non-destructive testing methods to provide the information required with an acceptable degree of accuracy. The methods for assessing the acceptability of flaws revealed in metallic risers can be used to justify decisions of acceptance, rejection, or repairs. This Program can be used to allow a safer operation with less risk to the surrounding environment and to avoid unnecessary repairs.

# SUMÁRIO

## CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

I.1 Avanços tecnológicos na exploração e exploração de petróleo.....	1
I.2 Fadiga de estruturas com defeitos .....	2
I.3 Ferramenta de avaliação de defeitos.....	3
I.4 Verificação da ferramenta de avaliação de defeitos .....	4
I.5 Descrição dos capítulos .....	5

## CAPÍTULO II - CONSIDERAÇÕES QUANTO À EXPLORAÇÃO E À EXPLOTAÇÃO DE PETRÓLEO

II.1 Sistemas flutuantes de produção .....	7
II.2 Sistema de ancoragem.....	9
II.3 Risers.....	11
II.4 Vida à fadiga de risers rígidos.....	17
II.4.1 Soldagem de risers rígidos .....	17

## CAPÍTULO III - MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

III.1 Resistência à ruptura dos materiais com trincas .....	27
III.2 Fatores de intensidade de tensão.....	35
III.3 Equivalência das abordagens do balanço de energia e do fator de intensidade de tensões .....	41
III.4 Princípio da superposição .....	42
III.5 Estado plano de tensão e deformação em corpos de prova trincados.....	43
III.6 Plastificação na ponta da trinca .....	45
III.7 Trincas elípticas .....	48
III.8 Aplicação da mecânica da fratura ao estudo da fratura em ambientes agressivos .....	50

## CAPÍTULO IV - CÁLCULOS DE FADIGA

IV.1 Introdução à fadiga .....	54
IV.1.1 Solicitações que geram fadiga .....	55

IV.1.2 Ensaio tradicionais de fadiga.....	57
IV.2 Cálculo convencional de fadiga.....	60
IV.2.1 Cálculo de fadiga acumulada.....	60
IV.2.2 Correções do valor da tensão limite de fadiga.....	61
IV.2.3 Concentração de tensões.....	63
IV.2.4 Fator de concentração de tensões teórico.....	64
IV.2.5 Solicitações uniaxiais com tensão média não nula que geram fadiga.....	65
IV.3 Cálculo de fadiga através da Mecânica da Fratura.....	69
IV.3.1 Crescimento subcrítico de trincas de fadiga.....	69
IV.3.2 Curva de propagação de trincas de fadiga.....	72
IV.3.3 Análise de curvas de propagação de trincas de fadiga.....	74
IV.3.4 Relações semiempíricas de propagação de trincas.....	93

## **CAPÍTULO V - AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA EM FADIGA**

V.1 Avaliação Crítica de Engenharia (ECA).....	96
V.2 O procedimento de avaliação.....	98
V.3 Informações necessárias na avaliação.....	99
V.4 Ensaio não-destrutivos.....	100
V.5 Avaliação do mecanismo de dano por fadiga.....	101
V.6 Tensões consideradas.....	101
V.7 Dimensões dos defeitos e interações.....	107
V.8 Nível de avaliação da resistência à fratura.....	111
V.9 Determinação do valor máximo do fator de intensidade de tensão em trincas.....	111
V.10 Determinação da tensão de referência.....	120
V.10.1 Trincas internas.....	120
V.10.2 Trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros.....	121
V.10.3 Trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros.....	123
V.11 Avaliação de fadiga pela Mecânica da Fratura para trincas planas.....	124

## **CAPÍTULO VI - FERRAMENTA DE AVALIAÇÃO DE DEFEITOS À FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA**

VI.1 Procedimento normal de avaliação da resistência à fratura.....	130
VI.2 Domínio de validade do método de avaliação.....	134

VI.3 Variações de tensões.....	136
VI.4 Lei de propagação de trincas .....	137
VI.5 Propagação de defeitos .....	138
VI.6 Testes com defeitos iniciais.....	140
VI.7 Construção das curvas de mesma vida .....	154

## **CAPÍTULO VII - AVALIAÇÃO DE FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA**

VII.1 Introdução.....	161
VII.2 Características do <i>riser</i> rígido em estudo .....	161
VII.3 Carregamentos ambientais .....	164
VII.4 Análise de fadiga convencional.....	164
VII.5 Análise de fadiga pela Mecânica da Fratura .....	165
VII.6 Determinação das curvas de mesma vida.....	171
VII.7 Aplicações das curvas de mesma vida .....	177

## **CAPÍTULO VIII - CONCLUSÕES**

VIII.1 Considerações finais .....	181
VIII.2 Sugestões para futuros trabalhos.....	183

## **REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

## **ANEXO A – FATORES DE CORREÇÃO DE ESFORÇOS DE MEMBRANA E DE FLEXÃO**

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura II.1. Estruturas <i>offshore</i> : a) jaqueta, b) gravidade, c) semi-submersível, d) navio de produção, e) plataforma de pernas atirantadas e f) Spar-Buoy. ....	7
Figura II.2. Movimentos de uma plataforma semi-submersível.....	10
Figura II.3. <i>Riser</i> com configuração vertical.....	12
Figura II.4. <i>Riser</i> com configuração em catenária livre. ....	12
Figura II.5. <i>Riser</i> com configuração <i>lazy S</i> . ....	13
Figura II.6. Camadas de um <i>riser</i> flexível.....	13
Figura II.7. <i>Riser</i> rígido em catenária conectado à plataforma P-18.....	14
Figura II.8. Posições de soldagem em <i>risers</i> . ....	18
Figura II.9. Características de uma solda de topo. ....	20
Figura II.10. Embicamento em junta de topo. ....	21
Figura II.11. Esquemas de juntas de topo com ângulo normal e ângulo excessivo. ....	21
Figura II.12. Esquemas de juntas de topo com concavidade.....	21
Figura II.13. Deposição insuficiente de metal de solda em junta de topo.....	22
Figura II.14. Penetração excessiva de metal de solda em junta de topo.....	22
Figura II.15. Porosidade em bolsão em junta de topo. ....	22
Figura II.16. Porosidade agrupada em junta de topo.....	22
Figura II.17. Porosidade alinhada em junta de topo.....	23
Figura II.18. Esquema de trincas superficiais em uma junta de topo.....	23
Figura II.19. Esquema de trincas na raiz da solda de uma junta de topo. ....	23
Figura II.20. Esquemas de inclusão de escória em junta de topo.....	24
Figura II.21. Esquemas de falta de penetração em juntas de topo.....	24
Figura II.22. Esquemas de falta de fusão em juntas de topo. ....	25
Figura II.23. Esquemas de mordeduras na superfície de uma junta de topo. ....	25
Figura II.24. Esquema de mordedura na raiz da solda de uma junta de topo.....	25
Figura III.1. Esquema do modelo analisado por <i>GRIFFITH</i> .....	28
Figura III.2. Modelo para o cálculo da taxa de liberação da energia elástica. ....	28
Figura III.3. (a) Variação de energia em função do comprimento da trinca; (b) Variação das taxas de energia em função do comprimento da trinca. ....	30
Figura III.4. Modos básicos de carregamento de trincas.....	35

Figura III.5. (a) Sólido infinito com trinca vazante submetido à tensão $\sigma$ ; .....	36
Figura III.6. Esquema da variação de $\sigma_y$ em função de h no plano da trinca.....	39
Figura III.7. Sólido elástico contendo uma trinca e submetido a uma tensão uniaxial $\sigma$ . .....	43
Figura III.8. Estados de tensões na frente da trinca em um corpo de prova espesso: tensão plana nas superfícies livres e deformação plana no interior. ....	45
Figura III.9. Círculos de Möhr para os estados (a) plano de tensão e (b) plano de deformação plana na ponta da trinca. ....	47
Figura III.10. Trinca elíptica em um sólido infinito sujeito à tensão uniforme.....	48
Figura IV.1. Solicitações que geram fadiga. ....	56
Figura IV.2. Espectro de carga real e simplificado. ....	56
Figura IV.3. Esquemas da notação utilizada. ....	57
Figura IV.4. Curvas de variação de tensão por número de ciclos (S-N). ....	58
Figura IV.5. Correlação entre a tensão limite de fadiga e a tensão de ruptura.....	59
Figura IV.6. Correlação entre a tensão de ruptura e a dureza para metais ferrosos. ....	59
Figura IV.7. Curva de variação de amplitude de tensão por número de ciclos (S-N) para aços. ....	60
Figura IV.8. Efeito do acabamento superficial no comportamento à fadiga. ....	63
Figura IV.9. Concentração de tensões. ....	64
Figura IV.10. Furo elíptico. ....	65
Figura IV.11. Nomenclatura da solicitação que gera fadiga. ....	66
Figura IV.12. Curvas de mesma vida à fadiga. ....	66
Figura IV.13. Diagrama amplitude de tensão por tensão média para metais dúcteis....	68
Figura IV.14. Diagrama amplitude de tensão por tensão média de valores negativos para aço e alumínio. ....	68
Figura IV.15. Diagrama amplitude de tensão por tensão média, cargas axiais ou de flexão para metais dúcteis. ....	68
Figura IV.16. Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga.....	71
Figura IV.17. Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga considerando duas tensões $\sigma_1$ e $\sigma_2$ ( $\sigma_1 > \sigma_2$ ). ....	72
Figura IV.18. Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca, da/dN, em função de $\Delta K$ no caso geral de aços, apresentando-se as diferentes regiões de mecanismos de fissuração. ....	76

Figura IV.19. Influência da microestrutura na velocidade de propagação de trincas de fadiga nos aços.....	79
Figura IV.20. Variação esquemática da tensão limite de propagação com o comprimento da trinca de fadiga.....	81
Figura IV.21. Influência do meio ambiente no crescimento de trincas de fadiga.....	84
Figura IV.22. Representação esquemática da influência da frequência de carga no diagrama $da/dN$ , $\Delta K_I$ , em ambientes inertes.....	85
Figura IV.23. Influência da frequência de carga na propagação de trincas sujeitas a fadiga com corrosão com comportamento do tipo B.....	86
Figura IV.24. Representação esquemática das curvas $da/dN$ , $\Delta K_I$ , em função do valor de <b>R</b> .....	88
Figura IV.25. Diagrama $da/dN$ , $\Delta K_I$ para espessuras intermediárias.....	90
Figura IV.26. Efeito da história de carga na propagação de trincas de fadiga.....	91
Figura IV.27. Efeito das sobrecargas na curva de propagação de trincas de fadiga.....	93
Figura V.1. Exemplos de distribuições de tensões primárias.....	102
Figura V.2. Exemplos de distribuições de variações de tensões.....	103
Figura V.3. Representação esquemática da distribuição de tensões na seção transversal.....	105
Figura V.4. Procedimento para projetar as trincas em planos normais às tensões principais.....	106
Figura V.5. Nomenclatura e dimensões dos defeitos.....	107
Figura V.6. Trincas internas em cilindros – Caso 1.....	113
Figura V.7. Trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.....	114
Figura V.8. Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 3.....	114
Figura V.9. Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 4.....	115
Figura V.10. Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 5.....	115
Figura V.11. Trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.....	116

Figura V.12. Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 7.....	116
Figura V.13. Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.....	117
Figura V.14. Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 9.....	117
Figura V.15. Relações lineares adotadas entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K_I)$ .....	126
Figura V.16. Leis de propagação de trincas entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K_I)$ para aços de baixa tensão de escoamento.....	128
Figura VI.1. Diagrama de avaliação de falha (FAD) do nível 2A.....	132
Figura VI.2. Fluxograma do nível 2 de avaliação. ....	133
Figura VI.3. Seção transversal do <i>riser</i> rígido selecionado.....	141
Figura VI.4. Forma dos defeitos iniciais considerados para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.....	143
Figura VI.5. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1. ....	143
Figura VI.6. Forma de defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4.....	144
Figura VI.7. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4 .....	145
Figura VI.8. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5. ....	146
Figura VI.9. Histórico de carregamento de esforço normal variável com amplitude constante de 100 kN.....	147
Figura VI.10. Curvas variação de tensão por número de ciclos (S-N) convencionais no mar. ....	149
Figura VI.11. Tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN. ....	151
Figura VI.12. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN....	152

Figura VI.13. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN....	154
Figura VI.14. Forma do defeito inicial superficial 1 ao longo de sua propagação, caso 4. .....	155
Figura VI.15. Forma do defeito inicial superficial 2 ao longo de sua propagação, caso 4. .....	155
Figura VI.16. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.....	158
Figura VI.17. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN. ....	159
Figura VI.18. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN....	160
Figura VII.1. Cenário de operação do <i>riser</i> rígido. ....	162
Figura VII.2. Geometria do <i>riser</i> na condição de operação. ....	162
Figura VII.3. Distribuição de ocorrências individuais de 40 estados de mar típicos da Bacia de Campos.....	164
Figura VII.4. Análise convencional de vida à fadiga de um <i>riser</i> de exportação de gás (10”) no trecho do TDP para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	165
Figura VII.5. Tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	167
Figura VII.6. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	169
Figura VII.7. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	171

Figura VII.8. Curvas de propagação de defeitos para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	172
Figura VII.9. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ..	172
Figura VII.10. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	173
Figura VII.11. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	174
Figura VII.12. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	174
Figura VII.13. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	175
Figura VII.14. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	176
Figura VII.15. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	176
Figura VII.16. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	177
Figura VII.17. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.....	178

Figura VII.18. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	179
Figura VII.19. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	180

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela II.1. Tensão de escoamento de alguns aços API X.....	16
Tabela III.1. Exemplos de influência de meios agressivos na tenacidade à fratura de ligas metálicas.....	53
Tabela IV.1. Limites superiores de <b>A</b> e <b>m</b> na lei de Paris para uma extensa variedade de aços. ....	79
Tabela V.1. Interação de defeitos planares coplanares.....	109
Tabela V.2. Interação de defeitos planares coplanares.....	110
Tabela V.3. Fator de correção de abaulamento para os nove casos de trincas selecionados em cilindros. ....	118
Tabela V.4. Fator de correção de largura finita para os nove casos de trincas selecionados em cilindros. ....	119
Tabela V.5. Caso de trincas internas em cilindros. ....	120
Tabela V.6. Casos de trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros.....	121
Tabela V.7. Casos de trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros. ....	123
Tabela V.8. Parâmetros das leis de propagação de trincas recomendados para aços de baixa tensão de escoamento em ambientes marinhos sem proteção catódica. ....	127
Tabela VI.1. Casos de trincas selecionados nos quais se verificam as relações entre as dimensões da estrutura para o domínio do método de avaliação.....	134
Tabela VI.2. Relações entre as possíveis dimensões das trincas e as da estrutura para o domínio do método de avaliação. ....	135
Tabela VI.3. Resumo de fadiga pelo modo I de carregamento para os casos selecionados de trincas em <i>risers</i> rígidos. ....	137
Tabela VI.4. Trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.....	142
Tabela VI.5. Trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4. ....	144
Tabela VI.6. Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5. ....	146
Tabela VI.7. Parâmetros das curvas S-N consideradas. ....	148

Tabela VI.8. Vida à fadiga pela análise convencional. ....	148
Tabela VI.9. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.....	150
Tabela VI.10. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4. ....	151
Tabela VI.11. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5. ....	153
Tabela VI.12. Curvas de propagação de defeitos iniciais superficiais para vidas restantes de 0 e 300 anos – Caso 4.....	156
Tabela VI.13. Curvas de propagação de defeitos iniciais superficiais para vidas restantes de 600, 900, 1200, 1500 e 1800 anos – Caso 4.....	157
Tabela VII.1. Principais parâmetros da catenária formada pelo <i>riser</i> . ....	163
Tabela VII.2. Parâmetros de modelagem do solo.....	163
Tabela VII.3. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais. ....	167
Tabela VII.4. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais. .	168
Tabela VII.5. Tempos totais de propagação por fadiga de um <i>riser</i> rígido em presença de trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais. .	170

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a$	Metade do comprimento da trinca elíptica vazante semi-eixo menor de uma trinca elíptica
$a_c$	Comprimento crítico
$\eta a$	comprimento de regiões livres de tensões acima e abaixo da trinca supostas inicialmente triangulares
$A$	Coefficiente linear da lei de propagação de um material
$B$	Espessura da chapa
$B_0$	Espessura mínima do corpo de prova necessária para garantir um estado plano de deformação
$c$	semi-eixo maior de uma trinca elíptica
$C_1$	Fator de correção para o tipo de sollicitação.
$C_2$	Fator de tamanho
$C_3$	Fator de correção do acabamento superficial
$C_4$	Fator para outras correções (estatísticas, defeitos internos, condições de serviço a baixa ou elevada temperatura, corrosão e anisotropia)
$E$	módulo de elasticidade
$F$	Função contínua da amplitude do fator de intensidade de tensões
$G$	Taxa de liberação de energia elástica por unidade de espessura
$G_c$	Taxa de liberação de energia elástica crítica por unidade de espessura
$K_T$	fator de concentração geometria de tensões
$K_I$	Fator de intensidade de tensão no modo I de carregamento
$K_{II}$	Fator de intensidade de tensão no modo II de carregamento

$K_{III}$	Fator de intensidade de tensão no modo III de carregamento
$K_{IC}$	Fator crítico de intensidade de tensões no modo I de carregamento, ou tenacidade à fratura do material.
$K_I^{(EF)}$	Fator de intensidade de tensões efetivo
$K_{IEAC}$	Fator de intensidade de tensões para fratura assistida pelo meio ambiente
$K_{Imáx}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{Imin}$	Fator de intensidade de tensão mínimo
$K_t$	Fator de concentração de tensão nominal
$K_m$	Fator de concentração de tensão de desalinhamento
$K_{tb}$	Fator de concentração de tensão de flexão
$K_{tm}$	Fator de concentração de tensão de membrana
$h$	Módulo das coordenadas polares cilíndricas em relação à ponta da trinca
$m$	Coefficiente angular da lei de propagação de um material
$n_i$	Número de ciclos aplicados
$N_i$	Número de ciclos necessários para causar a ruptura
$r_p$	Raio da zona plástica na ponta da trinca
$t$	tempo
$U$	Varição total de energia
$U_E$	Energia de deformação elástica liberada por unidade de espessura
$U_s$	Energia com a criação desta superfície de fratura
$Y_1$	Fator geométrico no modo I de carregamento para trincas de diferentes formas, orientações e posições
$Y_2$	Fator geométrico no modo II de carregamento para trincas de diferentes formas, orientações e posições

$Y_3$	Fator geométrico no modo III de carregamento para trincas de diferentes formas, orientações e posições
W	Largura finita de uma chapa
$\alpha$	Ângulo das coordenadas polares cilíndricas em relação à ponta da trinca
$\Delta a$	Avanço do comprimento da dimensão da trinca
$\Delta\sigma_1$	Variação da tensão normal à seção no ponto 1
$\Delta\sigma_2$	Variação da tensão normal à seção no ponto 2
$\gamma_s$	Energia necessária para a criação das superfícies de fratura
$\gamma_p$	Energia absorvida no processo de deformação plástica
$\sigma$	Tração perpendicular ao plano do eixo maior da elipse
$\sigma_a$	Amplitude da tensão
$\sigma_c$	Tensão de fratura da chapa no estado plano de deformação
$\sigma_{f_0}$	Tensão limite de fadiga
$\sigma_{f_0}^c$	Tensão limite de fadiga corrigida
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{med}$	Tensão média
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
$\sigma_x$	Tensão normal à face x
$\sigma_y$	Tensão normal à face y
$\sigma_z$	Tensão normal à face z
$\sigma_U$	Tensão de ruptura
$\sigma_{YS}$	Tensão limite de escoamento do material
$\sigma_I, \sigma_{II}$ e $\sigma_{III}$	Tensões principais em um ponto

$\sigma_1$	Tensão normal à seção no ponto 1
$\sigma_2$	Tensão normal à seção no ponto 2
$\tau$	Tensão de cisalhamento
$\tau_{xy}$	Tensão tangencial à face x com direção y
$\tau_{xz}$	Tensão tangencial à face x com direção z
$\tau_{yz}$	Tensão tangencial à face y com direção z
$\tau_{\max}$	Tensão cisalhante máxima
$\theta$	ângulo que define um ponto no perímetro
$\Phi$	integral elíptica
P	Tensão primária
$P_m$	Tensão primária de membrana
$P_b$	Tensão primária de flexão
Q	Tensão secundária
$Q_m$	Tensão secundária de membrana
$Q_b$	Tensão secundária de flexão

## LISTA DE TERMINOLOGIAS

BHN	Dureza superficial Brinell para metais ferrosos
Curva S-N	Curva de variação de amplitude de tensão por número de ciclos (S-N)
CST	Corrosão sob tensão
CTOD	Abertura da ponta da trinca ( <i>Crack Tip Opening Displacement</i> )
EAC	Fratura assistida pelo ambiente ( <i>Environment Assisted Cracking</i> )
ECA	Avaliação Crítica de Engenharia ( <i>Engineering Critical Assessment</i> )
E1T	Curva S-N para metal soldado, no ar, com um trecho
E2T	Curva S-N para metal soldado, no ar, com dois trechos
EPC	Curva S-N para metal soldado, no mar, com proteção catódica
EFC	Curva S-N para metal soldado, no mar, sem proteção catódica ( <i>Free Corrosion</i> )
FAD	Diagrama de avaliação de falha ( <i>Failure Assessment Diagram</i> )
FPSO	Navio plataforma ( <i>Floating, Production, Storage and Offloading</i> )
GMAW	Processo de solda a arco de proteção gasosa com eletrodo consumível ( <i>Gas Metal Arc Welding</i> )
GTAW	Processo de solda a arco de proteção gasosa com eletrodo não consumível de tungstênio e a poça de soldagem ( <i>Gas Tungsten Arc Welding</i> )
MB	Metal de base, ou metal base
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MODU	Plataforma semi-submersível de perfuração ( <i>Mobile Offshore Drilling Unit</i> )
NDT	Ensaio não-destrutivo ( <i>Non-destructive testing</i> )
SCF	Fator de concentração de tensões ( <i>Stress Concentration Factor</i> )
SCR	Riser rígido em catenária ( <i>Steel Catenary Riser</i> )

th	Limiar ( <i>threshold</i> )
TDP	Trecho de contato do riser com o solo ( <i>Touch down point</i> )
TLP	Plataforma com pernas atirantadas ( <i>Tension Leg Platform</i> )
ZTA	Zona termicamente afetada ( <i>Heat affected zone</i> )

## CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

### I.1 Avanços tecnológicos na exploração e exploração de petróleo

As descobertas de campos petrolíferos em águas profundas criaram a necessidade de se encontrar soluções que possibilitassem a produção econômica destes campos.

O duto de escoamento entre o poço marítimo e a unidade flutuante é denominado *riser*, de acordo com a terminologia da norma norueguesa *DNV-OS-F201*. Estes podem ser denominados *risers* flexíveis ou *risers* rígidos conforme o material empregado na sua fabricação.

Os *risers* flexíveis são compostos por camadas intercaladas de diferentes materiais, como aço e polietileno, especialmente projetados para acomodar grandes movimentos.

Os *risers* rígidos são formados por tubos fabricados normalmente em aço. Estes *risers* utilizados em grandes profundidades, em catenária, atingem flexibilidade suficiente para serem considerados como uma alternativa economicamente atrativa. O *riser* rígido em catenária (*SCR – Steel Catenary Riser*) é uma concepção nova e foi introduzido com o objetivo de substituir, em grandes profundidades, o *riser* flexível cujo custo é elevado.

Os *risers* devem ser capazes de resistir às forças estáticas e às forças dinâmicas as quais estão submetidos. O *riser* rígido é composto por segmentos de tubos emendados por soldas circunferenciais de topo que, eventualmente, introduzem defeitos na estrutura e devem ser avaliados quanto ao comprometimento de sua função e à necessidade de reparo.

Neste contexto, é importante o conhecimento prévio das dimensões aceitáveis de defeitos para que se possa selecionar o método de ensaio não-destrutivo adequado para localizá-los e dimensioná-los.

## I.2 Fadiga de estruturas com defeitos

As estruturas normalmente apresentam descontinuidades ou outros defeitos introduzidos durante a fabricação. Mesmo que uma estrutura não apresente defeitos significativos no início de sua utilização, podem surgir trincas em consequência da aplicação de esforços cíclicos. Estes defeitos nas estruturas tornam-se concentradores das tensões atuantes.

A fratura de um material com defeito se caracteriza pela ruptura. Esta fratura é denominada monotônica quando ocorre em um único ciclo de carregamento. Se a fratura ocorre após a aplicação de carregamentos cíclicos, esta é chamada politônica, ou por fadiga.

A vida útil de uma estrutura soldada submetida a carregamentos cíclicos, ou a vida em fadiga, é composta pelos tempos de iniciação e de propagação do defeito. Segundo *BRANCO*, o tempo de propagação da trinca é o dominante em juntas soldadas. Como as estruturas podem apresentar descontinuidades e defeitos introduzidos durante a fabricação, estas devem ser projetadas com base nas propriedades de propagação dos defeitos por fadiga dos materiais envolvidos.

A abordagem tradicional é baseada nas curvas de variação de tensão por número de ciclos, conhecidas por curvas S-N, ou curvas de Wöhler. Porém, o teste convencional de fadiga não informa o tempo para o surgimento e o tempo para a propagação da trinca. Isto dificulta a compreensão do comportamento de estruturas que apresentam trincas bem como a influência de suas dimensões na vida útil em fadiga.

A Mecânica da Fratura permite caracterizar as propriedades de propagação de trincas por fadiga dos materiais. Em termos práticos, a norma inglesa *BS-7910 (Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures)* apresenta o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia (*ECA – Engineering Critical Assessment*). Este conceito se baseia em leis de propagação que fornecem as condições para se calcular a vida em fadiga de estruturas metálicas utilizando a mecânica da fratura.

As trincas de fadiga, ou trincas naturais, são planares. A propagação das duas dimensões, largura e altura, da trinca é função dos ciclos de fatores de intensidade de tensões. A restrição à deformação plástica na ponta da trinca induz à propagação. O estado plano de deformações atuando na ponta da trinca é o mais severo e portanto é o considerado pela norma inglesa *BS-7910* na definição dos parâmetros das leis de propagação de trincas. Estes parâmetros também são funções do meio ambiente, do material e da razão das tensões atuantes pela tensão de escoamento.

### **I.3 Ferramenta de avaliação de defeitos**

Neste trabalho utiliza-se o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia para o desenvolvimento de um programa de computador que verifica a influência da presença de defeitos na vida à fadiga de um *riser* rígido. Este programa é uma ferramenta para auxiliar a decisão de aceitação, de rejeição, ou de reparo de um defeito para que o mesmo não comprometa o desempenho do *riser* rígido.

As implementações computacionais dos procedimentos de avaliação da importância de trincas e de cálculo de vida útil à fadiga em *risers* rígidos são baseadas na norma inglesa *BS-7910*.

Como um *riser* rígido é uma estrutura emendada por soldas, a razão das tensões atuantes pela tensão de escoamento é considerada superior à metade. A lei de propagação utilizada é a lei simplificada recomendada pela norma inglesa *BS-7910* para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa, operem em ambientes marinhos, sem proteção catódica e a temperaturas até 20°C.

O histórico de esforços é gerado pela aplicação de cargas variáveis aleatórias oriundas de carregamentos ambientais. Os coeficientes utilizados no cálculo dos fatores de intensidade de tensões são funções das dimensões de defeitos. Os ciclos de fatores de intensidade de tensões produzem a propagação das dimensões dos defeitos conforme a lei de propagação simplificada adotada.

Para a identificação dos ciclos de fatores de intensidade de tensões, estas dimensões são consideradas constantes durante um período de tempo após o qual estas são atualizadas.

Em cada instante, os fatores de intensidade de tensões são comparados ao valor de tenacidade à fratura e são analisadas as condições de fratura combinando plasticidade e tenacidade à fratura do material. Quando as condições de fratura são verificadas, o procedimento é interrompido. Entretanto, como estes históricos de esforços não são de natureza determinística, estas verificações deveriam ser realizadas a partir da análise de valores extremos das cargas variáveis aleatórias oriundas de carregamentos ambientais.

O uso desta ferramenta na etapa de projeto de um *riser* rígido torna possível avaliar o comprometimento da estrutura com defeitos, definindo assim os tamanhos de defeitos máximos aceitáveis nas soldas e selecionar o método de ensaio não-destrutivo adequado para localizá-los e dimensioná-los.

#### **I.4 Verificação da ferramenta de avaliação de defeitos**

Na análise da vida útil à fadiga do *riser* rígido selecionado pelo método convencional de acúmulo de dano por faixa de ciclo de tensões são consideradas curvas de variação de tensão por número de ciclos, conforme a norma norueguesa *DNV-RP-C203*.

Na análise da vida útil à fadiga do *riser* rígido selecionado, pelo programa desenvolvido, é considerada a existência de defeitos iniciais e a influência de suas dimensões.

Inicialmente, é realizada uma avaliação da ferramenta implementada através do estudo da fadiga de um caso simples de carregamento em uma seção de um *riser* rígido. Aplica-se um carregamento de esforço normal variável com amplitude constante de 100 kN.

Avalia-se em seguida a fadiga de um caso de *riser* rígido instalado na Bacia de Campos submetido a carregamentos ambientais aleatórios.

O cenário escolhido tem lâmina de água de 1800 m. O flutuante é uma plataforma semi-submersível de produção com ancoragem convencional. O riser rígido selecionado é em aço API X-60, conforme a norma americana *API RP 2RD*, tem função de produção de gás, encontra-se com configuração em catenária livre e possui diâmetro externo de referência de 0,254 m (10 polegadas). São analisadas 40 condições ambientais de estados de mar freqüentes para a avaliação de fadiga.

## **I.5 Descrição dos capítulos**

O Capítulo II apresenta uma introdução à indústria do petróleo, exploração e exploração. São descritos resumidamente os sistemas flutuantes de produção e os sistemas de ancoragem. São apresentadas as principais classificações para risers. São apresentados os procedimentos de soldagem de risers rígidos e os possíveis defeitos introduzidos neste processo.

O Capítulo III apresenta uma introdução à Mecânica da Fratura Linear Elástica. São abordados os conceitos de propagação de trincas em materiais frágeis, os modos de carregamentos, os fatores de intensidade de tensões, as condições de fratura, o princípio da superposição para estes fatores e o estudo da fratura em ambientes agressivos.

O Capítulo IV apresenta a forma convencional e a forma aplicando a Mecânica da Fratura no cálculo de fadiga de estruturas. A análise convencional é caracterizada como uma aplicação direcionada às análises determinísticas de fadiga. São apresentados fatores de correções a fim de aumentar as aplicações para estas análises.

A fadiga pela Mecânica da Fratura é caracterizada como o fenômeno de crescimento subcrítico de trincas. São apresentadas relações semi-empíricas de propagação de trincas como funções da variação dos fatores de intensidade de tensões por ciclo de carregamento.

O Capítulo V apresenta o procedimento de avaliação crítica de engenharia recomendado pela norma inglesa *BS-7910*. São apresentadas as informações necessárias, os mecanismos de dano por fadiga, as tensões consideradas, o nível de

avaliação, os casos selecionados de defeitos e a forma de avaliação da fadiga pela Mecânica da Fratura.

O Capítulo VI apresenta as considerações utilizadas na elaboração da ferramenta de avaliação de defeitos, as restrições impostas à ferramenta em virtude dos dados recebidos de análises dinâmicas aleatórias, a necessidade de um período de atualização das dimensões dos defeitos e dos coeficientes do cálculo dos fatores de intensidade de tensões.

A interpretação dos resultados obtidos pela ferramenta é auxiliada por gráficos de curvas de mesma vida remanescente construídos a partir de gráficos de curvas de propagação de defeitos.

O Capítulo VII apresenta a avaliação do programa para o cálculo de vida útil à fadiga em *risers* rígidos. A seqüência de cálculos implementados é conferida através dos resultados obtidos para um exemplo simples de condição ambiental de estado de mar freqüente para a avaliação de fadiga. Um caso de *riser* rígido selecionado é avaliado quanto à vida útil à fadiga obtida pelo método convencional e pela metodologia de avaliação crítica de engenharia desenvolvida.

O Capítulo VIII apresenta as conclusões observadas neste estudo de vida útil à fadiga e as sugestões para desenvolvimentos futuros.

## CAPÍTULO II - CONSIDERAÇÕES QUANTO À EXPLORAÇÃO E À EXPLOTAÇÃO DE PETRÓLEO

### II.1 Sistemas flutuantes de produção

Com a necessidade crescente de se produzir mais petróleo para se atender a demanda e a descoberta de campos petrolíferos em águas cada vez mais profundas, houve a necessidade de encontrar soluções que possibilitassem a produção econômica, exploração, destes campos. Deste modo surgiram diferentes concepções de plataformas. Estas concepções podem ser divididas, segundo *MBP*, conforme a sua geração. A primeira e a segunda geração de plataformas são constituídas de plataformas fixas, como jaquetas e plataformas de gravidade para pequenas lâminas de água. Pode-se considerar os sistemas flutuantes de produção, tais como as semi-submersíveis, como a terceira geração das plataformas, as quais representam uma mudança na filosofia de exploração de petróleo. Um esboço destes sistemas flutuantes de produção é apresentado na Figura II.1.

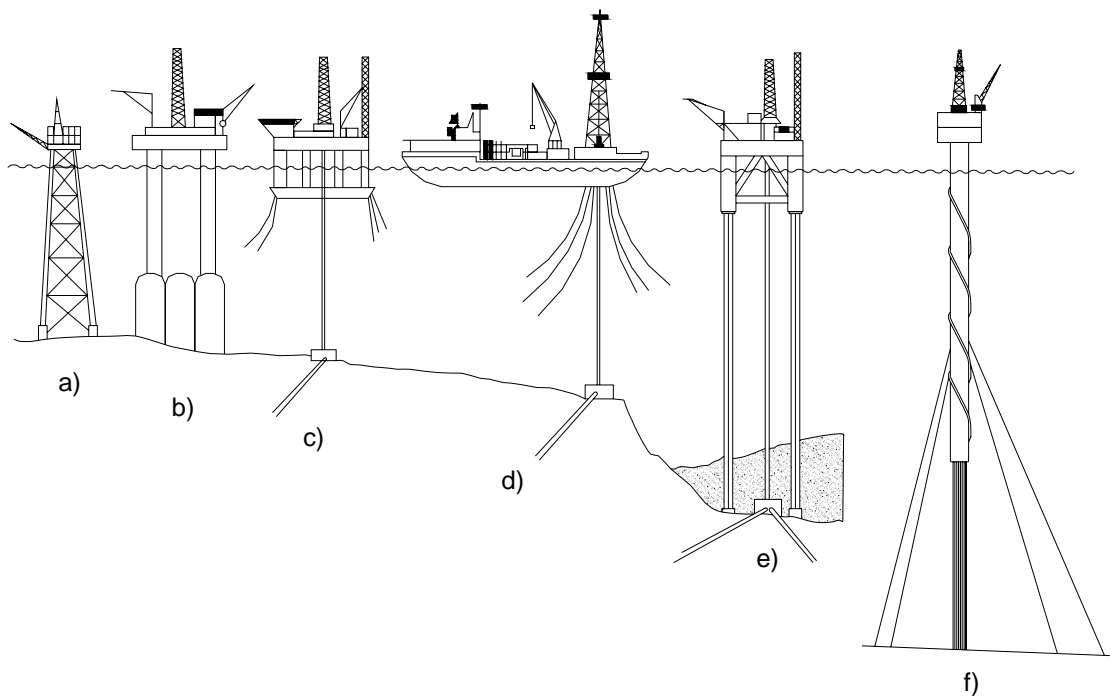


Figura II.1. Estruturas *offshore*: a) jaqueta, b) gravidade, c) semi-submersível, d) navio de produção, e) plataforma de pernas atirantadas e f) Spar-Buoy.

Por plataforma flutuante entende-se uma estrutura complacente que é posicionada na sua locação através de um sistema de ancoragem. As estruturas complacentes caracterizam-se por apresentarem grandes deslocamentos no plano horizontal sob a ação das cargas ambientais e que são absorvidos sem danos.

As plataformas flutuantes podem ser divididas em função da **árvore de natal**<sup>1</sup> em dois grupos:

- Com árvore de natal molhada, ou seja, submersa;
- Com árvore de natal seca.

As **plataformas flutuantes com árvore de natal molhada** são dos tipos semi-submersíveis e navio plataforma.

**Plataforma semi-submersível de produção:** Este tipo de plataforma se apóia em flutuadores submarinos, cuja profundidade pode ser alterada através do bombeamento de água para o tanque de lastro. Esta plataforma de produção fica estacionária numa locação em torno de vinte anos.

**Plataforma semi-submersível de perfuração, MODU (*Mobile Offshore Drilling Unit*):** Esta plataforma de perfuração possui controle de profundidade análogo ao da produção. Entretanto, a plataforma de perfuração fica estacionária numa locação por um período determinado.

**Navio plataforma, FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*):** Este tipo de unidade estacionária de produção consiste na utilização de um navio petroleiro ancorado. Este suporta no seu convés uma planta de processo, armazena o óleo produzido e ainda permite o escoamento da produção para outro navio, chamado aliviador, que é periodicamente amarrado ao FPSO para receber e transportar o óleo até os terminais petrolíferos.

As **plataformas com árvore de natal seca** são dos tipos fixas em aço, fixas em concreto, com pernas atirantadas e Spar-Buoy.

---

<sup>1</sup> **Árvore de Natal:** conjunto de válvulas responsáveis pelo controle do poço de petróleo.

**Plataforma fixa em aço:** é uma estrutura composta por conveses, jaqueta e estacas. Os esforços nos diversos elementos estruturais e juntas são determinados de forma a considerar o comportamento conjunto dos componentes estruturais incluindo a interação das ações ambientais e as respectivas reações do solo sobre a estrutura.

**Plataforma fixa em concreto:** é uma estrutura que consiste essencialmente de vários tanques em concreto sustentando três ou quatro colunas em concreto com um convés metálico no topo. O conceito básico de plataforma de gravidade é assegurar estabilidade em uma locação permanente sem fundações especiais.

**Plataforma com pernas atirantadas (TLP - Tension Leg Platform):** é uma plataforma complacente mantida numa posição em que o empuxo é bem maior do que o seu peso, sendo a diferença absorvida por um conjunto de tirantes, também chamados tendões, de grande rigidez. O casco da TLP é semelhante ao de uma plataforma semi-submersível e é constituído basicamente de seções tubulares retangulares horizontais e cilindros verticais enrijecidos. A ancoragem da TLP é realizada pelos tendões que podem ser internos às colunas, onde são acoplados ao sistema de tensionamento, ou podem ser externos, onde o tensionamento é realizado pela diminuição do lastro e pelo sistema de tensionamento.

**Plataforma Spar-Buoy:** consiste de um único cilindro vertical de aço de grande diâmetro operando com um calado de aproximadamente 200 metros. Esta forma associada a um sistema de ancoragem apresenta pequenos movimentos verticais e possibilita a adoção de *risers* rígidos verticais de produção. É necessário utilizar supressores de vórtices em torno do cilindro.

## II.2 Sistema de ancoragem

O sistema de ancoragem confere à unidade flutuante a capacidade de conservar sua posição no mar, sendo de fundamental importância nas características operacionais e de segurança da unidade. Este sistema é constituído por um conjunto de linhas de ancoragem, compostas por diferentes materiais, com âncoras ou estacas que transferem os esforços ao solo. Um sistema de ancoragem pode ser classificado em convencional ou “*taut-leg*”.

O sistema de ancoragem convencional é constituído por linhas em forma de catenária compostas por cabos de aço, amarras ou uma combinação de ambos. A linha de ancoragem é presa ao fundo do mar por âncoras de resistência horizontal.

O sistema de ancoragem “*taut-leg*” é constituído por linhas esticadas. Estas são constituídas nas suas extremidades por cabos de aço ou amarras e no seu trecho intermediário por cabos de poliéster. Este apresenta maior elasticidade que o cabo de aço para a mesma carga de ruptura. O peso submerso do cabo de poliéster por unidade de comprimento é bem menor que o do cabo de aço. As linhas de ancoragem são fixas na sua extremidade inferior por meio de estacas de sucção, âncoras com resistência vertical, ou estacas de fundeio.

Adotando um sistema de referência na plataforma, considera-se o sentido positivo do eixo x, como sendo o sentido popa-proa; o eixo z, vertical e sentido positivo para cima; o eixo y compõe o triedro direito. Os movimentos de translação da plataforma flutuante na direção dos seus eixos são denominados como SURGE para o eixo x, SWAY para o eixo y e HEAVE para o eixo z. Já os movimentos de rotação em torno dos seus eixos são denominados como ROLL para o eixo x, PITCH para o eixo y e YAW para o eixo z.

Segundo MBP, um exemplo dos movimentos de uma plataforma flutuante é apresentado no esquema da Figura II.2.

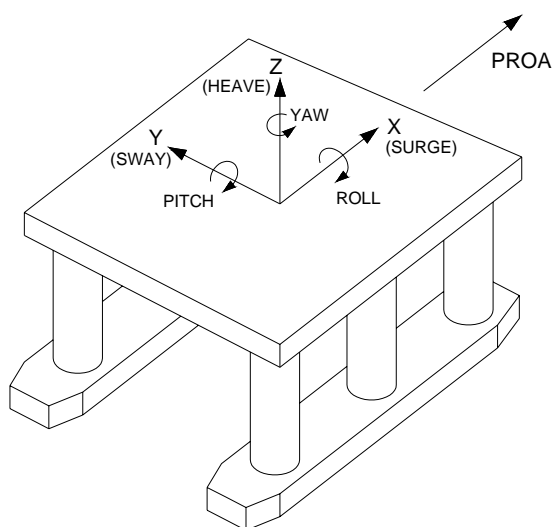


Figura II.2. Movimentos de uma plataforma semi-submersível.

Em lâminas de águas profundas, as novas gerações de plataformas, como navios do tipo FPSO e de semi-submersíveis de produção, têm um número maior de linhas de ancoragem em decorrência de forças maiores sobre o corpo flutuante. Este acréscimo se deve aos aumentos das dimensões do casco e do número de *risers*.

A escolha do padrão de ancoragem é feita através da análise de vários fatores: função da unidade flutuante; assimetria da unidade flutuante em relação à geometria e às solicitações; e direção das condições ambientais.

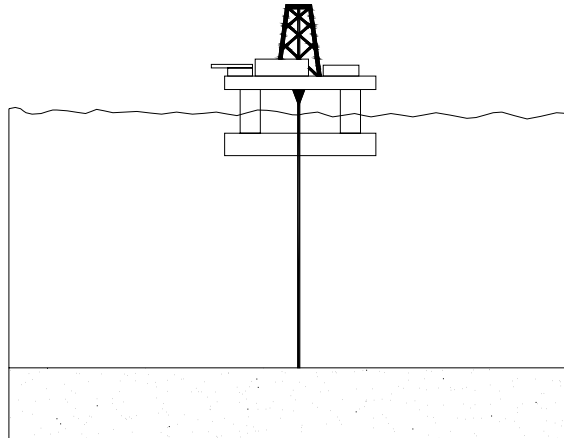
### II.3 Risers

A palavra *riser* é de origem inglesa e, de acordo com a terminologia da norma *DNV-OS-F201*, pode ser definida como o duto de escoamento entre o poço marítimo e a unidade flutuante. De um modo geral, pode-se definir um *riser* como um equipamento de ligação entre o poço e a unidade flutuante.

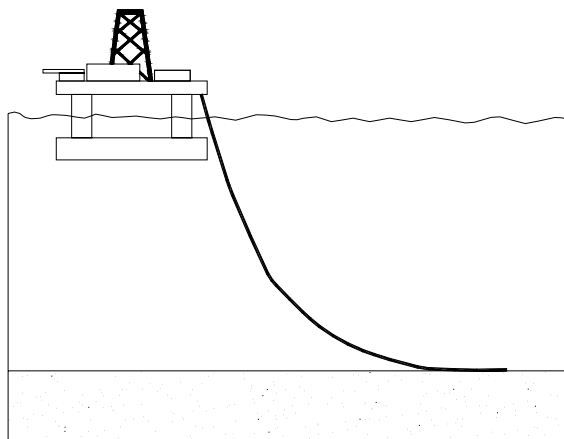
Segundo a norma *API RP 2RD*, os *risers* podem ser classificados segundo a sua configuração geométrica, a sua finalidade e o material empregado na sua fabricação.

Quanto à sua configuração geométrica, os *risers* podem ser classificados como verticais, em catenária livre, ou em catenária complexa.

a) Os ***risers* verticais** são tracionados no topo, a fim de se evitar o fenômeno de flambagem da linha. A Figura II.3 apresenta um exemplo de *riser* com configuração vertical.

Figura II.3. *Riser* com configuração vertical.

b) Os *risers em catenária livre* consistem em linhas que assumem a configuração geométrica de uma catenária. Nesta configuração, a região do topo está sob tração constante. As extremidades podem não estar no mesmo alinhamento vertical e a relação entre a rigidez flexional e a profundidade da lâmina de água deverá ser pequena. A Figura II.4 apresenta um exemplo de um *riser* com configuração em catenária livre.

Figura II.4. *Riser* com configuração em catenária livre.

c) Os *risers em catenária complexa* têm suas configurações derivadas da configuração em catenária livre. Através da instalação de bóias ou flutuadores mantidos submersos, o *riser* assume uma geometria em forma de catenária dupla. São exemplos destas configurações: *lazy-S*, *lazy-wave*, *step-S* e *step-wave*. A Figura II.5 apresenta um exemplo de um *riser* com configuração em catenária complexa.

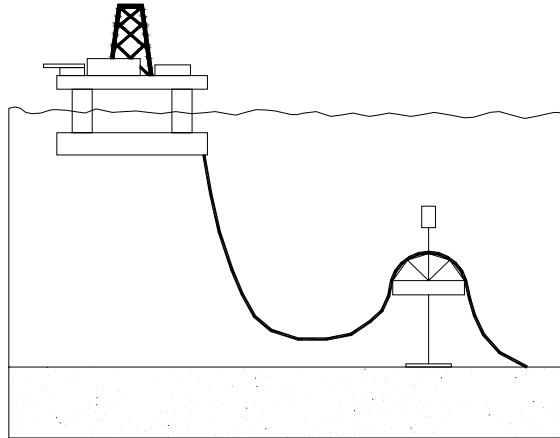


Figura II.5. Riser com configuração *lazy S*.

Os *risers* podem ser classificados quanto ao material empregado na sua fabricação como flexíveis ou rígidos.

Os ***risers flexíveis*** são compostos por camadas intercaladas de diferentes materiais, como aço e polietileno, que apresentam uma finalidade estrutural específica. As camadas de aço promovem resistência à tração, à torção e às pressões externa e interna, enquanto que as camadas de polietileno proporcionam estanqueidade, proteção contra corrosão e evitam a abrasão das camadas metálicas. A Figura II.6 mostra um exemplo de como são dispostas as camadas de um *riser* flexível, conforme a norma americana *API Specification 17J*.

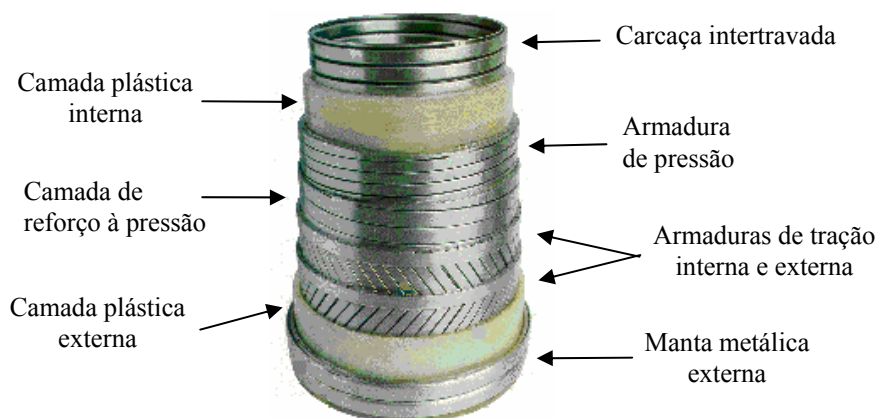


Figura II.6. Camadas de um *riser* flexível.

Os **risers rígidos** são formados por tubos fabricados normalmente em aço, podendo ser instalados tanto verticalmente, quanto em forma de catenária, segundo a norma americana *API RP 2RD*.

O riser rígido vertical pode ser instalado em plataformas com pernas atirantadas (*TLP*), Spar-Buoys e também em configurações do tipo *riser tower*, segundo *MBP*. Neste último, o peso do riser é sustentado por uma bóia de sub-superfície a fim de não sobrecarregar a unidade flutuante.

O riser rígido em catenária (*SCR – Steel Catenary Riser*) é uma concepção nova e foi introduzido com o objetivo de substituir o riser flexível de grande diâmetro, que apresenta custo elevado. O riser rígido pode ser instalado em forma de catenária em plataformas com pernas atirantadas, *TLP*, Spar-Buoys, semi-submersíveis, ou em navios plataforma FPSO. A Figura II.7 mostra um exemplo de um riser rígido em catenária conectado à plataforma P-18 da PETROBRAS.

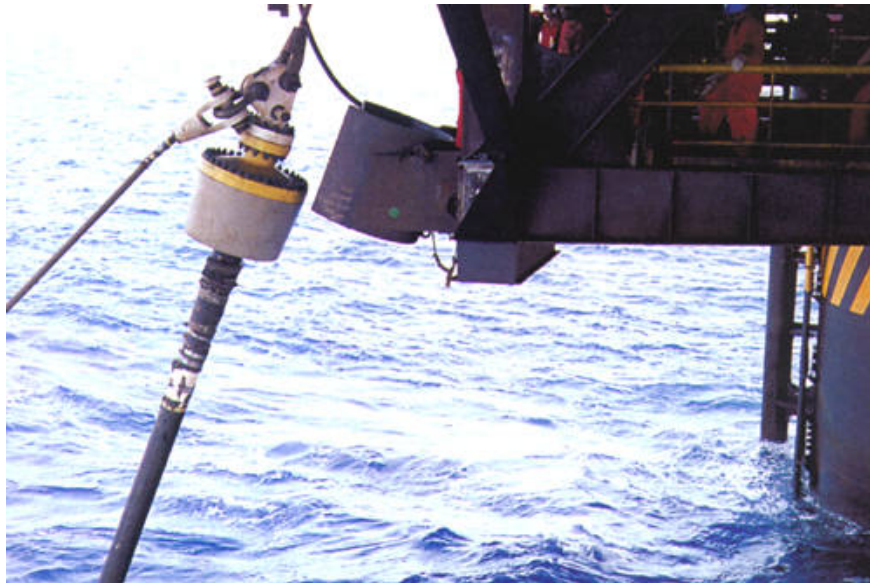


Figura II.7. Riser rígido em catenária conectado à plataforma P-18.

Em navios plataforma FPSO, o riser rígido pode ser instalado em uma configuração variante do tipo lazy-wave. Esta pode ser mais indicada em função dos movimentos maiores impostos no topo do riser pelo corpo flutuante e das limitações de sustentação de carga deste tipo de embarcação.

Os *risers* podem ser classificados quanto à sua finalidade como de perfuração, de completação, de produção, de injeção, ou de exportação.

O ***riser de perfuração*** tem a função de proteger e guiar a coluna de perfuração, bem como permitir o retorno da lama do poço para a plataforma, auxiliando assim nas operações de perfuração. Estas operações são executadas a partir do fundo do mar até atingir a rocha reservatório. A operação de perfuração de um poço é executada em vários estágios, com brocas de diferentes dimensões e revestimentos de diferentes diâmetros. Posteriormente os revestimentos são cimentados para garantir a estanqueidade entre os vários reservatórios e a transmissão de carga do poço para as camadas de rocha de sub-superfície. O *riser* de perfuração apresenta geometria vertical e é fabricado geralmente em aço.

O ***riser de completação*** é utilizado nas operações de completação, que tem como finalidade iniciar ou garantir a produção de um poço, equipando-o para produzir óleo ou gás. O *riser* de completação apresenta geometria vertical e pode ser flexível ou rígido, sendo o primeiro bem mais complexo que o último.

O ***riser de produção*** tem a função de conduzir o petróleo bruto do poço à superfície, para ser separado em óleo, água e gás. O *riser* de produção pode ser rígido, instalado verticalmente, ou em catenária, como também pode ser flexível instalado em catenária.

O ***riser de injeção*** tem a função de injetar gás ou água no interior do reservatório, visando a melhorar o desempenho do mesmo, ou injetar gás diretamente no poço (*gas lift*), de forma a diminuir a densidade do óleo e facilitar a sua subida à plataforma. O *riser* de injeção pode ser rígido, instalado verticalmente, ou em catenária, como também pode ser um flexível instalado em catenária.

O ***riser de exportação*** tem a função de enviar da plataforma o óleo e o gás produzidos à outra unidade ou à terra.

A escolha do tipo de *riser* a ser adotado depende da concepção global do projeto, o qual é balizado pelas restrições técnicas e econômicas.

Os *risers* flexíveis são especialmente projetados para acomodar grandes movimentos, entretanto, com o aumento da profundidade, os *risers* rígidos em catenária atingem flexibilidade suficiente para também serem considerados como uma alternativa economicamente atrativa. Existem ainda sistemas bastante complexos, onde os *risers* homogêneos são substituídos por *risers* mistos, apresentando uma parte flexível e outra rígida em aço ou em titânio.

Por razões de economia e de segurança, o *riser* deve ser capaz de resistir às forças estáticas e às forças dinâmicas as quais está submetido. Em consequência, são necessários métodos de análise estrutural adequados para garantir a segurança na construção e na operação. Estruturalmente um *riser* pode ser considerado uma viga-coluna, isto é, uma peça que resiste às cargas através de resistências à flexão e à tração.

Os aços utilizados na fabricação de *risers* rígidos são normalmente da classe API X, classificados pela norma americana *API RP 2RD*. Estes aços são designados por um valor, precedido da letra X, correspondente à sua tensão limite de escoamento. Segundo esta nomenclatura, tem-se, por exemplo, para o aço X-60 que a sua tensão limite de escoamento é de 60 ksi, ou 60000 psi (413,64 MPa). Têm-se entre os aços mais utilizados para este fim o X-52, o X-56, o X-60 e o X-65. As tensões limites de escoamento dos aços mencionados estão apresentadas na Tabela II.1.

Tabela II.1. Tensão de escoamento de alguns aços API X.

<i>Tipo de aço</i>	<i>Tensão de escoamento</i>	
	<i>(ksi)</i>	<i>(MPa)</i>
API X - 52	52	358,49
API X - 56	56	386,06
API X - 60	60	413,64
API X - 65	65	448,11

## **II.4 Vida à fadiga de risers rígidos**

A existência de uma descontinuidade geométrica, como uma junta soldada, em uma estrutura sujeita à fadiga provoca concentração de tensões na sua proximidade. Se as tensões localizadas atingirem o valor da tensão de escoamento, estas regiões serão plastificadas e os mecanismos microscópicos de nucleação e iniciação de trincas de fadiga tornam-se mais operantes.

A trinca de fadiga no cordão da solda é iniciada, geralmente, em uma zona onde a concentração de tensões é mais elevada, ou em um local onde ocorra defeito de soldagem. Este local será analisado quanto à propagação da trinca para estimar sua vida útil em fadiga através da Mecânica da Fratura Linear Elástica.

### **II.4.1 Soldagem de risers rígidos**

Nas emendas de *risers* rígidos são utilizadas soldas circunferenciais. Segundo *RIBEIRO*, são descritas três características peculiares da soldagem circunferencial em *risers* rígidos:

#### **i) Predominância da soldagem executada pelo lado externo**

Ocorre a formação de um cordão de solda onde se ressalta a importância da qualidade da deposição de material no ponto mais profundo do cordão, também chamado passe de raiz, decorrente da preparação da junta para a soldagem;

#### **ii) Alinhamento da junta para a soldagem**

Impõe-se rigoroso controle de processo face a característica tubular dos elementos;

#### **iii) Confiabilidade e resistência da junta**

Opera-se com a certeza de que uma junta defeituosa provoca a interrupção imediata do funcionamento do *riser*.

A posição do eixo dos tubos define as duas principais posições de soldagem: horizontal e vertical. Durante a execução de uma união entre dois tubos, estes podem estar fixos ou em movimento rotativo. A posição mais utilizada é a horizontal fixa, embora também sejam encontradas as posições vertical fixa e inclinada fixa. Segundo *RIBEIRO*, exemplos de posições de soldagem em *risers* são apresentados na Figura II.8.

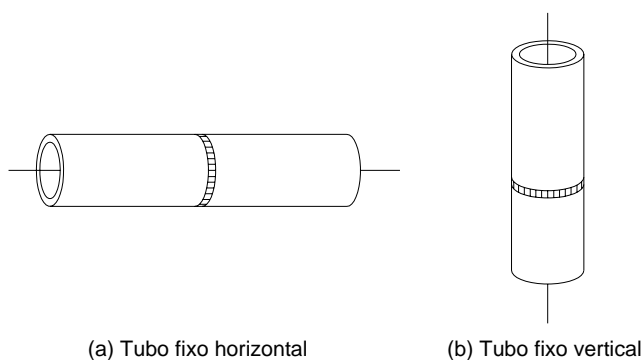


Figura II.8. Posições de soldagem em *risers*.

Na soldagem de *risers* rígidos, poderão ser empregados os processos de soldagem manual com eletrodo revestido e a soldagem com proteção gasosa. Os processos semi-automáticos ou automáticos de soldagem com proteção gasosa (*GMAW* – *Gas Metal Arc Welding*) são largamente utilizados. A solda manual automática com eletrodo de tungstênio (*GTAW* – *Gas Tungsten Arc Welding*) é aconselhável para o passe de raiz, para garantir a qualidade da raiz.

Segundo *RIBEIRO*, os materiais utilizados nos eletrodos são os especificados pelas normas JIS 3452 (1976), G 3454 (1976), G 3455 (1976), G 3457 (1976), API 5L (graus A, B) e 5LX (graus X42 até X70).

Os tubos, geralmente, são enviados para a obra com extremidades chanfradas por meio de usinagem feita na fábrica. Antes da soldagem, é necessário inspecionar o formato e as condições da superfície da junta, remover toda a ferrugem, tinta, graxa, óleos e qualquer tipo de resíduo e, se necessário, efetuar reparos.

As tolerâncias dimensionais dos chanfros, bem como outros aspectos pertinentes, deverão ser claramente especificados no procedimento a ser seguido durante a soldagem dos tubos.

O alinhamento e uma boa fixação na soldagem circunferencial são importantes para se conseguir uma soldagem satisfatória do passe de raiz, a fim de não ocorrerem deslocamentos relativos. Desse modo, o desalinhamento é minimizado e mantém-se uma correta abertura da raiz.

A abertura de raiz é mantida com o auxílio de espaçadores; esforços exagerados não devem ser exercidos no alinhamento, nem tampouco o martelamento é aconselhável.

Na soldagem de *risers* apenas pelo lado externo, os pontos tornam-se parte da raiz da solda. Por esta razão, a qualidade do ponteamto deve ser equivalente à da solda principal.

O número de pontos deve ser o suficiente para prevenir o desalinhamento ou o fechamento da abertura da raiz causado por movimentos relativos dos tubos durante a soldagem. A utilização de dispositivos internos para eliminação do ponteamto é uma prática recomendável.

Antes da soldagem são inspecionados a geometria, as condições da superfície das juntas, o alinhamento, a abertura da raiz e as condições de ponteamto. Durante a soldagem devem ser verificados o formato e a possível presença de defeitos para cada cordão de solda. Toda escória deve ser cuidadosamente removida e, na ocorrência de defeitos, estes devem ser reparados.

Imediatamente após a soldagem são inspecionados os defeitos superficiais, como mordeduras, porosidade, juntamente com o exame do formato, das dimensões e das condições da superfície do cordão. Para o exame da região soldada dos *risers*, são geralmente empregados os ensaios não-destrutivos como o exame radiográfico e a inspeção ultra-sônica.

No caso da existência de imperfeições, são tomadas as providências necessárias. O programa desenvolvido neste trabalho tem como um de seus objetivos facilitar esta decisão de aceitação, de reparo, ou de rejeição de soldas executadas em juntas de *risers*.

Segundo *RIBEIRO*, as características principais de uma junta soldada por uma solda de topo típica estão mostradas na Figura II.9, onde são identificadas três regiões principais: a região da solda, a zona termicamente afetada e o metal base.

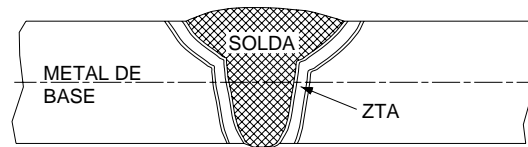


Figura II.9. Características de uma solda de topo.

A **região da solda** propriamente dita, ou poça de fusão, é a região onde o material se fundiu e se solidificou no processo de soldagem. Durante a soldagem as temperaturas nesta região atingem o limiar de fusão do material da solda.

A **zona termicamente afetada (ZTA)** é a região não fundida do metal base que teve sua microestrutura e suas propriedades alteradas pelo calor. Durante a soldagem as temperaturas nesta região atingem o limiar de fusão do metal base.

O **metal de base**, ou metal base (**MB**), é a região mais afastada do cordão de solda que não é afetada pelo calor. Durante a soldagem as temperaturas nesta região são inferiores ao limiar de fusão do metal base.

Os defeitos de soldagem criados durante a execução da solda são devidos ao próprio processo adotado, à execução do processo, à forma da solda e a fatores estruturais de natureza metalúrgica que são característicos da composição química do material.

Segundo *RIBEIRO*, estes defeitos podem ser classificados quanto:

- às especificações de projeto;
- às descontinuidades estruturais na própria solda e
- às propriedades do metal de solda ou da junta soldada.

### i) Quanto às especificações de projeto:

Os defeitos dimensionais são referentes à fabricação ou à montagem de peças soldadas, aparecendo quando não são mantidas as dimensões especificadas tanto no que se refere ao formato quanto ao tamanho das soldas. São defeitos dimensionais: distorção, preparação incorreta da junta, tamanho incorreto da solda e perfil incorreto da solda.

A operação de soldagem envolve a aplicação de calor e a fusão do metal em seções localizadas. Ocorrem expansões e contrações que podem dar origem a tensões de alta magnitude que persistem na parte soldada após o resfriamento da estrutura. Tais tensões tendem a causar distorção na estrutura como a esquematizada na Figura II.10.

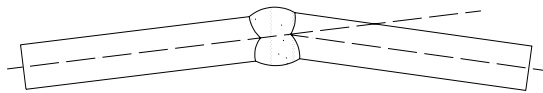


Figura II.10. Embicamento em junta de topo.

O perfil incorreto da solda pode ter uma influência considerável no comportamento da estrutura sob carga bem como na ocorrência de defeitos tais como fusão imperfeita, ou inclusão de escórias. A Figura II.11 apresenta esquemas de juntas de topo com ângulo normal e ângulo excessivo. A Figura II.12 apresenta exemplos de juntas de topo com concavidades.

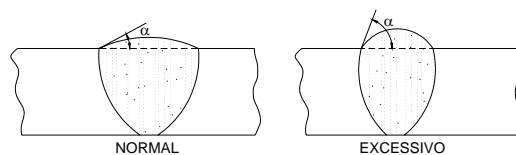


Figura II.11. Esquemas de juntas de topo com ângulo normal e ângulo excessivo.

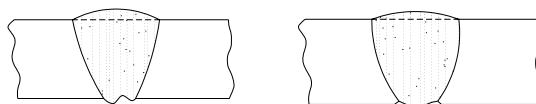


Figura II.12. Esquemas de juntas de topo com concavidade.

A Figura II.13 apresenta um esquema de uma junta de topo com deposição insuficiente de metal de solda. A Figura II.14 apresenta um esquema de uma junta de topo com penetração excessiva de metal de solda.

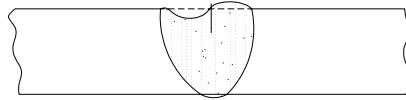


Figura II.13. Deposição insuficiente de metal de solda em junta de topo.

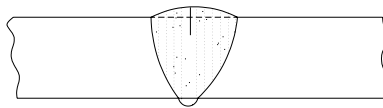


Figura II.14. Penetração excessiva de metal de solda em junta de topo.

## ii ) Quanto às descontinuidades estruturais da solda:

Podem ser citadas porosidade, trincas, inclusões não-metálicas, penetração incompleta, fusão imperfeita, mordedura e defeitos superficiais.

A porosidade se caracteriza por vazios globulares, freqüentemente encontrados nas soldas, causados por gases aprisionados oriundos da atmosfera, ou pelo revestimento dos eletrodos, ou pela umidade na superfície.

A porosidade quanto à sua distribuição na solda pode ser classificada em: bolsões uniformemente espalhados pelo metal de solda como no esquema da Figura II.15; grupos como na Figura II.16 e linhas como na Figura II.17.



Figura II.15. Porosidade em bolsão em junta de topo.



Figura II.16. Porosidade agrupada em junta de topo.

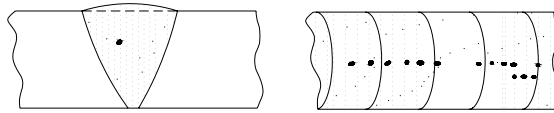


Figura II.17. Porosidade alinhada em junta de topo.

As trincas resultam da presença de tensões localizadas que excedem a resistência à ruptura do material, podendo ocorrer a qualquer temperatura. As trincas são classificadas em trincas a quente e trincas a frio.

As trincas a quente ocorrem em temperaturas superiores a  $500^{\circ}\text{C}$ . Entre as causas de trincas a quente estão a presença de enxofre e o aprisionamento de escória.

As trincas a frio ocorrem em temperaturas inferiores a  $500^{\circ}\text{C}$ . Entre as causas de trincas a frio estão as presenças em quantidades críticas de elementos residuais como o estanho, o fósforo e o hidrogênio.

A Figura II.18 apresenta um esquema de trincas superficiais em uma junta de topo. A Figura II.19 apresenta um esquema de trincas na raiz da solda de uma junta de topo.

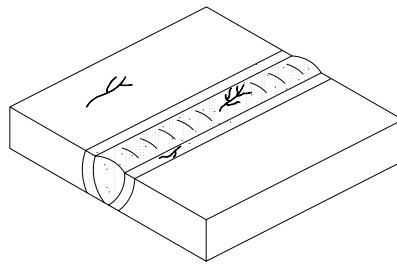


Figura II.18. Esquema de trincas superficiais em uma junta de topo.

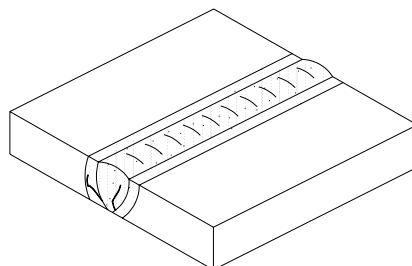


Figura II.19. Esquema de trincas na raiz da solda de uma junta de topo.

As inclusões não-metálicas são óxidos e outros sólidos encontrados em inclusões alongadas ou globulares nas soldas. Durante a disposição e a subsequente solidificação do metal de solda ocorrem reações químicas entre o metal-base, o arco elétrico, o revestimento dos eletrodos e a escória produzida. Nestas reações são produzidos compostos não metálicos solúveis no metal em fusão. Estes produtos tendem a flutuar na superfície por apresentarem um peso específico menor.

Na maioria das vezes, a escória apresenta o aspecto de inclusões globulares finamente divididas. O trabalho a quente alonga estas inclusões. A Figura II.20 apresenta esquemas de inclusão de escória em juntas de topo.

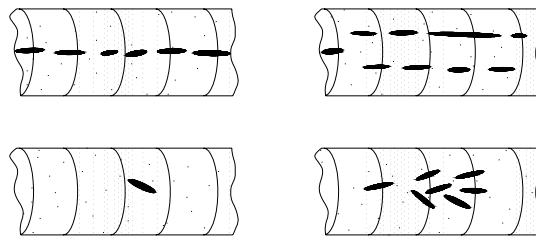


Figura II.20. Esquemas de inclusão de escória em junta de topo.

A penetração incompleta, ou falta de penetração, refere-se à falta de fusão entre o metal depositado e o metal base na raiz da solda. Entre as causas deste defeito estão o mau desenho da junta, ou a temperatura de fusão não ter sido alcançada em toda a profundidade do chanfro.

A área não fundida permite a concentração de tensões e pode resultar em rompimento com pequenas deformações. Os esforços resultantes do calor da soldagem podem dar origem a uma trinca iniciada no primeiro cordão e esta atingir toda solda. A Figura II.21 apresenta esquemas de falta de penetração em juntas de topo.



Figura II.21. Esquemas de falta de penetração em juntas de topo.

A fusão imperfeita, ou falta de fusão, pode ser causada pela fusão insuficiente do metal base, ou pela dissolução insuficiente dos óxidos ou matérias estranhas na

superfície do metal base pelos fluxos. Para se evitar tal defeito, as superfícies a soldar devem ser bem limpas e deve-se empregar uma técnica de soldagem correta. A Figura II.22 apresenta esquemas de falta de fusão em juntas de topo.

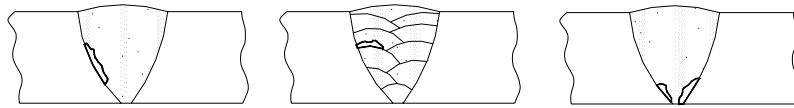


Figura II.22. Esquemas de falta de fusão em juntas de topo.

A mordedura é o entalhe nas bordas de um cordão de solda. É o resultado do uso de intensidade excessiva da corrente de solda, ou do uso de velocidade excessiva de soldagem, ou do uso de bitola excessiva do eletrodo, ou de costuramento excessivo, ou da manipulação indevida do eletrodo, ou do uso de um eletrodo de tipo não recomendado, ou de um ângulo pequeno demais entre o eletrodo e a superfície vertical nas soldas em ângulo.

A Figura II.23 apresenta um esquema de mordeduras na superfície de uma junta de topo. A Figura II.24 apresenta um esquema de mordedura na raiz da solda de uma junta de topo.

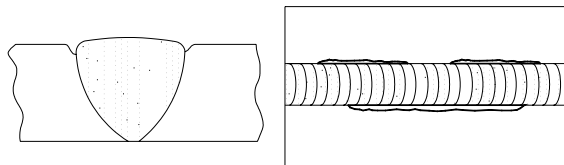


Figura II.23. Esquemas de mordeduras na superfície de uma junta de topo.

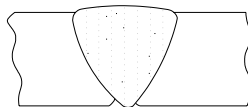


Figura II.24. Esquema de mordedura na raiz da solda de uma junta de topo.

### iii ) Quanto às deficiências nas propriedades:

As deficiências nas propriedades são referentes às propriedades mecânicas e às propriedades químicas dos materiais envolvidos, onde se destacam:

- a corrosão ou a corrosão sob tensão;
- a dureza da junta soldada;

- a penetração do hidrogênio no metal de solda e na zona termicamente afetada;
- as tensões residuais;
- contrações e distorções.

A aplicação de um calor suplementar na peça antes ou depois da soldagem evita o surgimento de defeitos nos *risers* durante o processo de fabricação dos mesmos. Isto colabora para aumentar a vida de iniciação e conseqüentemente a vida útil dos *risers*.

## CAPÍTULO III - MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

Segundo *BASTIAN*, as estruturas normalmente apresentam descontinuidades ou outros defeitos introduzidos durante a fabricação. Estes defeitos, por sua vez, produzem concentração de tensões capazes de levar à fratura, mesmo quando estas estruturas são submetidas a tensões inferiores à tensão de projeto.

Utilizando conceitos desenvolvidos na Mecânica da Fratura Linear Elástica, busca-se conformar o estudo de estruturas com defeitos. Esta metodologia considera o efeito de trincas e defeitos nas resistências das estruturas.

Em termos básicos, as forças de coesão interatômicas são as que determinam a resistência à ruptura, ou à fratura, dos materiais sem trincas. A tensão de coesão teórica corresponde à tensão de ruptura de um material sem defeitos. Como um material apresenta defeitos, a tensão de coesão efetiva é inferior à de coesão teórica.

Os sólidos frágeis rompem prematuramente em trincas, enquanto que os dúcteis escoam pelo movimento de discordâncias cristalográficas ou por defeitos microscópicos.

### III.1 Resistência à ruptura dos materiais com trincas

Em 1920, *GRIFFITH* (*apud BASTIAN*) formulou uma abordagem para a análise da trinca em função do balanço energético. O critério de *GRIFFITH* afirma que uma trinca se propaga de modo instável se a taxa de liberação de energia elástica, armazenada pelo carregamento do material for, ao menos, igual ao aumento de energia superficial resultante do crescimento da trinca.

Em outras palavras, o critério propõe que a propagação da trinca ocorre de modo instável se o decréscimo de energia elástica com a propagação for, ao menos, igual à energia necessária para criar a superfície da trinca.

Para a formulação de seu modelo, *GRIFFITH* (*apud BASTIAN*) considerou uma chapa infinita contendo um defeito elíptico vazante. Esta chapa é submetida a uma tração  $\sigma$  perpendicular ao plano do eixo maior da elipse. Em relação às dimensões da chapa, a trinca é pequena para assegurar-lhe um carregamento remoto. As tensões na chapa encontram-se no regime elástico e caracteriza o estado plano de tensões para chapa fina. A Figura III.1 apresenta um esquema do caso analisado por *GRIFFITH* (*apud BASTIAN*), onde a origem de referência é o centro da elipse e  $B$  é a espessura da chapa.

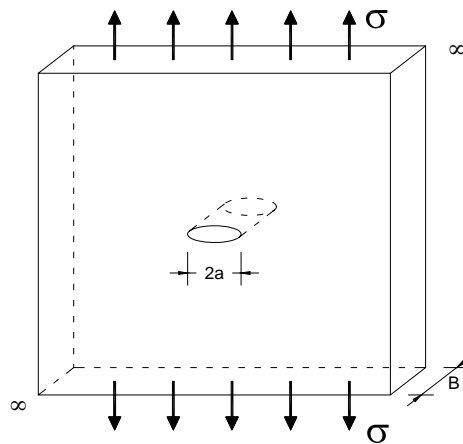


Figura III.1. Esquema do modelo analisado por *GRIFITH*.

Para o cálculo da taxa de liberação de energia elástica com a propagação da trinca, consideram-se a metade do comprimento da trinca elíptica vazante,  $a$ , e a chapa submetida a deslocamento constante conforme a Figura III.2.

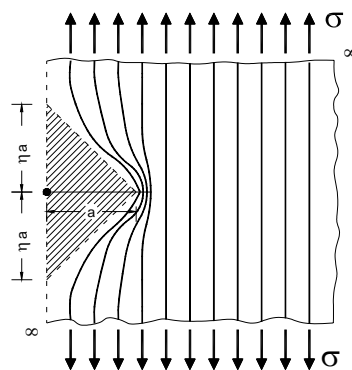


Figura III.2. Modelo para o cálculo da taxa de liberação da energia elástica.

As regiões livres de tensões acima e abaixo da trinca são supostas inicialmente triangulares e estendem-se a uma altura  $\eta a$ , então, para um comprimento de trinca

elíptica vazante  $a$ , a energia de deformação elástica liberada por unidade de espessura, em tensão plana, é dada pela metade do produto da tensão pela deformação e pela área hachurada na Figura III.2, conforme a equação (III.1).

$$U_E = -\frac{1}{2} \sigma \frac{\sigma}{E} \eta a a \quad (\text{III.1})$$

Em sua abordagem *GRIFFITH* concluiu que  $\eta$  tende ao valor de  $\pi$ , chegando à equação (III.2).

$$U_E = -\frac{1}{2} \frac{\sigma^2 \pi a^2}{E} \quad (\text{III.2})$$

O ganho de energia com a criação desta superfície de fratura de dimensão  $2a$  é dado pela equação (III.3) onde  $\gamma_s$  representa a energia necessária para a criação das superfícies de fratura.

$$U_s = 2 \gamma_s a \quad (\text{III.3})$$

A variação total de energia é dada pela equação (III.4).

$$U = U_E + U_s \quad (\text{III.4})$$

Na Figura III.3.a estão representadas as variações da energia de deformação elástica, da energia superficial e da energia total do sistema em função do comprimento da trinca.

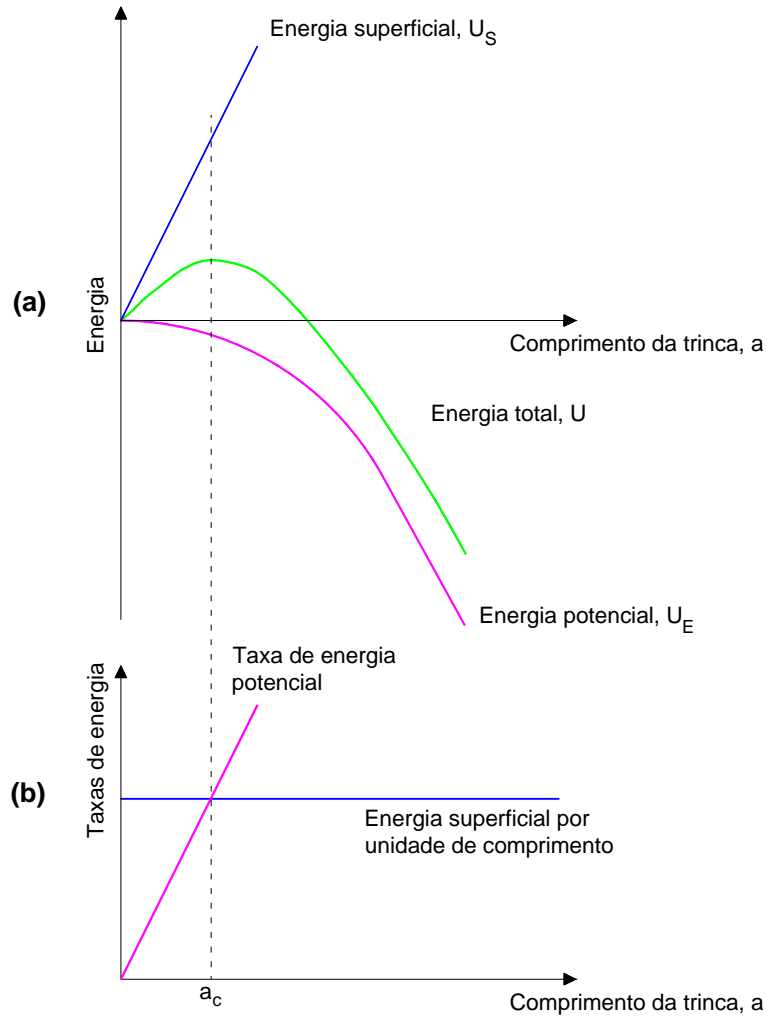


Figura III.3. (a) Variação de energia em função do comprimento da trinca; (b) Variação das taxas de energia em função do comprimento da trinca.

As energias  $U_E$  e  $U_s$  têm sinais contrários, pois enquanto a energia armazenada sob a forma de deformação elástica é cedida pelo sistema, no momento em que há crescimento da trinca, a energia superficial aumenta. A variação total de energia do sistema pode ser escrita na forma da equação (III.5).

$$U = -\frac{1}{2} \frac{\sigma^2 \pi a^2}{E} + 2\gamma_s a \quad (\text{III.5})$$

Observa-se na Figura III.3.(a) que a curva da energia total em função do comprimento da trinca tem valor máximo para um valor de  $a$  denominado como **comprimento crítico**,  $a_c$ .

Conforme o critério de *GRIFFITH* (*apud BASTIAN*) para a propagação, têm-se as equações (III.6) ou (III.7).

$$\frac{\partial U_E}{\partial a} + \frac{\partial U_S}{\partial a} = 0 \quad (\text{III.6})$$

$$\frac{\partial U}{\partial a} = 0 \quad (\text{III.7})$$

Portanto, a propagação da trinca implica no atendimento à igualdade da equação (III.8).

$$\frac{\sigma^2 \pi a}{E} = 2 \gamma_s \quad (\text{III.8})$$

Na Figura III.3.b, observa-se o atendimento a esta igualdade no ponto cujo comprimento da trinca tem valor  $a_c$ , onde ocorre a interseção da reta da taxa de energia potencial com a reta da energia superficial por unidade de comprimento.

A propagação estável de uma trinca é definida como uma propagação relativa a um aumento da tensão externa atuante. Portanto, denomina-se propagação instável a propagação de uma trinca sem o acréscimo da tensão externa atuante.

Para comprimento de trinca inferior ao comprimento crítico, chamado de trinca subcrítica, não existe propagação instável da trinca, pois o módulo da taxa de energia elástica é menor que a energia superficial por unidade de comprimento, conforme a inequação (III.9).

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| < \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (\text{III.9})$$

Para que a propagação de uma trinca subcrítica ocorra é necessário o fornecimento de uma energia adicional ao sistema. Portanto, as trincas subcríticas se propagam se a tensão aplicada aumenta, elevando o valor da energia total do sistema ( $\partial U / \partial a > 0$ ).

Para trincas de tamanho crítico existe a propagação instável da trinca, pois o módulo da taxa de energia elástica é maior que a energia superficial por unidade de comprimento, deste modo há energia disponível para a formação de novas superfícies, conforme a inequação (III.10).

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| > \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (\text{III.10})$$

Denomina-se taxa de liberação de energia elástica por unidade de espessura,  $\mathbf{G}$ , ao valor positivo da taxa de energia potencial, conforme a equação (III.11).

$$\mathbf{G} = \left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| \quad (\text{III.11})$$

Avaliando a propagação instável de uma trinca em termos de  $\mathbf{G}$ , pode-se reescrever as inequações (III.9) e (III.10) na forma das inequações (III.12) e (III.13) respectivamente.

$$\mathbf{G} < \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (\text{III.12})$$

$$\mathbf{G} > \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (\text{III.13})$$

Da equação (III.8) pode-se obter a tensão de fratura da chapa para o estado plano de tensão, válido para espessuras finas, na equação (III.14).

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (\text{III.14})$$

Para os casos de grandes espessuras, tem-se a restrição à deformação ao longo da direção transversal. Caracterizando, assim, a condição de estado plano de deformação cuja tensão de fratura da chapa conforme se observa na equação (III.15).

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2 E \gamma_s}{\pi(1 - \nu^2)a}} \quad (\text{III.15})$$

As equações (III.14) e (III.15) obtidas pelo critério de *GRIFFITH* referem-se às variações de energia associadas à propagação da trinca. Os detalhes do processo de fratura na ponta da trinca não são necessários. Entretanto, estas equações são derivadas para um material no regime elástico de tensões. Como estas equações consideram o raio de curvatura extremamente pequeno, estas se aplicam ao cálculo da tensão de ruptura para os defeitos com pontas muito aguçadas.

A teoria de *GRIFFITH* é aplicada satisfatoriamente a materiais frágeis. Como os materiais frágeis são incapazes de aliviar as tensões atuantes por meio de deformações plásticas na ponta da trinca, a concentração de tensões se torna mais severa.

No caso de materiais dúcteis, existe uma deformação plástica nas proximidades da ponta da trinca de maneira que a tensão atuante permanece próxima ao limite de escoamento do material. Neste caso, a energia para a fratura é superior à energia consumida para a criação das superfícies devida à plasticidade gerada na ponta da trinca.

Em 1950, *OROWAN* (*apud BASTIAN*) reconheceu a necessidade de se considerar a plasticidade gerada na ponta da trinca e sugeriu que as equações de *GRIFFITH* fossem modificadas. A energia para a fratura é correspondente à energia absorvida no processo de deformação plástica,  $\gamma_p$ , e à energia necessária para a criação das superfícies de fratura,  $\gamma_s$ .

Desta maneira, a equação (III.14) para o estado plano de tensão é modificada para a equação (III.16).

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2 E (\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}} \quad (\text{III.16})$$

A sugestão de *OROWAN* encontrou dificuldade na determinação prática da energia absorvida no processo de deformação plástica,  $\gamma_p$ .

Na mesma época, *IRWIN* (*apud BASTIAN*) aplicou a teoria de *GRIFFITH* em materiais que apresentavam deformação plástica. Ele definiu a energia elástica total liberada no processo de propagação da trinca como sendo a união das parcelas de energias consumidas na criação das superfícies de fratura,  $\gamma_s$ , e na deformação plástica do material,  $\gamma_p$ .

A taxa de liberação de energia elástica,  $G$ , é a fonte de energia para o processo de fratura. Sendo que a energia elástica liberada na propagação da trinca de uma unidade de comprimento é dada pela equação (III.17).

$$G = \frac{\partial U_E}{\partial a} \quad (\text{III.17})$$

Assim, a propagação instável da trinca ocorre quando a igualdade (III.18) for atendida.

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E G_c}{\pi a_c}} \quad (\text{III.18})$$

O termo  $G_c$  é uma característica do material e é função da temperatura, da velocidade de carregamento, do estado de tensões e do modo de carregamento.

Para um material frágil, o valor de  $G_c$  por unidade de espessura é dado pela equação (III.19). Nesta equação, toda a energia elástica liberada no processo de propagação da trinca é consumida para a criação das superfícies de fratura sem qualquer deformação plástica.

$$G_c = 2\gamma_s \quad (\text{III.19})$$

O conceito de taxa de liberação de energia elástica,  $G_c$ , não se restringe à fratura de materiais frágeis, visto que a energia elástica liberada pode ser consumida para a criação de superfícies de trinca ou para pequena deformação plástica.

Portanto, a formulação de *IRWIN* permite a extensão da teoria de *GRIFFITH* à fratura de materiais que apresentem pequena deformação plástica associada ao processo de propagação da trinca.

Para trincas subcríticas, têm-se a equação (III.20) para o estado plano de tensão e a equação (III.21) para o estado plano de deformação.

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a}} \quad (\text{III.20})$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi(1-\nu^2)a}} \quad (\text{III.21})$$

### III.2 Fatores de intensidade de tensão

Segundo *BASTIAN*, analisando o comportamento mecânico nas vizinhanças da ponta da trinca, observam-se três modos básicos de carregamentos: tração, cisalhamento puro e cisalhamento fora do plano. A Figura III.4 apresenta estes modos de carregamento. Os corpos trincados podem estar submetidos a um modo de carregamento ou a uma combinação destes.

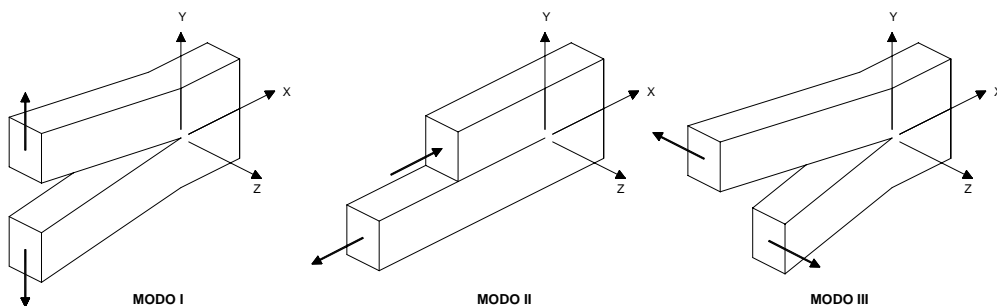


Figura III.4. Modos básicos de carregamento de trincas.

Os modos básicos de carregamento de trincas podem ser caracterizados pelo comportamento mecânico nas vizinhanças da ponta da trinca. No modo I de carregamento de tração, o deslocamento das superfícies da trinca é perpendicular a elas. No modo II de carregamento de cisalhamento puro, o deslocamento das superfícies da trinca é paralelo a elas e perpendicular à frente de propagação. No modo III de carregamento de cisalhamento fora do plano, o deslocamento das superfícies da trinca é paralelo a elas.

A Figura III.5.a apresenta o modelo usado por *WESTERGAARD* (*apud BASTIAN*) na determinação das distribuições das tensões nas vizinhanças de uma trinca vazante contida em uma chapa submetida a uma tração  $\sigma$  perpendicular ao plano da trinca. Sendo a chapa de material elástico linear e de dimensões infinitas e a trinca de comprimento  $2a$  e de pontas aguçadas.

A Figura III.5.b apresenta para um ponto do sólido o sistema de coordenadas polares cilíndricas,  $h$  e  $\alpha$ , em relação à ponta da trinca e as tensões atuantes.

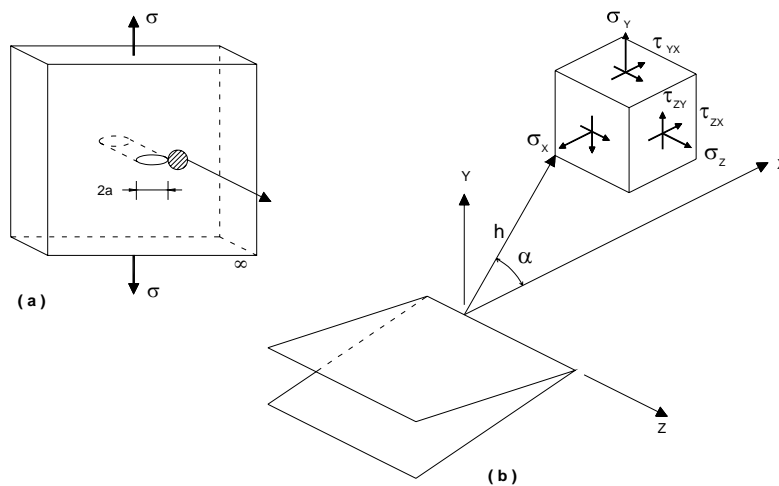


Figura III.5. (a) Sólido infinito com trinca vazante submetido à tensão  $\sigma$ ; (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca.

As equações (III.22), (III.23), (III.24) e (III.27) apresentam as distribuições das tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{yz}$ . A distribuição da tensão  $\sigma_z$  para o estado plano de tensão é apresentada na equação (III.25) e para o estado plano de deformação é apresentada na equação (III.26). Estas distribuições de tensões obtidas por *WESTERGAARD* (*apud BASTIAN*) são relativas ao modo I de carregamento.

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left( 1 - \sin \frac{\alpha}{2} \sin \frac{3\alpha}{2} \right) \quad (\text{III.22})$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left( 1 + \sin \frac{\alpha}{2} \sin \frac{3\alpha}{2} \right) \quad (\text{III.23})$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \sin \frac{\alpha}{2} \cos \frac{3\alpha}{2} \quad (\text{III.24})$$

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{III.25})$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{III.26})$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (\text{III.27})$$

Estas equações se referem a um material elástico linear. Observa-se que as tensões são proporcionais à tensão externa  $\sigma$  e à raiz quadrada da metade do tamanho da trinca. Por estas equações, as tensões tendem ao infinito na ponta da trinca, pois a coordenada polar  $h$  tende a zero.

A tensão  $\sigma_y$  deveria tender ao valor da tensão externa  $\sigma$  para o caso em que o ângulo  $\alpha$  é nulo e a coordenada polar  $h$  assume valores grandes. Entretanto, observa-se que a tensão  $\sigma_y$  tende a zero. Isto acontece porque estas equações representam o primeiro termo de um desenvolvimento em série e são válidas somente nas vizinhanças da trinca.

O primeiro termo da série fornece uma descrição aproximada do campo de tensão na ponta da trinca, visto que os outros termos são relativamente pequenos. Os outros termos do desenvolvimento em série devem ser considerados para se obter as tensões em pontos afastados da ponta da trinca.

Estas equações podem ser escritas de forma generalizada pela equação (III.28).

$$\sigma_{ij} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} f_{ij}(\alpha) \quad (\text{III.28})$$

*IRWIN* (*apud BASTIAN*) verificou que o termo  $(\sigma\sqrt{a})$  estava presente em todas as equações de distribuições de tensões de *WESTERGAARD*. Quando este termo é conhecido, o campo de tensões na ponta da trinca fica definido, pois o termo  $\sqrt{1/2h} f_{ij}(\alpha)$  é função somente da posição do ponto em que as tensões são consideradas.

Em conseqüência, *IRWIN* (*apud BASTIAN*) definiu o fator de intensidade de tensão,  $K_I$ , que no modo I de carregamento é dado pela equação (III.29).

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (\text{III.29})$$

Logo, as equações de distribuições de tensões de *WESTERGAARD* (*apud BASTIAN*) podem ser escritas de forma generalizada pela equação (III.30).

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi h}} f_{ij}(\alpha) \quad (\text{III.30})$$

O fator de intensidade de tensão envolve um termo correspondente à tensão aplicada externamente e outro correspondente à dimensão da trinca. Conhecendo o valor do fator de intensidade de tensões  $K_I$  para uma trinca, se define todo o campo de tensões na ponta da trinca.

No plano da trinca, ou seja, para a situação em que o ângulo da coordenada polar  $\alpha$  é igual a zero, as tensões  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  apresentam valores máximos dados pela equação (III.31) e a tensão  $\tau_{xy}$  é nula.

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi h}} \quad (\text{III.31})$$

A variação da tensão  $\sigma_y$  no plano da trinca em função da distância representada pela coordenada polar  $h$  é esquematizada na Figura III.6.

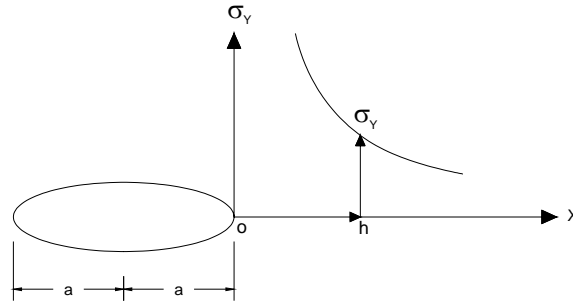


Figura III.6. Esquema da variação de  $\sigma_y$  em função de  $h$  no plano da trinca.

Fatores de intensidade de tensão no modo I de carregamento para trincas de diferentes formas, orientações e posições são expressos na forma geral da equação (III.32).

$$K_I = Y_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{III.32})$$

Sendo  $Y_1$  chamado de fator geométrico no modo I de carregamento. Este é um fator adimensional que depende da distância da trinca aos contornos da chapa, ou a outras trincas, da orientação e da forma da trinca e de restrições na estrutura que a contém.

Para uma trinca vazante isolada de tamanho  $2a$  em uma chapa submetida a uma tensão uniforme  $\sigma$  remota à trinca e aplicada perpendicularmente ao plano da trinca, o fator geométrico,  $Y_1$ , equivale a unidade. Portanto, a equação (III.32) se simplifica para a equação (III.29). Sendo esta a expressão do fator de intensidade de tensões definido por *IRWIN* para o modelo usado por *WESTERGAARD* (*apud BASTIAN*).

À medida que o tamanho da trinca se torna relativamente grande em relação às dimensões da chapa, os valores de  $Y_1$  aumentam. A expressão analítica do fator de intensidade de tensões,  $K_I$ , para o caso de uma chapa de largura finita  $W$  e de comprimento infinito submetida à tensão  $\sigma$  e contendo uma trinca vazante de comprimento  $2a$  é dada pela equação (III.33).

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (\text{III.33})$$

A expressão analítica de  $K_I$  para o caso de uma chapa de largura finita  $W$  e de comprimento infinito carregada sob a tensão  $\sigma$  e contendo uma trinca de comprimento  $a$  na borda da chapa é dada pela equação (III.34).

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (\text{III.34})$$

Para o caso anterior, se o comprimento da trinca  $a$  for muito pequeno em relação à largura da chapa,  $a \ll W$ , a equação (III.34) pode ser simplificada para a equação (III.35).

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{III.35})$$

Existem equações para o fator de intensidade de tensões para os três modos de carregamento, para diversas situações de configuração de defeitos e de geometria do corpo trincado. Analogamente ao modo I de carregamento, o fator de intensidade de tensões para o modo II de carregamento,  $K_{II}$ , é dado pela equação (III.36), onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento plano e  $Y_2$  chamado de fator geométrico no modo II de carregamento.

$$K_{II} = Y_2 \tau \sqrt{\pi a} \quad (\text{III.36})$$

E o fator de intensidade de tensões para o modo III de carregamento,  $K_{III}$ , é dado pela equação (III.37), onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento fora do plano e  $Y_3$  chamado de fator geométrico no modo III de carregamento.

$$K_{III} = Y_3 \tau \sqrt{\pi a} \quad (\text{III.37})$$

Portanto, as equações de distribuições de tensões para os três modos de carregamento podem ser escritas de forma generalizada pela equação (III.38).

$$\sigma_{ij} = \frac{K_N}{\sqrt{2\pi h}} f_{ij}(\alpha) , \text{ para } (N = I, II, III) \quad (III.38)$$

Segundo *BASTIAN*, o modo I de carregamento é o mais encontrado em situações práticas, enquanto que os modos II e III são mais raros. Por esta razão, este estudo se concentra na análise do modo I.

Observa-se na equação (III.32) que o valor do fator de intensidade de tensões para o modo I de carregamento,  $K_I$ , é proporcional ao valor da tensão externa,  $\sigma$ , e à raiz quadrada do comprimento de trinca,  $a$ , para uma dada geometria de trinca e do corpo trincado.

Portanto, o aumento da tensão externa ou do comprimento de trinca induz a elevação do fator de intensidade de tensões, que atingindo um valor determinado dá início à trinca no corpo de prova. Ensaando um material para vários corpos de prova, com diferentes geometrias de trincas, observa-se que a trinca ocorre quando o fator de intensidade de tensões atinge um mesmo valor crítico.

Isto caracteriza a existência de um **fator crítico de intensidade de tensões**,  $K_{IC}$ , como uma propriedade do material. Este fator crítico é denominado **tenacidade à fratura do material**. Quando mantidas as mesmas condições de temperatura, de velocidade de carregamento e de meio ambiente, um material elástico fratura para um fator de intensidade de tensões igual a  $K_{IC}$ .

### III.3 Equivalência das abordagens do balanço de energia e do fator de intensidade de tensões

A abordagem do balanço energético de *GRIFFITH* (*apud BASTIAN*) resultou na equação (III.39) para a taxa de liberação de energia elástica no modo I de carregamento da trinca.

$$G_I = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \quad (III.39)$$

Por outro lado, a abordagem do fator de intensidade de tensões de *IRWIN* (*apud BASTIAN*), para a mesma geometria de trinca e de chapa e o mesmo modo de carregamento que o modelo analisado por *GRIFFITH*, resultou na equação (III.29).

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (\text{III.29})$$

Compara-se as equações (III.39) e (III.29) para o estado plano de tensões, observando a relação de equivalência entre as duas abordagens na equação (III.40). A relação de equivalência entre as duas abordagens para o estado plano de deformações está apresentada na equação (III.41).

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{III.40})$$

$$G_I = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{E} \quad (\text{III.41})$$

A propagação instável da trinca para o estado plano de tensões ocorre quando a equação (III.42) é satisfeita. Para o estado plano de deformações, a propagação instável da trinca ocorre quando a equação (III.43) é satisfeita.

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (\text{III.42})$$

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E(1-\nu^2)} \quad (\text{III.43})$$

### III.4 Princípio da superposição

Seja um sólido submetido a uma combinação de carregamentos designados pelos índices **i**, **ii** e **iii**. Segundo *BASTIAN*, considera-se que a ação isolada de cada um destes provoque uma propagação da trinca pelo modo I de carregamento e que os fatores de intensidade de tensão correspondentes sejam  $K_I^{(i)}$ ,  $K_I^{(ii)}$  e  $K_I^{(iii)}$ .

O princípio da superposição permite calcular o fator de intensidade de tensões equivalente como sendo a soma dos fatores de intensidade de tensões correspondentes aos carregamentos de mesmo modo, suposto mantido no regime elástico. O fator de intensidade de tensão equivalente é dado pela equação (III.44).

$$K_I = K_I^{(i)} + K_I^{(ii)} + K_I^{(iii)} \quad (\text{III.44})$$

O que se aplica a  $K_I$  pode ser estendido independentemente a  $K_{II}$  e  $K_{III}$ , entretanto a combinação dos diferentes fatores de intensidade transcende ao regime linear.

### III.5 Estado plano de tensão e deformação em corpos de prova trincados

Corpos de prova de pequena espessura submetidos a carregamento de tração apresentam um estado plano de tensão na ponta da trinca. Enquanto, que corpos de prova espessos apresentam um estado plano de deformação.

A Figura III.7 apresenta o esquema de um sólido elástico contendo uma trinca vazante sendo submetido a uma tração  $\sigma$ .

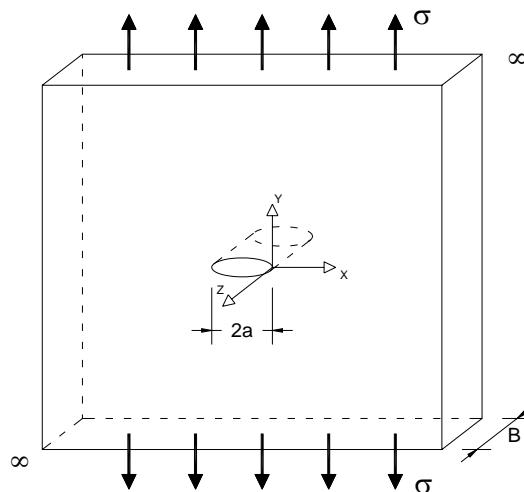


Figura III.7. Sólido elástico contendo uma trinca e submetido a uma tensão uniaxial  $\sigma$ .

Em consequência da aplicação da tensão  $\sigma$ , desenvolve-se uma tensão  $\sigma_y$  segundo a direção  $y$ . Na proximidade da ponta da trinca, ocorre concentração de tensões, normalizando-se à medida que se afasta da mesma.

Em consequência do vazio produzido pela trinca, a tensão  $\sigma_x$  é nula na ponta da trinca, crescendo para o interior do sólido.

A direção  $z$  corresponde à direção da espessura. Sólidos de pequena espessura praticamente não apresentam restrição à deformação elástica nesta direção e a tensão normal correspondente é muito pequena, podendo ser abandonada. Logo, nestes sólidos ocorrem estados planos de tensão.

Sólidos espessos apresentam duas situações de restrição à deformação elástica na direção  $z$ : a primeira nas superfícies externas onde ocorrem estados planos de tensões e a segunda no interior do sólido está impedida a deformação elástica segundo a direção  $z$  e ocorrendo uma tensão  $\sigma_z$ .

Esta tensão  $\sigma_z$  decresce com o afastamento da ponta da trinca, isto é, com o aumento da coordenada polar  $h$ . Portanto, no interior dos sólidos espessos desenvolvem-se estados planos de deformação.

O fato de se ter um estado plano de tensão nas superfícies livres de sólidos espessos e deformação plana no seu interior está representado na Figura III.8.

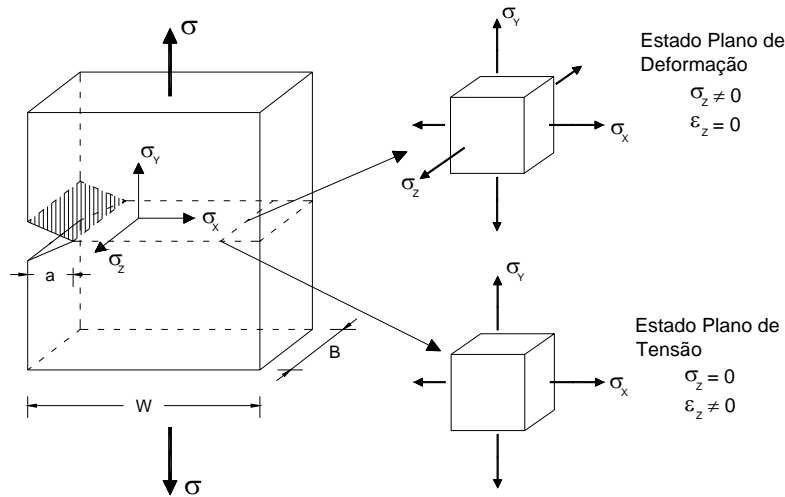


Figura III.8. Estados de tensões na frente da trinca em um corpo de prova espesso: tensão plana nas superfícies livres e deformação plana no interior.

### III.6 Plastificação na ponta da trinca

Até o momento, são considerados materiais que se comportam de uma maneira puramente elástica. Estes materiais são incapazes de aliviar as tensões atuantes por meio de deformações plásticas na ponta da trinca. Isto torna a concentração de tensões mais severa.

Entretanto, a maioria dos materiais apresenta alguma deformação plástica na ponta da trinca de forma que a tensão atuante permanece próxima ao limite de escoamento do material. Tal fato requer modificações em alguns conceitos da mecânica da fratura linear elástica de modo que os mesmos possam ser usados para estes materiais.

Analisando as equações (III.22) a (III.27) de *WESTERGAARD* (*apud BASTIAN*), verifica-se que as tensões tendem ao infinito na ponta da trinca, pois a coordenada polar  $h$  tende a zero. Entretanto, os materiais normalmente apresentam uma tensão de escoamento acima da qual se deformam plasticamente. Deste modo, em torno da ponta da trinca existe uma região com comportamento elasto-plástico.

O modelo de *IRWIN* (*apud BASTIAN*) é usado para a estimativa da zona plástica. Neste modelo, a tensão máxima na ponta da trinca não supera a tensão limite de escoamento do material,  $\sigma_{YS}$ .

A dimensão aproximada da zona plástica é dada pela distância da ponta da trinca até um ponto cuja tensão atuante não exceda o limite de escoamento do material. Esta dimensão corresponde a  $2r_p$ , sendo  $r_p$  o raio da zona plástica na ponta da trinca.

O raio da zona plástica na ponta da trinca para o estado plano de tensão é dado pela equação (III.45), enquanto que o estado plano de deformação é dado pela equação (III.46).

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (\text{III.45})$$

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (\text{III.46})$$

Observando as equações (III.45) e (III.46), verifica-se que a zona plástica na ponta da trinca é maior em materiais submetidos ao estado plano de tensão do que submetidos ao estado plano de deformação onde a tensão normal na direção  $\mathbf{z}$  inibe o processo de deformação plástica restringindo a região do material onde ocorre a plasticização. A tensão cisalhante provoca esta deformação plástica.

Analisando os círculos de Möhr relacionados com os estados planos de tensão e deformação, constata-se a influência das tensões cisalhantes no processo. Considerando as tensões principais em um ponto  $\sigma_I$ ,  $\sigma_{II}$  e  $\sigma_{III}$ , de forma que  $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$ , admite-se para comparação que a maior tensão seja igual em ambos os estados.

Em ambos os casos a maior tensão principal é a tensão na direção  $\mathbf{y}$ ,  $\sigma_y$ . No estado plano de tensão, tem-se que a tensão na direção  $\mathbf{z}$  é nula,  $\sigma_{III} = \sigma_z = 0$ , enquanto no estado plano de deformação, tem-se que a tensão na direção  $\mathbf{z}$  não é nula,  $\sigma_{III} > 0$ . Essas tensões são representadas nos círculos de Möhr da Figura III.9.

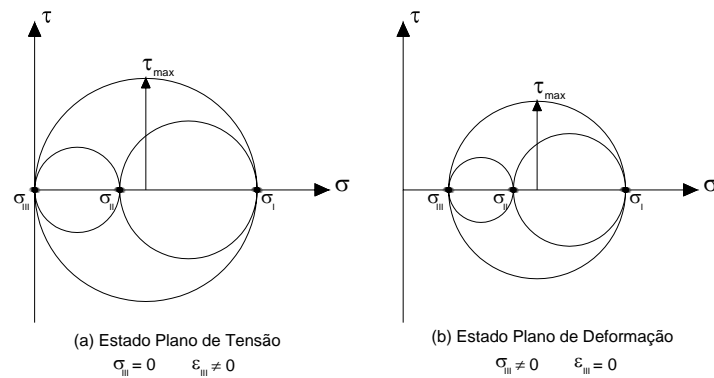


Figura III.9. Círculos de Möhr para os estados (a) plano de tensão e (b) plano de deformação plana na ponta da trinca.

A máxima tensão cisalhante é calculada pela equação (III.47).

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_I - \sigma_{III}}{2} \quad (\text{III.47})$$

Portanto, considerando o mesmo valor da maior tensão principal para ambos os estados, observa-se na Figura III.9 que a máxima tensão cisalhante para o estado plano de tensão é maior que a do estado plano de deformação.

Como a deformação plástica é gerada pela tensão cisalhante e o maior valor de tensão cisalhante ocorre para o estado plano de tensão, confirma-se que o tamanho da zona plástica na ponta da trinca é maior em materiais submetidos ao estado plano de tensão que ao estado plano de deformação.

Os sólidos finos apresentam estados planos de tensão e, em consequência, zonas plásticas relativamente grandes. Como os sólidos espessos apresentam estados planos de tensão nas superfícies e estados planos de deformação no interior, a zona plástica na ponta da trinca é maior nas superfícies que no seu interior.

Uma consequência das diferentes dimensões de zonas plásticas em função da espessura do material é que corpos de prova finos, quando ensaiados até à fratura, apresentam valores de fatores de intensidade de tensão críticos superiores àqueles dos corpos de prova espessos.

Segundo *BASTIAN*, estudos empíricos com ligas metálicas mostraram que a espessura mínima do corpo de prova necessária para garantir um estado plano de deformação deve atender à condição da equação (III.48).

$$B_0 \geq 2.5 \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (\text{III.48})$$

O valor de  $K_{IC}$  é definido como a tenacidade à fratura em deformação plana do material do corpo de prova para o modo I de carregamento de tração.

### III.7 Trincas elípticas

Segundo *BASTIAN*, as **trincas naturais**, também denominadas **trincas por fadiga**, são frequentemente iniciadas em cantos vivos ou arestas, e nas bordas das estruturas. Estas trincas tendem a crescer penetrando no componente e assumindo a forma semi-elíptica.

Seja uma chapa infinita contendo uma trinca elíptica, conforme a Figura III.10, submetida a uma tensão uniforme  $\sigma$ .

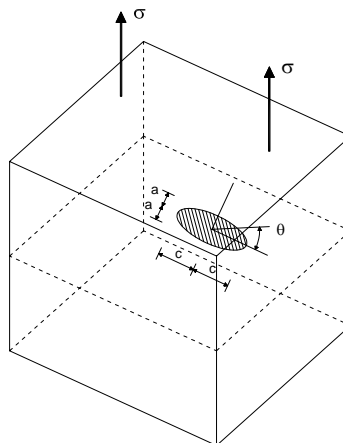


Figura III.10. Trinca elíptica em um sólido infinito sujeito à tensão uniforme.

Sendo  $a$  o semi-eixo menor,  $c$  o semi-eixo maior de uma trinca elíptica,  $\theta$  o ângulo que define um ponto no perímetro e  $\Phi$  a integral elíptica, tem-se que o fator de

intensidade de tensão para qualquer ponto do perímetro da elipse é dado pela equação (III.49).

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} \left( \sin^2 \theta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \theta \right)^{1/4} \quad (III.49)$$

Segundo *BASTIAN*, a integral elíptica,  $\Phi$ , é definida pela equação (III.50).

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \left[ 1 - \left( \frac{c^2 - a^2}{c^2} \right) \sin^2 \theta \right]^{1/2} d\theta \quad (III.50)$$

Os valores da integral elíptica,  $\Phi$ , estão disponíveis em tabelas e em ábacos. Desenvolvendo esta integral em uma série, obtém-se a equação (III.51).

$$\Phi = \frac{\pi}{2} \left[ 1 - \frac{1}{4} \frac{c^2 - a^2}{c^2} - \frac{3}{64} \left( \frac{c^2 - a^2}{c^2} \right)^2 - \dots \right] \quad (III.51)$$

A série apresentada na equação (III.51) pode ser aproximada pela equação (III.52).

$$\Phi \cong \frac{3\pi}{8} + \frac{\pi a^2}{8 c^2} \quad (III.52)$$

Observa-se na equação (III.49) que o fator de intensidade de tensão é variável ao longo do perímetro da elipse. Na extremidade do eixo menor ( $\theta = \pi/2$ ), tem-se o fator de intensidade de tensão dado pela equação (III.53). Na extremidade do eixo maior ( $\theta = 0$ ), tem-se o fator de intensidade de tensão dado pela equação (III.54).

$$K_{I(\theta=\pi/2)} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} \quad (III.53)$$

$$K_{I(\theta=0)} = \frac{\sigma \sqrt{\frac{\pi a^2}{c}}}{\Phi} \quad (III.54)$$

Sendo  $a$  o semi-eixo menor,  $c$  o semi-eixo maior da elipse, tem-se que  $a$  é menor que  $c$  e conseqüentemente  $(a/c) < 1$  e  $(a^2/c) < a$ . Portanto, o fator de intensidade de tensão  $K_I$  é máximo na extremidade do eixo menor, conforme a equação (III.55).

$$K_{I(\theta=\pi/2)} > K_{I(\theta=0)} \quad (\text{III.55})$$

Como normalmente existe uma deformação plástica nas pontas das trincas, adiciona-se o raio da zona plástica para o estado plano de deformação, equação (III.46), ao tamanho real da trinca como uma correção aos cálculos de  $K_I$ . Desta maneira, se considera uma trinca virtual cujo tamanho é  $(a + r_p)$ . Assim, substituindo a trinca real a pela trinca virtual em (III.49), obtém-se a equação (III.56).

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{\Phi^2 - 0.212 \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^2}} \left( \sin^2 \theta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \theta \right)^{1/4} \quad (\text{III.56})$$

### III.8 Aplicação da mecânica da fratura ao estudo da fratura em ambientes agressivos

Segundo *BASTIAN*, o fenômeno de fratura assistida pelo ambiente é um processo dependente do tempo. Neste fenômeno o material é susceptível à fratura prematura devido à ação conjugada de esforços mecânicos e de meios agressivos que, isoladamente, não implicariam em qualquer dano.

Deve ser observado que as tensões podem ser tensões residuais, resultantes de tratamentos térmicos ou de processos de fabricação, ou tensões decorrentes de carregamentos externos.

A caracterização do comportamento mecânico de materiais que venham a trabalhar sob condições ambientais adversas é imprescindível para o desenvolvimento e seleção de materiais.

Segundo *BASTIAN*, a suscetibilidade de uma determinada liga frente a um meio agressivo estaria associada às condições eletroquímicas, ou diretamente associada à ação de elementos deletérios, principalmente o hidrogênio. Para aços, é comprovado o fato de que quanto maior é a resistência mecânica, maior é sua suscetibilidade a fragilização por hidrogênio.

A abordagem tradicional de avaliar a suscetibilidade à fratura assistida pelo meio ambiente é em termos de tempo necessário para produzir a fratura de corpos lisos com diferentes níveis de carregamento frente ao meio agressivo em questão.

O ensaio de corpos de prova lisos fornece o tempo total necessário para rompê-los, a vida à fadiga. Embora estas informações sejam importantes, o uso de corpos de prova polidos apresentaria as seguintes desvantagens:

(a) O tempo para ruptura inclui ambas as fases de iniciação e de crescimento da trinca, não sendo possível distingui-las;

(b) Existem ligas sem entalhes que resistem bem à corrosão sob tensão. Isto provavelmente ocorre porque estas ligas não devem ser sensíveis a processos de *pites*, picadas de corrosão. Entretanto, estas apresentam alta suscetibilidade à propagação da trinca quando entalhadas.

Considerando que a existência de defeitos é praticamente inevitável em obras de engenharia, torna-se necessária a avaliação da resistência dos materiais à propagação de trincas nos meios em que serão utilizados.

Para uma trinca inferior à dimensão crítica, chamada trinca subcrítica, não existe propagação instável da trinca, pois o módulo da taxa de energia potencial é menor que a energia superficial por unidade de comprimento.

Entretanto, a propagação de uma trinca subcrítica pode ocorrer em casos onde há o fornecimento de uma energia adicional ao sistema, como a fratura assistida pelo meio ambiente, a fadiga e a corrosão-fadiga. Segundo *BASTIAN*, a aplicação da mecânica da fratura é estendida a estes casos.

O uso do valor crítico do fator de intensidade de tensões  $K_I$  no meio ambiente de trabalho é uma metodologia indicada para a avaliação da suscetibilidade que um material pode apresentar ao crescimento sub-crítico de trinca frente a determinado meio.

Em ensaios de corpos de prova submetidos a uma carga constante, uma célula de corrosão permite a ação do meio ambiente agressivo na área pré-trincada. Verifica-se que um corpo de prova aparentemente rompe com um valor de  $K_I$  inferior ao valor de  $K_{IC}$  do material. Na realidade, ocorre um crescimento subcrítico da trinca por assistência do meio ambiente a um determinado valor de  $K_I$  inicial. Este crescimento subcrítico da trinca aumenta o nível de intensidade de tensões efetivo,  $K_I^{(EF)}$ , pois embora a carga permaneça constante, a seção remanescente diminui gradativamente.

Portanto, para um determinado  $K_I$  inicial, a propagação subcrítica da trinca faz com que haja um aumento de  $K_I$  com o tempo. A fratura final ocorre quando  $K_I$  atingir o valor de  $K_{IC}$  do material.

Quanto maior for o valor de  $K_I$  inicial, menor será o tempo necessário para levar a peça à fratura. Constata-se que não ocorre crescimento subcrítico de trinca para valores iniciais de  $K_I$  inferiores a um determinado patamar. Este patamar seria o valor de  $K_{IEAC}$  do material. O índice EAC tem origem do termo original em inglês *Environment Assisted Cracking*.

O termo fratura assistida pelo meio ambiente (EAC) envolve qualquer fenômeno de interação do ambiente com uma peça solicitada mecanicamente. Portanto, são analisados sob a mesma metodologia os efeitos de corrosão-tensão, fragilidade por hidrogênio e fragilidade por metal líquido.

Na Tabela III.1, apresentam-se exemplos da influência de determinados meios agressivos na tenacidade à fratura de ligas metálicas e os respectivos valores de  $K_{IC}$  e  $K_{IEAC}$ .

Tabela III.1. Exemplos de influência de meios agressivos na tenacidade à fratura de ligas metálicas.

<b>Material</b>	<b>Aço 4340</b>	<b>Aço 300-M</b>
Limite de escoamento $\sigma_{YS}$ (MPa)	1335	1735
Tenacidade à fratura $K_{IC}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	79	70
Tenacidade à fratura em meio agressivo $K_{IEAC}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	9	22
Meio agressivo	Solução de 3.5% NaCl	

## CAPÍTULO IV - CÁLCULOS DE FADIGA

### IV.1 Introdução à fadiga

Segundo *BRANCO*, designa-se por fadiga o fenômeno de ruptura progressiva de materiais sujeitos a ciclos repetidos de tensão ou de deformação. O mecanismo da fadiga compreende as seguintes fases sucessivas: nucleação ou iniciação da trinca de fadiga, propagação e ruptura final.

A iniciação de uma trinca de fadiga ocorre normalmente na superfície do material. Os fatores que contribuem para isto são os valores máximos das concentrações de tensões, a liberdade para a deformação plástica sob tensão e o contato com um ambiente possivelmente agressivo.

Uma vez iniciada, a propagação da trinca de fadiga ocorre em três estágios. A primeira fase consiste no crescimento a  $45^\circ$  relativamente à direção da solitação, o que corresponde à propagação do defeito inicial em planos sujeitos as tensões cisalhantes máximas.

Na segunda etapa, a trinca propaga-se perpendicularmente à solitação externa. Esta direção corresponde a uma direção principal do círculo de Mohr atuante. A transição entre as duas primeiras etapas é geralmente atribuída à redução da razão entre as tensões cisalhantes por tensões normais na vizinhança da extremidade da trinca.

A velocidade de propagação da trinca na segunda etapa é função da amplitude do fator de intensidade de tensão. Nesta fase, o material apresenta normalmente estrias perpendiculares à direção de propagação, principalmente em materiais dúcteis. Quando o comprimento da trinca atingir um valor crítico, a ruptura final será instável.

Segundo *BRANCO*, a resistência à fadiga em uma peça com concentração de tensões é inferior à da mesma peça lisa. A diminuição na resistência à fadiga é proporcional ao fator de concentração de tensões da descontinuidade.

A existência de uma descontinuidade geométrica, como uma junta soldada, em estrutura sujeita à fadiga provoca concentração das tensões na sua proximidade. Se as tensões localizadas atingirem o valor da tensão de escoamento, estas regiões serão plastificadas e os mecanismos microscópicos de nucleação e iniciação de trincas de fadiga se tornam mais operantes. Desta forma, a fase de iniciação de uma trinca será mais curta e a fase de propagação torna-se mais importante.

A trinca de fadiga inicia-se geralmente no cordão da solda, em uma zona onde a concentração de tensões seja mais elevada, ou em um local onde haja defeito de soldagem. A propagação da trinca depende da geometria da junta, do estado metalúrgico do material, das tensões residuais e das condições de sollicitação. Esta propagação se faz pelo metal base, pelo metal depositado, ou pela zona termicamente afetada.

No caso da análise do comportamento à fadiga de juntas soldadas, a fase de propagação da trinca tem grande importância, constituindo-se a Mecânica da Fratura em importante ferramenta para caracterizar as tensões e as deformações na vizinhança de uma trinca submetida a sollicitações dinâmicas.

Segundo *BRANCO*, a iniciação de uma trinca não significa necessariamente que esta se propagará. A propagação de uma trinca está relacionada com propriedades limites do fator de intensidade de tensões.

#### **IV.1.1 Sollicitações que geram fadiga**

As sollicitações capazes de produzir fadiga são denominadas alternadas pura, alternadas, repetidas ou onduladas, conforme os seus valores médios. A Figura IV.1 apresenta um esquema destas sollicitações.

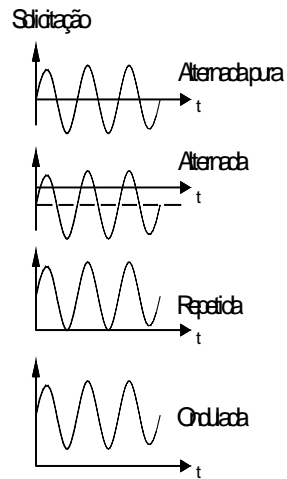


Figura IV.1. Solicitações que geram fadiga.

Em casos práticos como os de *risers*, os espectros de cargas podem ser distintos de qualquer um desses casos e apresentar distribuições aleatórias são tratados agrupando-se em blocos as solicitações semelhantes.

Este procedimento facilita o estudo de um caso prático, podendo, entretanto, introduzir erros na análise se desconsiderar a interação entre os ciclos de tensões em um espectro real. A Figura IV.2 apresenta os esquemas de um espectro de carga real e o mesmo espectro simplificado.

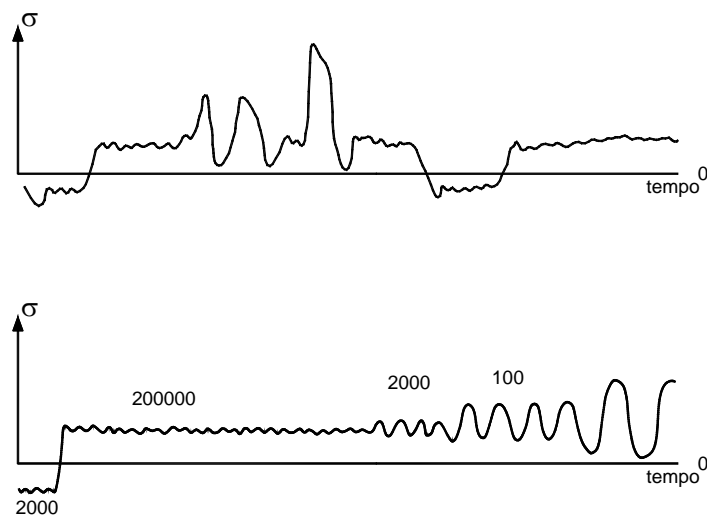


Figura IV.2. Espectro de carga real e simplificado.

A tensão média,  $\sigma_{med}$ , e a amplitude da tensão,  $\sigma_a$ , estão definidas nas equações (IV.1) e (IV.2), respectivamente. A Figura IV.3 apresenta esquematicamente a notação utilizada.

$$\sigma_{med} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (IV.1)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (IV.2)$$

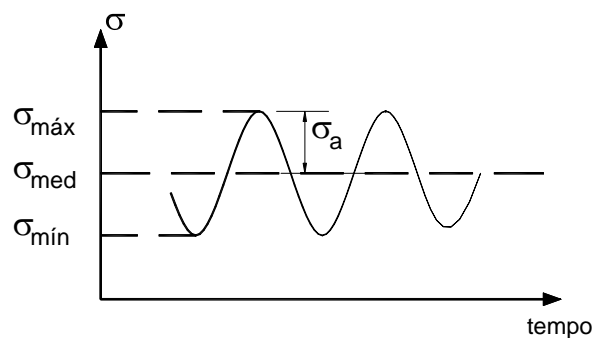


Figura IV.3. Esquemas da notação utilizada.

#### IV.1.2 Ensaio tradicional de fadiga

Em máquinas tradicionais de ensaios de fadiga, é estudado um caso especial de sollicitação denominado **flexão rotativa** na qual todas as fibras do corpo de prova estão sujeitas a uma **sollicitação alternada pura**. Neste caso especial de sollicitação, a tensão média,  $\sigma_{med}$ , é nula e a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , é igual à máxima tensão aplicada.

Os corpos de prova normalmente usados nos estudos tradicionais de fadiga têm diâmetro de 0,3 polegadas (0,762cm), acabamento polido e são considerados isentos de tensões residuais. Estes estudos consistem na determinação do número de ciclos de amplitude de tensão  $\sigma_a$  necessários para que ocorra a ruptura do corpo de prova.

A Figura IV.4 apresenta o comportamento típico para aços e alumínio ensaiados nos estudos tradicionais de fadiga. Os aços apresentam habitualmente um valor limite de amplitude de variação de tensão. Caso a amplitude de variação de tensão

aplicada não ultrapasse este valor limite, o corpo de prova não rompe por fadiga. Segundo *BRANCO*, esta amplitude de tensão aplicada é designada **tensão limite de fadiga**,  $\sigma_{f_0}$ .

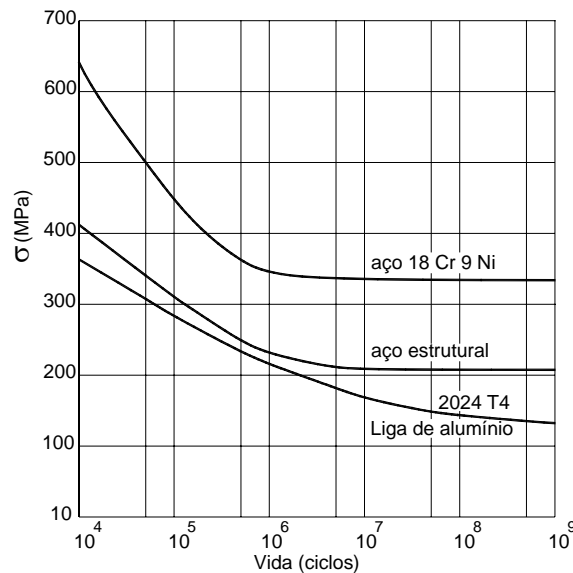


Figura IV.4. Curvas de variação de tensão por número de ciclos (S-N).

Os alumínio apresentam comportamento distinto. Um corpo de prova de alumínio fratura ao final de determinado número de ciclos, ao contrário do aço, para qualquer valor de amplitude de variação de tensão aplicada.

Para o caso de aços, verifica-se a existência de uma relação experimental entre o valor da tensão de ruptura,  $\sigma_U$ , e o valor da tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ . Para os aços cuja tensão de ruptura,  $\sigma_U$ , é inferior a 1400 MPa, a tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ , é aproximadamente igual à metade da tensão de ruptura. Esta relação é apresentada na Figura IV.5.

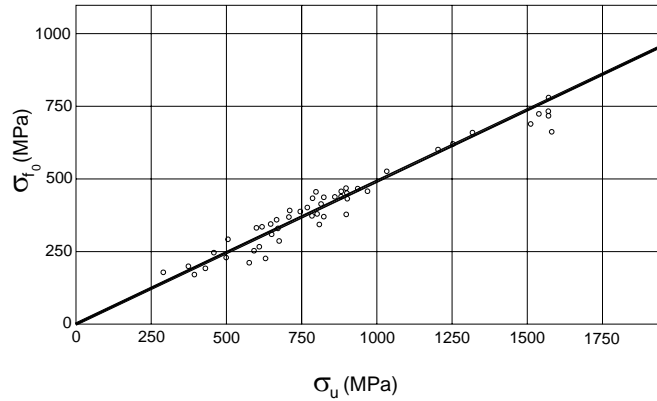


Figura IV.5. Correlação entre a tensão limite de fadiga e a tensão de ruptura.

Para o caso de aços cuja tensão de ruptura,  $\sigma_U$ , é mais elevada que 1400 MPa, não se pode verificar esta relação. Considera-se que a tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ , seja aproximadamente igual a 700 MPa.

A Figura IV.6 apresenta uma relação aproximadamente linear existente entre a tensão de ruptura e a dureza superficial Brinell (BHN) para metais ferrosos. Observa-se que a medição de dureza pode ser realizada através de um ensaio não destrutivo. Portanto, pode-se estimar a tensão de ruptura e a tensão limite de fadiga no caso de aços.

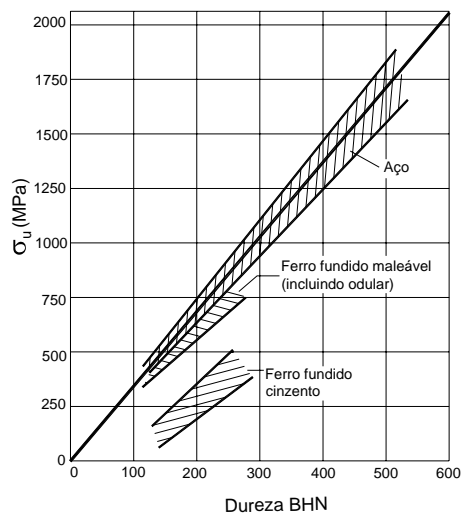


Figura IV.6. Correlação entre a tensão de ruptura e a dureza para metais ferrosos.

Conhecendo-se os valores destas variações de tensão para o aço, é possível traçar a curva de variação de amplitude de tensão por número de ciclos (S-N) apresentada na Figura IV.7.

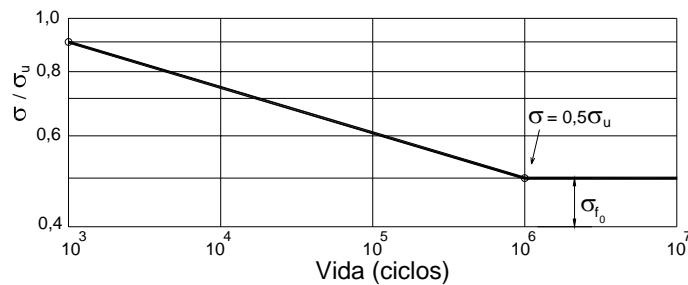


Figura IV.7. Curva de variação de amplitude de tensão por número de ciclos (S-N) para aços.

## IV.2 Cálculo convencional de fadiga

Antes que uma estrutura seja posta em serviço, deve-se conhecer a resistência à fadiga da mesma para que se possa garantir a segurança durante a sua operação. Nas aplicações em que as estruturas não contêm qualquer defeito, podem ser aplicados os critérios baseados nas curvas de variação de tensão por número de ciclos, curvas de Wöhler ou curvas S-N, e em particular o conceito de tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ .

### IV.2.1 Cálculo de fadiga acumulada

Considera-se um corpo de prova submetido a uma sollicitação alternada pura, amplitude de tensão  $\sigma_a$  e tensão média nula. O material não fratura para um número de ciclos aplicados inferior ao necessário para causar a ruptura, entretanto, este sofre uma deterioração de sua resistência.

O processo mais simples para avaliar este efeito deve-se a *MINER* (*apud BRANCO*). Consiste em admitir que o dano pode ser expresso em termos do quociente entre o número de ciclos aplicados,  $n_i$ , e o número de ciclos necessários para causar a ruptura para essa sollicitação,  $N_i$ .

Desta forma, é possível avaliar quantos ciclos de uma outra sollicitação o corpo de prova ainda pode resistir. *MINER* postulou que a fratura por fadiga ocorre quando o somatório dos incrementos de dano é igual à unidade, conforme a equação (IV.3).

$$\sum_i \left( \frac{n}{N} \right)_i = 1 \quad (\text{IV.3})$$

Segundo *MINER*, esta equação é aplicável com maior rigor ao alumínio do que a aços. A equação (IV.3) é usada com sucesso no caso de espectros de carga aleatórios. Eventualmente, o somatório da equação (IV.3) pode ser menor que a unidade. Nestes casos, ensaios laboratoriais apropriados são adequados para melhorar a precisão e a segurança.

#### IV.2.2 Correções do valor da tensão limite de fadiga

Os valores dos resultados obtidos em ensaios laboratoriais são referentes a corpos de prova de 0,3 polegadas (0,762cm) de diâmetro, com superfícies polidas, e ensaiados em flexão rotativa.

A aplicação destes resultados de tensão limite de fadiga a outras estruturas é feita através de fatores de correção que consideram o tipo de sollicitação, o efeito da geometria, o acabamento superficial e outros aspectos que diferenciam o caso prático do ensaio laboratorial.

**a) Tipo de sollicitação:** quando a carga é aplicada axialmente, verifica-se que o valor da tensão limite de fadiga é menor que o valor determinado em flexão. O fator de correção para considerar este efeito é dado por  $C_1$ . Este tem valor igual a 0,85 para cargas aplicadas axialmente e igual a 1,00 para o caso de flexão.

Uma interpretação deste fato experimental observado consiste na inexistência de gradiente de tensões, no caso da sollicitação axial, na seção crítica, o que implica em que todo o material nesta seção encontra-se sujeito à tensão máxima do ciclo.

Em ensaios de torção, verifica-se que a tensão limite de fadiga em torção é aproximadamente 0,58 da tensão limite em flexão rotativa.

**b) Efeito da geometria:** no caso das solicitações de flexão e torção, a tensão limite de fadiga tende a decrescer conforme a seção da peça aumenta. Define-se o fator de tamanho  $C_2$  como sendo o quociente entre a tensão limite de fadiga para a seção de interesse e a tensão limite de fadiga para corpos de prova de 0,3 polegadas (0,762cm) de diâmetro.

O efeito da geometria está provavelmente associado à existência de gradiente de tensões nos casos de flexão e de torção. Analogamente ao indicado para o tipo de carga, a passagem de uma solicitação de flexão para uma solicitação uniaxial acarreta uma redução da tensão limite de fadiga.

O efeito benéfico do gradiente de tensões deve desaparecer quando a dimensão da seção resistente aumenta. Corpos de prova solicitados axialmente não apresentam o efeito da geometria.

**c) Efeito do acabamento superficial:** o acabamento superficial afeta a resistência à fadiga de três modos: introduzindo concentração de tensões resultante da rugosidade, alterando as propriedades físicas da camada superficial, e introduzindo eventualmente tensões residuais que, sendo trativas, diminuem a resistência à fadiga.

O fator de correção do acabamento superficial,  $C_3$ , é definido como o quociente entre a tensão limite de fadiga com o acabamento superficial em causa e o valor obtido com corpos de prova polidos.

Os resultados experimentais obtidos por *JUVINALL* (*apud BRANCO*) são apresentados na Figura IV.8. Observa-se, nesta figura, a relação entre a tensão de ruptura e a tensão limite de fadiga para o acabamento polido, bem como a relação entre a dureza e a tensão de ruptura.

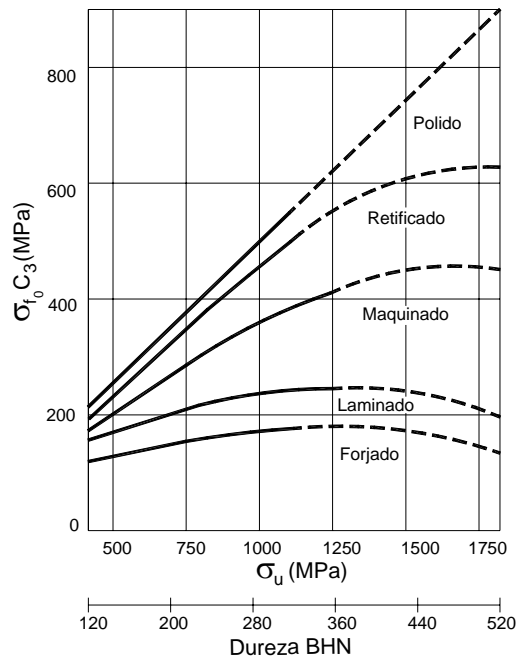


Figura IV.8. Efeito do acabamento superficial no comportamento à fadiga.

**d) Outras correções:** considerações estatísticas, defeitos internos, condições de serviço a baixa ou elevada temperatura, corrosão e anisotropia podem justificar o uso adicional de segurança na avaliação da tensão limite de fadiga corrigida para um determinado caso prático. Esses efeitos podem ser resumidos em um fator  $C_4 \leq 1$ .

Portanto, o valor corrigido da tensão limite de fadiga é definido na equação (IV.4)

$$\sigma_{f_0}^c = \sigma_{f_0} C_1 C_2 C_3 C_4 \quad (\text{IV.4})$$

### IV.2.3 Concentração de tensões

Descontinuidades na geometria das estruturas, como entalhes e furos, provocam o aumento local da tensão instalada. Em alguns casos o aumento teórico do valor da tensão pode ser determinado pela Teoria da Elasticidade, mas geralmente é determinado recorrendo-se à Fotoelasticidade ou a métodos computacionais, como o método dos elementos finitos.

Segundo *BRANCO*, recorre-se na prática a fatores de concentração de tensão,  $K_t$ , que multiplicam as tensões nominais obtidas a partir das expressões elementares de tração, flexão e torção da Resistência dos Materiais.

Estes fatores são baseados na hipótese de que o material é perfeitamente elástico, homogêneo e isótropo e. Também estão associados à geometria dos entalhes e ao modo de aplicação da carga.

Segundo *BRANCO*, os valores teóricos dos fatores de concentração de tensão raramente são usados na prática por duas razões: a primeira está relacionada à ductilidade do material, pois para uma carga estática a deformação plástica local anula o efeito da concentração; a segunda é quanto à sensibilidade do material ao entalhe que modifica o valor efetivo de concentração de tensões.

#### IV.2.4 Fator de concentração de tensões teórico

Uma compreensão qualitativa do efeito de concentração de tensões pode ser obtida através da analogia com o escoamento de um fluido, segundo *COLLINS* (*apud BRANCO*). A Figura IV.9 apresenta “linhas de força” uniformemente distribuídas nas seções afastadas do entalhe. As “linhas de força” são análogas às linhas de escoamento que existem em um fluido passando em um canal com a mesma forma que a barra entalhada. Esta analogia demonstra que o efeito da concentração de tensões se estende para dentro da superfície por uma distância finita.

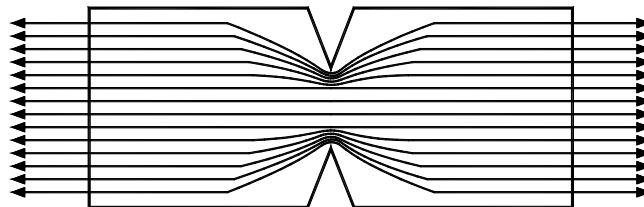


Figura IV.9. Concentração de tensões.

A Figura IV.10 ilustra um caso de análise da Teoria da Elasticidade que consiste em um furo elíptico situado numa placa sujeita à tração. Se a placa for

suficientemente larga, considera-se que a redução da seção resistente devida ao furo seja pequena, podendo ser abandonada.

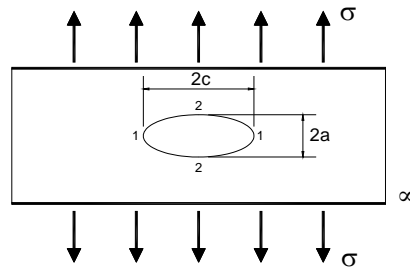


Figura IV.10. Furo elíptico.

Segundo *BRANCO*, o fator de concentração de tensões teórico relativo ao ponto 1 da Figura IV.10 é apresentado na equação (IV.5).

$$K_t = 1 + 2 \frac{c}{a} \quad (\text{IV.5})$$

Para numerosos casos de interesse prático, a obtenção de valores de  $K_t$  se faz em gráficos publicados em livros. *PETERSON* apresenta um completo tratamento do assunto.

#### IV.2.5 Solicitações uniaxiais com tensão média não nula que geram fadiga

Segundo *BRANCO*, a maioria das situações práticas envolve a combinação de um solicitação estática com uma solicitação cíclica, como o apresentado na Figura IV.11.

As solicitações que geram fadiga se caracterizam em geral pelo par de valores tensão média,  $\sigma_{med}$ , e amplitude de tensão,  $\sigma_a$ .

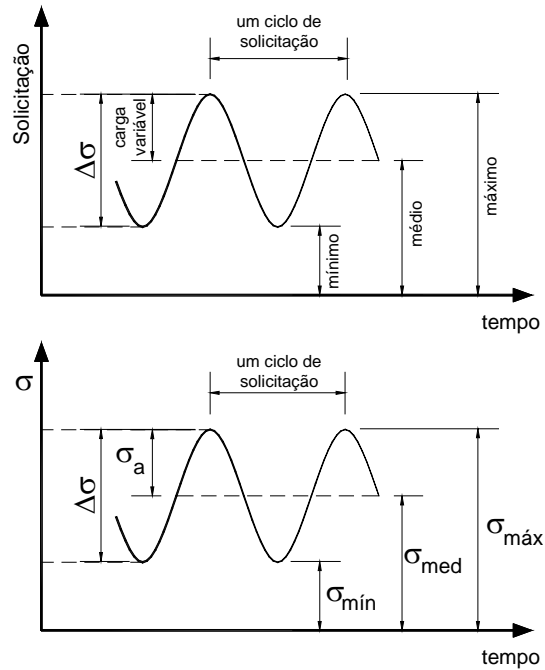


Figura IV.11. Nomenclatura da solitação que gera fadiga.

Os valores  $\sigma_{med}$  e  $\sigma_a$  correspondentes ao conjunto de solitações que geram fadiga que não causam ruptura podem ser descritos num sistema de eixos  $\sigma_{med}$  e  $\sigma_a$ , conforme a Figura IV.12.

Na Figura IV.12, estão apresentados os resultados experimentais obtidos em aços e alumínio, segundo *JUVINALL (apud BRANCO)*. Também estão desenhadas as curvas de mesma vida correspondentes a três critérios diferentes: a **parábola de Gerber**, a **reta de Goodman** e a **reta de Soderberg**.

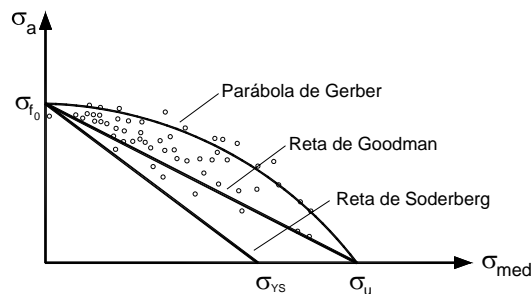


Figura IV.12. Curvas de mesma vida à fadiga.

Proposto em 1870, o critério da parábola de Gerber é expresso pela equação (IV.6).

$$\sigma_a = \sigma_{f_0} \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{med}}{\sigma_U} \right)^2 \right] \quad (IV.6)$$

Proposto em 1900, o critério da reta de Goodman é expresso pela equação (IV.7). Se a solitação for estática a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , é nula e a tensão média,  $\sigma_{med}$ , deve ser menor que a tensão de escoamento,  $\sigma_{YS}$ . Por outro lado, se a tensão média,  $\sigma_{med}$ , for nula, a solitação é alternada pura e a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , não pode exceder à tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ .

$$\sigma_a = \sigma_{f_0} \left( 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma_U} \right) \quad (IV.7)$$

Proposto em 1930, o critério da reta de Soderberg é expresso pela equação (IV.8). Se a solitação for estática a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , é nula e a tensão média,  $\sigma_{med}$ , deve ser menor que a tensão de ruptura,  $\sigma_U$ . Por outro lado, se a tensão média,  $\sigma_{med}$ , for nula, a solitação é alternada pura e a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , não pode exceder à tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ . Este é o critério mais conservador, pois evita a ocorrência de deformação plástica.

$$\sigma_a = \sigma_{f_0} \left( 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma_{YS}} \right) \quad (IV.8)$$

O critério de Goodman modificado visa impedir a ocorrência de deformação plástica e é expresso pela equação (IV.9), conforme a Figura IV.13 segundo *JUVINALL (apud BRANCO)*. Nestas condições, todos os pontos abaixo de AED não causam fratura por fadiga nem deformação plástica.

$$\begin{cases} \sigma_a = \sigma_{f_0} \left( 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma_U} \right) \\ \sigma_{med} + \sigma_a = \sigma_{YS} \end{cases} \quad (IV.9)$$

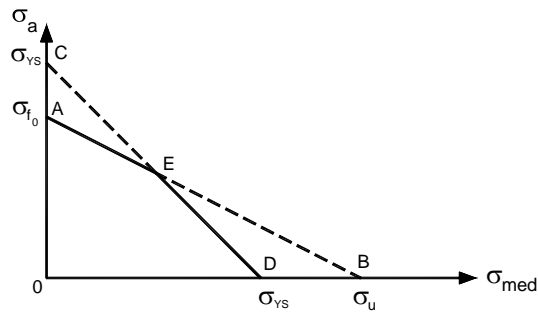


Figura IV.13. Diagrama amplitude de tensão por tensão média para metais dúcteis.

Segundo *JUVINALL (apud BRANCO)*, para valores negativos de tensão média, a resistência à fadiga aumenta substancialmente, conforme a Figura IV.14.

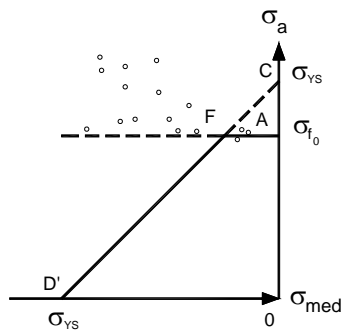


Figura IV.14. Diagrama amplitude de tensão por tensão média de valores negativos para aço e alumínio.

O caso geral em que a tensão média assume valores maiores ou menores que zero corresponde ao critério de Goodman e se apresenta na Figura IV.15, segundo *JUVINALL (apud BRANCO)*.

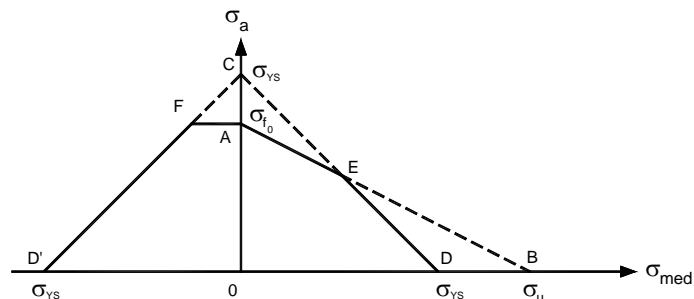


Figura IV.15. Diagrama amplitude de tensão por tensão média, cargas axiais ou de flexão para metais dúcteis.

Segundo *BRANCO*, no caso de materiais dúcteis é habitual supor que estas equações se aplicam a solicitações cujas tensões médias sejam positivas ou negativas. Esta hipótese simplificadora é conservadora, visto que a resistência à fadiga aumenta para os casos cujas tensões médias sejam negativas.

### **IV.3 Cálculo de fadiga através da Mecânica da Fratura**

Para que se possa estabelecer a segurança de uma estrutura durante a sua operação, é necessário conhecer a sua resistência à fadiga na presença de defeitos e qual será o seu comportamento na continuação de seu serviço.

Não se pode afirmar que uma estrutura não possua defeitos. Uma estrutura aprovada em uma inspeção realizada através de um ensaio não destrutivo, pode apresentar defeitos não detectados por serem menores que a precisão do ensaio. Podem ocorrer defeitos detectados apenas após a estrutura ser colocada em serviço.

A grande maioria dos estudos publicados em fadiga de juntas soldadas não considera o período de iniciação de uma trinca. A curva de variação de tensão por número de ciclos, curva S-N, de uma junta é geralmente comparada com curvas S-N de propagação de trincas. A curva S-N de propagação se baseia na Mecânica da Fratura e é função da dimensão inicial dos defeitos de soldagem e de outros parâmetros.

Segundo *BASTIAN*, as análises de fadiga apresentam normalmente zonas plásticas pequenas nas pontas das trincas. Este fato permite que o conceito de fator de intensidade de tensão,  $K$ , da Mecânica da Fratura Linear Elástica seja utilizado para descrever o campo de tensões na ponta da trinca.

#### **IV.3.1 Crescimento subcrítico de trincas de fadiga**

Segundo *BRANCO*, uma estrutura considerada satisfatória pode vir a sofrer fratura, decorrido um certo tempo de serviço, quando alguma trinca despercebida se propague lentamente até atingir dimensões críticas.

Tipicamente, a propagação de trincas, pode ocorrer quando o componente da estrutura é sujeito a uma das seguintes solicitações:

- solicitação cíclica na ausência de um ambiente corrosivo (fadiga);
- solicitação cíclica na presença de um ambiente corrosivo (corrosão-fadiga);
- solicitação estática, na presença de um ambiente corrosivo (corrosão sob tensão) e
- solicitação estática ou cíclica a elevadas temperaturas, provocando fissuração por fluência ou interações fluência-fadiga.

Este processo é designado estável ou subcrítico, visto que as dimensões da fissura aumentam lentamente com o número de ciclos aplicado, ou com o tempo de aplicação da solicitação. Naturalmente, após um determinado intervalo de tempo, podem estar reunidas as condições para a propagação instável, ou seja, o fator de intensidade de tensão atuante se iguala ao valor da tenacidade à fratura do material.

A Figura IV.16 ilustra a seqüência que descreve o aumento do comprimento **a** de uma trinca submetida a uma solicitação de fadiga. Considera-se que a solicitação varia a tensão atuante de zero a  $\sigma$  e de novo a zero.

Quando a tensão atuante é máxima,  $\sigma$ , ocorre uma deformação plástica na extremidade da trinca. Quando a tensão atuante regressa ao mínimo, a trinca se fecha. Entretanto, uma deformação plástica irreversível se acomoda e a extremidade da trinca avança para o interior do material de um comprimento denominado  $\Delta a$ .

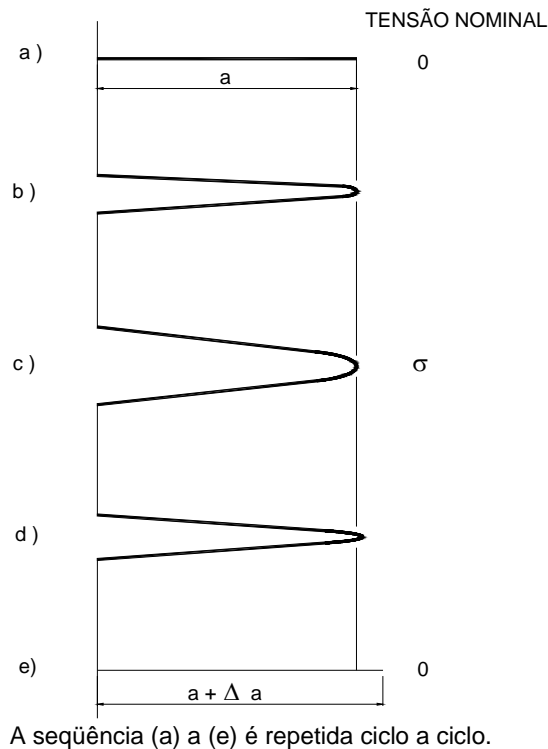


Figura IV.16. Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga.

No caso de materiais de elevada ductilidade se observa que a ruptura final pode ocorrer por um fenômeno de instabilidade plástica. Isto acontece quando a seção remanescente após o crescimento estável da trinca é insuficiente para transmitir os esforços a que está sujeita.

O crescimento do comprimento de uma trinca submetida a uma solicitação de fadiga deixa uma marca no material. Quando a fratura por fadiga ocorre, pode-se observar através de um microscópio eletrônico uma seqüência de marcas na superfície do plano da trinca. Estas marcas são denominadas estrias de fadiga.

Segundo *BASTIAN*, as superfícies de fratura por fadiga são geralmente planas e lisas. As trincas tendem a se propagar conforme o modo de fratura I de carregamento de tração. Desta forma, as análises desenvolvidas se concentram neste modo de propagação das trincas.

Uma trinca de fadiga se propaga nas duas direções do plano que a contém. Como o fator de intensidade de tensão é máximo na direção  $\theta = 90^\circ$ , direção do menor semi-eixo da elipse, a taxa de propagação nesta direção é a maior da trinca.

### IV.3.2 Curva de propagação de trincas de fadiga

Segundo *BRANCO*, denomina-se curva de propagação de uma trinca a função que descreve o incremento de trinca por ciclo de carregamento,  $da/dN$ , em relação ao número de ciclos de carregamentos aplicados,  $N$ . Esta função pode ser obtida experimentalmente medindo-se o comprimento da trinca em função do número de ciclos.

Como as trincas são iniciadas geralmente em uma região de concentração de tensões, são preparados corpos de prova com entalhes a partir dos quais as trincas de fadiga se propagam.

Os testes são normalmente realizados sob amplitude de tensão constante, com medições de comprimento da trinca e número de ciclos de carregamento feitos em intervalos de tempo determinados. O crescimento da trinca pode ser monitorado por diversas técnicas, como a que utiliza microscópio ótico ou a de queda de potencial.

São esquematizadas na Figura IV.17, segundo *BRANCO*, curvas que descrevem o crescimento da trinca em função do número de ciclos de aplicação da carga, em solicitações de variação constante de tensão.

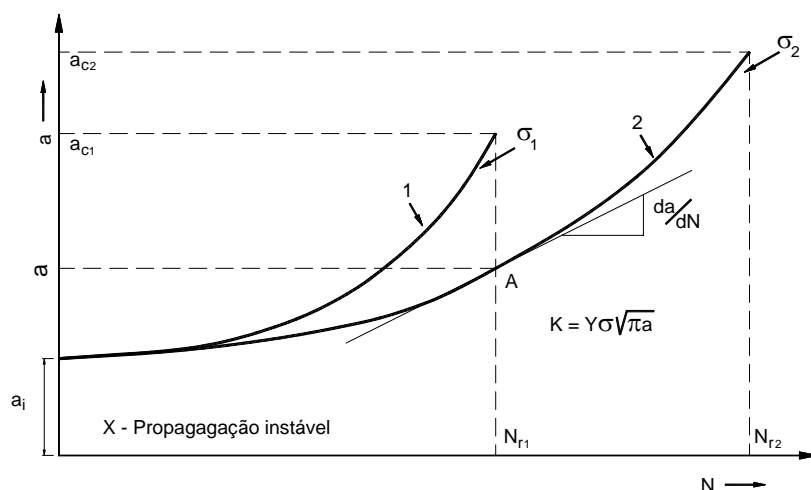


Figura IV.17. Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga considerando duas tensões  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  ( $\sigma_1 > \sigma_2$ ).

A curva 1 corresponde a um ciclo com amplitude de tensão  $\sigma_1$ , enquanto que a curva 2 corresponde a um ciclo com amplitude de tensão  $\sigma_2$  em que  $\sigma_1 > \sigma_2$ . Considera-se que em ambos os casos a trinca foi iniciada a partir do mesmo entalhe ou defeito inicial de dimensão  $a_i$ , propagando-se com uma velocidade crescente  $da/dN$  até atingir uma dimensão crítica  $a_c$  em que ocorre a ruptura ou propagação instável.

A dimensão crítica  $a_c$  pode ser a espessura, largura ou outra dimensão crítica do componente ou, ainda, o comprimento de trinca crítico, correspondente ao valor de fator de intensidade de tensão igual à tenacidade à fratura do material,  $K_{IC}$ . O número de ciclos necessários para que a trinca atinja a dimensão crítica  $a_c$  e, conseqüentemente, a ruptura é denominado,  $N_r$ .

A Figura IV.17 mostra que a amplitude de tensão é um parâmetro importante do processo de propagação. Para as amplitudes de tensão  $\sigma_1 > \sigma_2$ , as curvas de propagação são semelhantes, mas a inclinação da curva 1 é maior que a da curva 2, entretanto, o comprimento crítico e o número de ciclos necessários para a ruptura na curva 1 são menores que os da curva 2. Este resultado é coerente uma vez que a amplitude de tensão 1 é maior que a amplitude de tensão 2.

Observa-se que a velocidade de propagação da trinca,  $da/dN$ , é uma variável importante para a determinação da vida em fadiga de uma estrutura e está relacionada ao valor da variação do fator de intensidade de tensões atuante.

Os valores possíveis de variação do fator de intensidade de tensões atuante são inferiores à tenacidade à fratura,  $K_{IC}$ , valor crítico que provocaria a fratura instável do material.

Em uma análise de fadiga, o valor do fator de intensidade de tensão é variável devido à variação cíclica da tensão aplicada e ao incremento no comprimento da trinca. Logo, o fator de intensidade de tensão também descreve o campo de tensão na ponta de uma trinca em análise de fadiga.

### IV.3.3 Análise de curvas de propagação de trincas de fadiga

A partir dos dados contidos na curva da Figura IV.17 e da amplitude de carregamento constante é possível calcular os valores da taxa  $da/dN$  para vários comprimentos de trinca. Os valores da taxa  $da/dN$  podem ser obtidos através do cálculo direto entre sucessivos pares de medidas ( $\Delta a$  correspondente a um  $\Delta N$ ) ou a partir das derivadas  $da/dN$  da curva de  $a$  versus  $N$ . Muitas vezes são necessários ensaios em mais do que um corpo de prova.

Estes corpos de prova são submetidos a solicitações cíclicas nas quais a tensão externa varia de um valor máximo,  $\sigma_{m\acute{a}x}$ , a um valor mínimo,  $\sigma_{m\acute{i}n}$ . A variação do fator de intensidade de tensão durante o ciclo de tensão é entre os valores de  $K_{I\acute{m}a\acute{x}}$  da equação (IV.10) e de  $K_{I\acute{m}i\acute{n}}$  da equação (IV.11) na direção do menor semi-eixo da elipse.

$$K_{I\acute{m}a\acute{x}} = Y \sigma_{m\acute{a}x} \sqrt{\pi a} \quad (IV.10)$$

$$K_{I\acute{m}i\acute{n}} = Y \sigma_{m\acute{i}n} \sqrt{\pi a} \quad (IV.11)$$

Estudando a propagação de trincas em corpos de prova submetidos a carregamentos cíclicos, *PARIS (apud BRANCO)* observou que o incremento no comprimento da trinca por ciclo de carregamento era função da diferença  $(K_{I\acute{m}a\acute{x}} - K_{I\acute{m}i\acute{n}})$  atuante.

Esta diferença é denominada de amplitude do fator de intensidade de tensão apresentada na equação (IV.12).

$$\Delta K_I = K_{I\acute{m}a\acute{x}} - K_{I\acute{m}i\acute{n}} \quad (IV.12)$$

Em estudos de propagação de trincas por fadiga, a amplitude do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K_I$ , tem a mesma importância que  $K_I$  na Mecânica da Fratura Linear Elástica com carregamentos monotônicos.

A relação entre o incremento do comprimento da trinca por ciclo de carregamento,  $da/dN$ , e a amplitude do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_I$ , pode ser escrita, de modo geral, na forma da equação (IV.13).

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_I) \quad (\text{IV.13})$$

A função  $f$  é uma função contínua da amplitude do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_I$ , e de outras variáveis que podem ser determinadas teoricamente ou experimentalmente.

A lei de *PARIS* (*apud BRANCO*) foi a primeira relação obtida entre  $da/dN$  e  $\Delta K_I$  tendo sido determinada experimentalmente. Portanto, é uma relação de origem empírica dada pela equação (IV.14).

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K_I)^m \quad (\text{IV.14})$$

Na equação (IV.14), as constantes  $A$  e  $m$  são constantes do material variando com a tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

As equações (IV.10) e (IV.11) demonstram que, em um ciclo de tensões no qual as tensões variam entre um valor mínimo,  $\sigma_{\min}$ , e um valor máximo,  $\sigma_{\max}$ , o fator de intensidade de tensões varia entre  $K_{I\min}$  e  $K_{I\max}$ , sendo esta relação dependente do fator geométrico  $Y_I$  e do comprimento instantâneo da trinca.

A razão de fatores de intensidade de tensão é definida pela equação (IV.15).

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{I\min}}{K_{I\max}} \quad (\text{IV.15})$$

Nas curvas de Wöhler convencionais (S-N), o comportamento em fadiga é normalmente determinado em condição de ciclo reverso completo de tensões, com  $R$  igual a  $-1$ .

Os ensaios de propagação de trincas de fadiga são normalmente obtidos em regime trativo, com  $R$  igual a zero ou muito próximo de zero. Isto é baseado no conceito de que durante o carregamento compressivo a trinca se fecha e como consequência não há fator de intensidade de tensão. Segundo *BASTIAN*, conforme este raciocínio, as cargas compressivas devem apresentar pequena influência no comportamento de propagação de trinca por fadiga sob amplitude constante.

Os resultados experimentais das taxas de propagação da trinca por número de ciclos,  $da/dN$ , relacionadas às amplitudes do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K_I$  são apresentados em escalas logarítmicas na Figura IV.18.

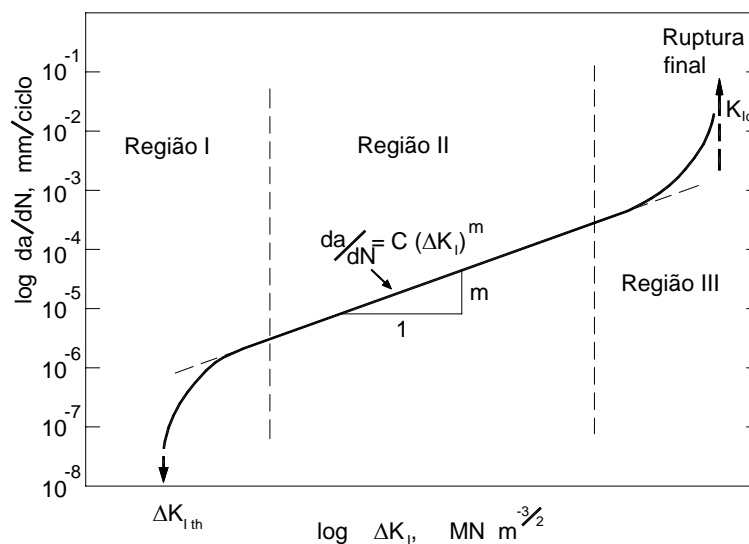


Figura IV.18. Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca,  $da/dN$ , em função de  $\Delta K$  no caso geral de aços, apresentando-se as diferentes regiões de mecanismos de fissuração.

A curva apresentada tem uma forma sigmoide e pode ser dividida em três regiões:

**Região I:** região correspondente a velocidades muito baixas de propagação. É possível definir um valor de  $\Delta K_I$  abaixo do qual não há propagação, ou esta não tem significado por ser menor que  $10^{-7}$  mm/ciclo. Este limiar é representado por  $\Delta K_{I,th}$  (th, do inglês, *threshold*), abaixo do qual não há crescimento observável. O efeito da tensão média na região do “*threshold*” é comprovado.

**Região II:** mostra essencialmente uma relação linear entre  $\log(da/dN)$  e  $\log(\Delta K_I)$  que corresponde à expressão (IV.14) originalmente proposta por *PARIS* (*apud BRANCO*). Nesta região, a trinca se propaga deixando estrias na superfície de fratura. Essas são denominadas estrias de fadiga.

**Região III:** região correspondente à propagação instável da trinca, onde a taxa de propagação da trinca é muito elevada e a vida em propagação é muito pequena. Esta região é controlada primariamente pela tenacidade à fratura do material e apresenta a menor importância na maioria das situações de fadiga.

O diagrama da curva que relaciona  $da/dN$  e  $\Delta K_I$  representado na Figura IV.18 é um exemplo dos resultados mais frequentes de curvas de propagação de trinca obtidas em ensaios em ar aplicando variação de amplitude de tensão constante em um ciclo pulsante,  $R = 0$ .

Esta curva é válida apenas nas condições específicas do ensaio. Caso os parâmetros descritos sejam modificados, a curva sofrerá alterações. Segundo *BRANCO*, os principais parâmetros que afetam a velocidade de propagação de trincas de fadiga nos materiais metálicos são:

- material e tratamento térmico;
- limiar de propagação,  $\Delta K_{Ith}$ ;
- meio ambiente e temperatura;
- frequência;
- tensão média;
- espessura;
- história de carga.

#### **i) Quanto à influência do material e tratamento térmico**

Para os aços cujas curvas de propagação de trincas de fadiga podem ser consideradas equivalentes à curva representada na Figura IV.18, observa-se que na região I a microestrutura tem influência significativa. O mecanismo de ruptura é descontínuo sendo inicialmente transgranular dúctil e passando para transgranular dúctil

combinado com intergranular. O valor limiar de  $\Delta K_I$  depende da resistência mecânica do aço e seu valor aumenta quando a resistência diminui.

A zona em deformação plástica na extremidade da fenda aproxima-se das dimensões do grão, de tal modo que o ponto de transição da região I para a II corresponde a uma dimensão da zona plástica em média inferior a cinco vezes o tamanho do grão do material.

Na região II, a microestrutura tem uma influência pouco acentuada e o mecanismo de ruptura é aparentemente contínuo e por estriação, sendo a ruptura do tipo transgranular dúctil. A resistência mecânica não afeta significativamente a velocidade de propagação. Portanto, o tratamento térmico não irá alterar de modo significativo a velocidade de propagação.

A microestrutura Austenítica é definida como ferro gama, forma alotrópica do ferro e estável entre 912 e 1394 °C, contendo ou não carbono e elemento de liga em solução sólida, com estrutura cúbica de face centrada.

A microestrutura Ferrítica é definida como ferro alfa, forma alotrópica do ferro e estável abaixo de 912°C, contendo ou não carbono e elemento de liga em solução sólida, com estrutura cúbica de corpo centrado estável a temperatura ambiente.

A microestrutura Perlítica é definida como a que se compõe por lamelas finas de ferrita e cementita justapostas, quando submetida a temperatura abaixo de 723°C nas ligas de Fe-C. As disposições da grafita em forma de lâminas bidimensionais no ferro fundido são chamadas lamelas. A cementita é um composto químico de ferro e carbono muito duro e quebradiço, correspondente a fórmula  $Fe_3C$

Em ligas ferrosas, a microestrutura Martensítica é obtida por têmpera sua cristalografia é TCC (tetragonal de corpo centrado) e seu aspecto metalográfico é acicular; este microconstituente caracteriza-se por apresentar elevada dureza, conferindo ao aço alta resistência mecânica, porém com baixa tenacidade.

Segundo *OSGOOD* (apud *BRANCO*), os valores dos limites superiores de **A** e **m** na lei de Paris para uma extensa variedade de aços são resumidos na Tabela IV.1.

Tabela IV.1. Limites superiores de **A** e **m** na lei de Paris para uma extensa variedade de aços.

<i>Microestrutura</i>	<b>A</b> (mm/ciclo)	<b>m</b> (N.mm <sup>-3/2</sup> )
<i>Austenítica</i>	$5,59 \times 10^{-9}$	3,25
<i>Ferrítico-perlítica</i>	$6,87 \times 10^{-9}$	3,00
<i>Martensítica (aços de alta resistência)</i>	$1,35 \times 10^{-7}$	2,25

Na Figura IV.19, apresentam-se as retas correspondentes a estes valores de **A** e **m** no domínio de validade da lei de Paris ( $10^{-5}$  a  $10^{-3}$  mm/ciclo) em um gráfico bi-logarítmico. A primeira conclusão importante que se retira destes resultados é que a microestrutura martensítica, característica dos aços temperados de alta resistência, não provoca uma melhoria significativa na resistência à propagação de trincas de fadiga.

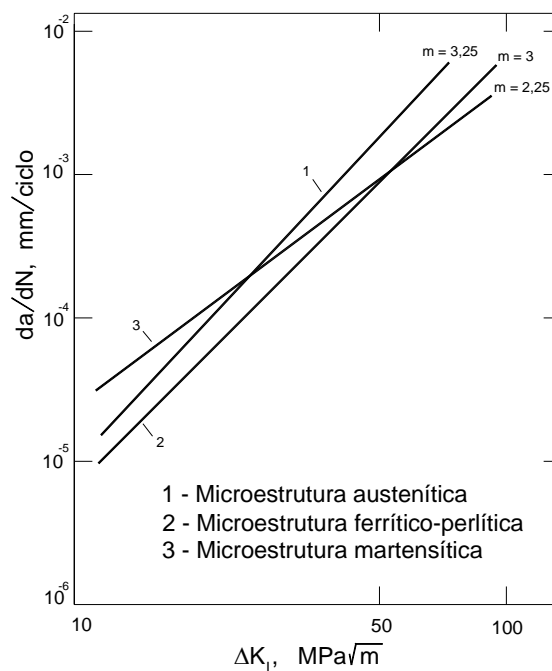


Figura IV.19. Influência da microestrutura na velocidade de propagação de trincas de fadiga nos aços.

Finalmente, na região III o modo característico de ruptura é misto entre fadiga e ruptura elástica. Para valores elevados de  $\Delta K_I$ ,  $K_{I_{max}}$  aproxima-se de  $K_{IC}$ , para os

quais ocorre fratura localizada na ponta da trinca com maior intensidade, provocando uma aceleração na taxa de propagação da trinca.

Sabe-se que os materiais mais tenazes são normalmente os mais limpos, oferecendo menos locais para instabilidade, o que faz com que esses materiais apresentem menores taxas de propagação das trincas para  $K_I$  elevados.

Segundo *BASTIAN*, as taxas de propagação de trincas de fadiga são sensíveis a uma propriedade que não depende da microestrutura, o módulo de elasticidade. Normalizando as amplitudes do fator de intensidade de tensão pelo módulo de elasticidade,  $E$ , verifica-se que muitas das diferenças de resposta à fadiga de diferentes ligas são eliminadas.

## ii ) Quanto ao limiar de propagação da trinca de fadiga

O valor do limiar de propagação de trincas de fadiga,  $\Delta K_{Ith}$ , define as condições em que uma trinca se propaga em um material. Segundo este conceito, a propagação da trinca se verifica sempre que o valor da amplitude do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_I$ , na ponta da trinca ultrapassar o valor de  $\Delta K_{Ith}$  característico do material e das condições de ensaio.

Segundo *BRANCO*, o valor do limiar de propagação de trincas de fadiga,  $\Delta K_{Ith}$ , é uma propriedade do material que geralmente se considera independente do comprimento da trinca em que foi determinado.

Para as condições limiares de propagação, a equação de definição do fator de intensidade de tensão permite escrever a equação (IV.16) em que  $\Delta \sigma_p$  é a amplitude mínima de tensão capaz de fazer propagar uma trinca de comprimento  $a$ .

$$\Delta \sigma_p = \frac{\Delta K_{Ith}}{Y_I \sqrt{\pi a}} \quad (IV.16)$$

A equação (IV.16) está representada graficamente na Figura IV.20 mostrando  $\Delta\sigma_p$  em função do comprimento  $a$  para uma determinada geometria caracterizada por um fator geométrico  $Y_f$ .

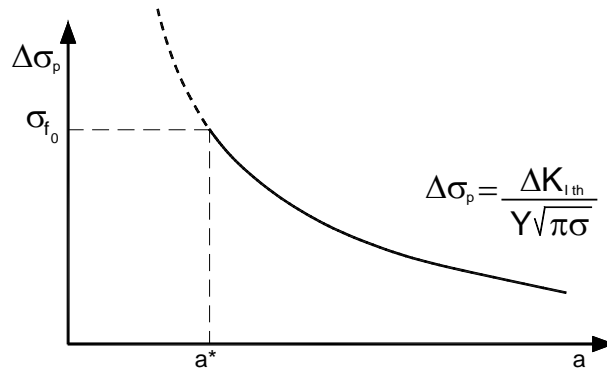


Figura IV.20. Variação esquemática da tensão limite de propagação com o comprimento da trinca de fadiga.

Considerando  $\Delta K_{lth}$  independente do comprimento da trinca, verifica-se que  $\Delta\sigma_p$  decresce continuamente à medida que a dimensão da trinca inicial aumenta, isto é, para um maior comprimento inicial de trinca é necessária uma menor amplitude de tensão para provocar a propagação por fadiga.

Verifica-se que para uma amplitude de tensão,  $\Delta\sigma_p$ , igual à amplitude de tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ , ocorre a propagação da trinca no material. Entretanto, a amplitude de tensão limite de propagação não precisa ser superior à tensão limite de fadiga,  $\sigma_{f_0}$ , para que a trinca se propague, conforme o esquema apresentado na Figura IV.20.

Por ser uma equação da Mecânica da Fratura Linear Elástica, a equação (IV.16) só é válida se o material for homogêneo e contínuo e se a propagação da trinca se der em um campo de tensões elástico.

Estas condições podem não se verificar na região I de propagação e para trincas de dimensões muito pequenas. A propagação da trinca na região I é geralmente transgranular e descontínua. A ruptura ocorre no interior dos próprios grãos.

### iii ) Quanto à influência do meio ambiente e da temperatura

Segundo *BRANCO*, a presença de ambientes agressivos pode provocar alterações significativas no comportamento em serviço de estruturas sujeitas à fadiga. A influência do meio ambiente na duração à fadiga constitui o fenômeno de fadiga com corrosão, ou seja, a ação simultânea das solicitações dinâmicas e do ataque corrosivo na estrutura.

A previsão do comportamento em serviço de estruturas sujeitas a condições de fadiga com corrosão são complicadas devido à necessidade de se atender a uma multiplicidade de variáveis dos esforços e do meio ambiente e interações respectivas. São exemplos de variáveis dos esforços a tensão média, a tensão alternada, a forma da onda cíclica e a frequência.

Segundo *BRANCO*, na maior parte dos sistemas metal – meio ambiente, a velocidade de propagação de trincas,  $da/dN$ , aumenta em meio corrosivo em relação à velocidade de propagação em ar ou em vácuo.

A resistência do material à corrosão sob tensão desempenha um papel importante na fadiga com corrosão. Os dois comportamentos são geralmente relacionados e portanto os parâmetros que caracterizam a resistência à corrosão sob tensão influenciam a fadiga com corrosão.

Em muitos casos, o espectro de cargas na estrutura é constituído por solicitações estáticas intercaladas com solicitações dinâmicas, ou ainda por ciclos repetidos em que a componente estática é importante, devido ao peso próprio por exemplo, sendo a componente alternada pequena. Nestes casos podem coexistir fadiga com corrosão e corrosão sob tensão durante a vida útil da estrutura.

A corrosão sob tensão ocorre quando a trinca se propaga em um meio corrosivo sob a ação de tensões estáticas de tração. Tensões estáticas de compressão não causam a corrosão sob tensão.

Tal como na fadiga, na corrosão sob tensão existe a fase de iniciação seguida da fase de propagação da trinca. A fase de iniciação consiste na nucleação e iniciação das “picadas” de corrosão (*pites*), pequenos defeitos superficiais geralmente de forma curva ou esférica causados pela dissolução do material não devidamente protegido em contato com o meio corrosivo. As “picadas” são zonas de concentração de tensões onde a trinca tende a se iniciar e a propagar caso a tensão aplicada seja suficientemente elevada.

Após a iniciação, ocorre a fase de propagação da trinca até uma dimensão crítica que provoque a ruptura. Em muitas aplicações a fase de propagação da trinca ocupa uma percentagem muito significativa do tempo de vida da estrutura. Como a corrosão sob tensão se verifica normalmente para tensões inferiores à tensão de escoamento do material, esta pode ser caracterizada pela Mecânica da Fratura Linear Elástica.

Na corrosão sob tensão, a propagação da trinca ocorre para valores de  $K_I$  inferiores ao valor da tenacidade à fratura do material,  $K_{IC}$ . De maneira análoga à da fadiga, a propagação por corrosão sob tensão também é um processo de crescimento subcrítico de um defeito.

A diferença essencial entre a corrosão sob tensão e a fadiga com corrosão reside no modo de aplicação das cargas. Na corrosão sob tensão as cargas são estáticas, enquanto que na fadiga com corrosão as cargas são dinâmicas. Entretanto, os mecanismos de propagação são análogos e é necessário que o meio ambiente tenha acesso à ponta da trinca.

Segundo *BRANCO*, a influência do meio ambiente na fadiga pode ser classificada em três tipos: fadiga com corrosão, fadiga com corrosão sob tensão e um comportamento misto. A Figura IV.21 apresenta a influência do meio ambiente na propagação de trincas de fadiga em relação às curvas de propagação.

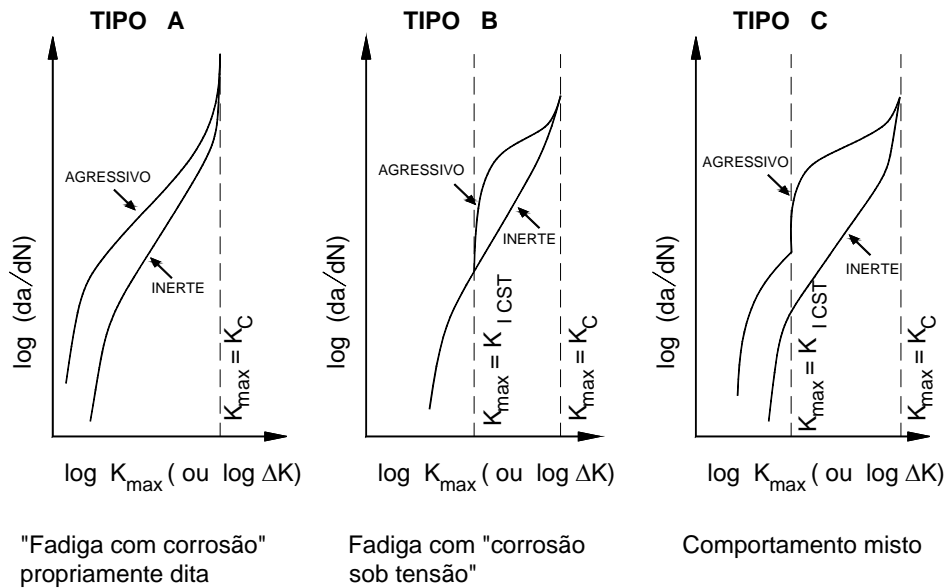


Figura IV.21. Influência do meio ambiente no crescimento de trincas de fadiga.

Segundo *BASTIAN*, a forma de onda do carregamento cíclico não afeta a taxa de propagação da trinca em ensaios ao ar ou atmosferas inertes. Por outro lado, em presença de soluções agressivas, há uma influência da forma da onda em da/dN. A taxa de propagação das trincas de fadiga aumenta somente durante a parte tratativa, isto é, quando ocorre deformação plástica. Por outro lado, quando o tempo de crescimento da carga é pequeno, a influência do meio agressivo é minimizada.

Observa-se um acréscimo na taxa de propagação de trincas de fadiga com o aumento da temperatura. Entretanto, este acréscimo está relacionado à interação do material com o meio ambiente, isto é, oxidação. O efeito está, portanto, relacionado à oxidação do metal e não ao aumento da temperatura isoladamente.

#### iv ) Quanto à influência da frequência

Segundo *BRANCO*, a influência da frequência de carregamento na fadiga está relacionada com o meio ambiente. Contudo, em certos materiais verifica-se que a velocidade de propagação de trincas se altera com a frequência de carga em ambientes considerados inertes tais como o ar e o vácuo.

Analisando a influência da frequência de carregamento na fadiga em ambientes não agressivos, considera-se a sensibilidade do material à velocidade de propagação

como o principal fator do comportamento mecânico. O efeito esquemático da influência da frequência de carga no diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$ , em ambientes inertes é apresentado na Figura IV.22.

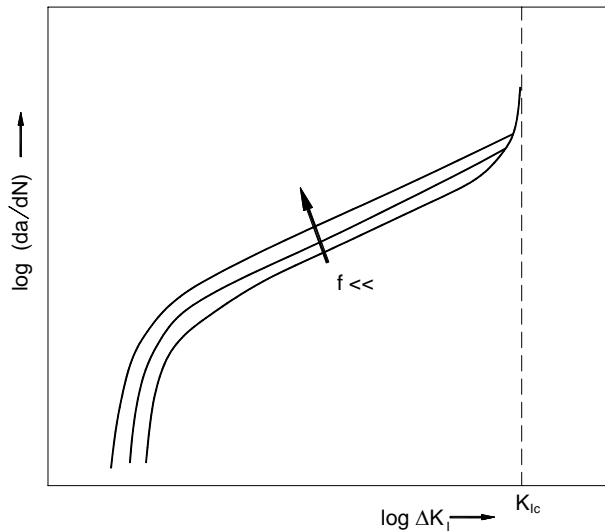


Figura IV.22. Representação esquemática da influência da frequência de carga no diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$ , em ambientes inertes.

O limiar de propagação e a velocidade de propagação na região I não são afetados significativamente pela frequência da carga. Nas regiões II e III, a frequência da carga altera os resultados de velocidade de propagação. Entretanto, na região III a variação é pequena porque a tenacidade à fratura é pouco sensível à velocidade de propagação.

Em termos gerais o efeito da frequência de carga na ausência de efeitos ambientais pode ser sistematizado em três tipos de comportamento:

- a) materiais não sensíveis à velocidade de deformação em que a velocidade de propagação não depende da frequência;
- b) materiais sensíveis à velocidade de deformação com o efeito da frequência caracterizado na Figura IV.22;
- c) materiais também sensíveis à velocidade de deformação, mas que apresentam uma frequência de transição a partir do qual se dá o efeito referido em b).

O efeito combinado da frequência de carga com o meio ambiente é contudo muito mais importante que a sensibilidade do material à velocidade de deformação.

Mesmo em ambientes considerados como inertes, verifica-se a interação com o meio ambiente por uma oxidação das superfícies da trinca que é mais pronunciada nas baixas frequências porque o tempo de exposição é maior nestes casos.

Segundo *BRANCO*, nos metais de alta resistência e com frequência de carregamento entre 1/60 a 150 Hz, considera-se desprezável o efeito intrínseco da velocidade de deformação e portanto a dependência da frequência resulta de interações com o meio ambiente.

Neste caso o comportamento é análogo ao representado na Figura IV.21 cuja explicação reside no fato de que nas frequências baixas, o tempo de aplicação da carga é elevado e a influência do meio ambiente é mais sentida por haver mais tempo disponível para o ataque corrosivo. Nas frequências elevadas passa-se o oposto.

O efeito da frequência, combinado com o meio ambiente, pode deste modo traduzir-se de forma esquemática pelas curvas representadas na Figura IV.23 em que  $f_1$ ,  $f_2$  e  $f_3$  são três frequências de cargas diferentes, sendo  $f_3 > f_2 > f_1$ .

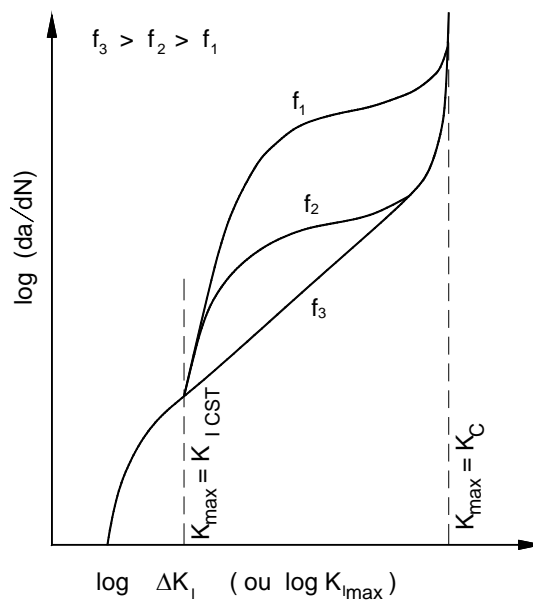


Figura IV.23. Influência da frequência de carga na propagação de trincas sujeitas a fadiga com corrosão com comportamento do tipo B.

O comportamento esquematizado na Figura IV.23 refere-se a sistemas do tipo B conforme a Figura IV.21 em que não se verifica influência da frequência para valores de  $K_I$  inferiores ao fator de intensidade de tensão crítico de corrosão sob tensão,  $K_{ICST}$ .

Este comportamento parece ser generalizado aos diagramas  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$  dos tipos A e C, conforme a Figura IV.21, já que não se tem verificado efeito significativo da frequência de carga na região I de propagação, principalmente por ser extremamente demorada a obtenção de velocidades de propagação nesta região quando se utilizam frequências baixas.

Por isso o modo de comportamento mais frequente, e que traduz de maneira mais correta o efeito combinado de frequência e meio ambiente, é o do tipo B representado na Figura IV.23.

As frequências máximas de ensaio estão normalmente limitadas entre 500 e 600 Hz e para frequências mais elevadas entra-se no domínio da fadiga ultra-sônica em que se verifica acentuado aquecimento na ponta da trinca devido a não ser possível dissipar o calor gerado por deformação plástica. Surgem fenômenos de fluência localizados e os modelos de comportamento até então definidos deixam de ser válidos.

Segundo *BRANCO*, constata-se que a importância do efeito da frequência depende da sensibilidade do material ao meio ambiente. Se o material for muito sensível ao meio ambiente, a importância do efeito da frequência é grande e vice-versa. A combinação de um material sensível ao meio ambiente com baixas frequências de carga pode produzir as condições mais desfavoráveis para a propagação da trinca.

#### **v) Quanto à influência da tensão média**

A influência da tensão média ou razão de tensões ainda não foi considerada na análise de propagação de trincas de fadiga. Com efeito, a tensão média pode alterar a posição das curvas  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$ , o que depende do material e meio ambiente.

Segundo *RITCHIE (apud BRANCO)*, nos aços as curvas  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$  em função da tensão média e em ambientes relativamente inertes são as representadas na Figura IV.24.

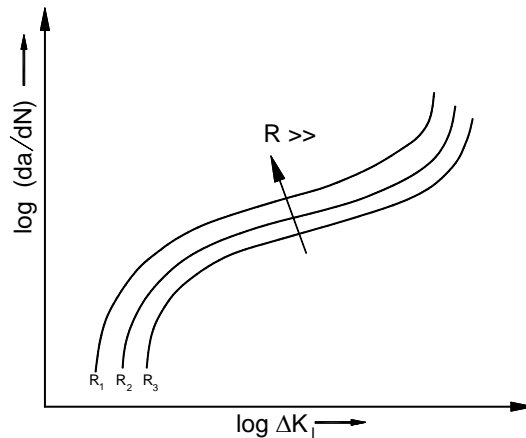


Figura IV.24. Representação esquemática das curvas  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$ , em função do valor de **R**.

Nas regiões I e III, verifica-se grande influência da tensão média aumentando o velocidade de propagação com o valor da tensão média ou da razão de tensões do ensaio. O valor do limiar de propagação,  $\Delta K_{Ith}$ , decresce quando a tensão média aumenta, conforme a Figura IV.24.

A região II não é grandemente influenciada pela tensão média e na região III o posicionamento da curva depende do valor de variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K_I$ , que provoca um valor de  $K_{Imáx} \approx K_{IC}$ .

#### vi ) Quanto à influência da espessura

Segundo *BRANCO*, a espessura é talvez a única variável geométrica que pode influenciar a propagação da trinca. Portanto, nem sempre se podem utilizar os resultados experimentais de propagação de trincas de fadiga considerando-os completamente independentes da geometria.

A espessura influencia o comportamento à fadiga através do seu efeito tanto na tenacidade à fratura do material,  $K_{IC}$ , como na sensibilidade do material ao ambiente

associada à transição do modo de fratura do estado de deformação plana para o estado de plano de tensões.

À medida que a trinca avança e  $K_I$  se aproxima do valor crítico do fator de intensidade de tensão,  $K_C$ , ocorre a propagação instável, o estado plano de tensões começa a se tornar predominante e o plano de propagação roda sensivelmente  $45^\circ$  em relação ao eixo de aplicação da carga, o que é característico do estado plano de tensões.

Para espessuras muito finas, inferiores a 4 mm, o estado plano de tensões é predominante e a propagação da trinca ocorre em um plano inclinado em relação à direção da tensão. Neste caso, a transição entre o estado plano de deformação e o estado de tensão plana não se verifica ou ocorre para valores muito baixos de  $\Delta K_I$  na região I de propagação.

Nas espessuras elevadas é possível assegurar um estado plano de deformação em todas as regiões de propagação e a fenda se propaga em um plano normal à tensão aplicada. A propagação instável se caracteriza quando o fator de intensidade de tensão se iguala à tenacidade à fratura do material,  $K_{IC}$ , que é inferior ao valor crítico do fator de intensidade de tensão,  $K_C$ , do estado plano de tensões.

Para um mesmo valor de variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K_I$ , a trinca se propaga com maior velocidade no estado plano de deformação que no estado de tensão plana. Isto acontece porque o mecanismo de ruptura do estado de deformação plana é essencialmente contínuo e predominantemente no modo I, abertura das faces da trinca, enquanto que em um estado plano de tensões a propagação ocorre em modo misto (I e II). Desta forma, se reduz o valor do fator de intensidade de tensão,  $K_I$ , na ponta da trinca e a velocidade de propagação é menor.

Considerando que a lei de *PARIS* traduz a relação entre  $da/dN$  e  $\Delta K_I$ , conclui-se assim que o valor do expoente  $m$  nessa equação será mais elevado nas espessuras mais elevadas, estado plano de deformações, e mais baixo nas espessuras mais baixas,

estado plano de tensões. Nos aços em estado plano de deformação os valores de  $m$  variam de 3 a 4,5, enquanto que em estado plano de tensões  $m$  variam de 2 a 3.

Nas espessuras intermediárias, a transição do estado plano de deformações para o estado de tensões planas se verifica a partir do valor de  $\Delta K_{Ic}$  para o qual o diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$  apresenta uma redução na inclinação da reta, conforme o proposto por *MADDOX (apud BRANCO)* na Figura IV.25.

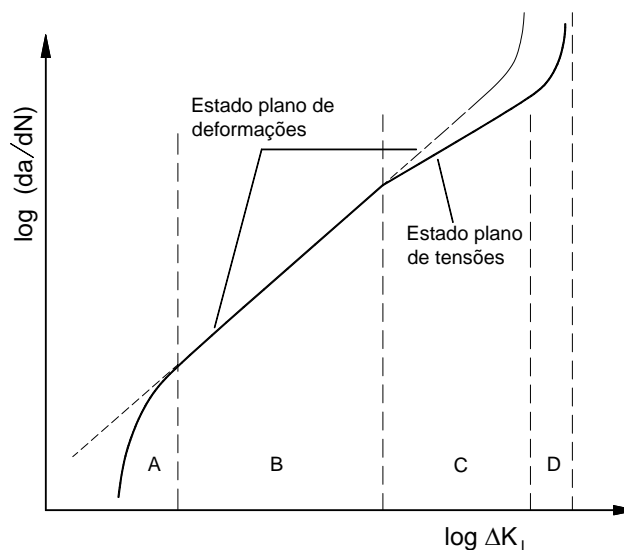


Figura IV.25. Diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$  para espessuras intermediárias.

Nas espessuras elevadas, em que não se verifica a transição, a inclinação do diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$  permanece constante como o representado na Figura IV.25.

Segundo *BRANCO*, o limiar de propagação,  $\Delta K_{Ith}$ , também é influenciado pela espessura. Para valores de razão de tensões inferiores a um valor  $R_a$ , obtém-se uma redução do valor de  $\Delta K_{Ith}$ . Embora, para valores de razão de tensões superiores ao valor  $R_a$ , não se verifica a influência da espessura no valor de  $\Delta K_{Ith}$ .

A espessura também influencia a velocidade de propagação da trinca na região III de propagação na medida em que o valor de  $K_C$  será menor para as espessuras mais

elevadas. Portanto, a transição entre as regiões II e a III de propagação nas espessuras mais elevadas ocorre para valores mais baixos de  $\Delta K_I$ .

### vii ) Quanto à influência da história de carga

A propagação de trincas de fadiga foi caracterizada anteriormente considerando se apenas ciclos a amplitude de tensão constante. A influência na curva de propagação de trincas da seqüência de aplicação das cargas, história da carga, é analisada de maneira generalizada.

Segundo *BRANCO*, quando se discute o efeito da história de carga na propagação de trincas, consideram-se normalmente dois tipos de comportamento definidos na Figura IV.26 (a) e (b) pelos respectivos espectros de variação de  $K_I$  com o tempo,  $t$ .

No primeiro caso, em um determinado instante ocorre uma diminuição da carga ou tensão aplicada à estrutura. Isto provoca um abaixamento do fator de intensidade de tensões que por hipótese passou do nível I para o nível mais baixo do bloco II.

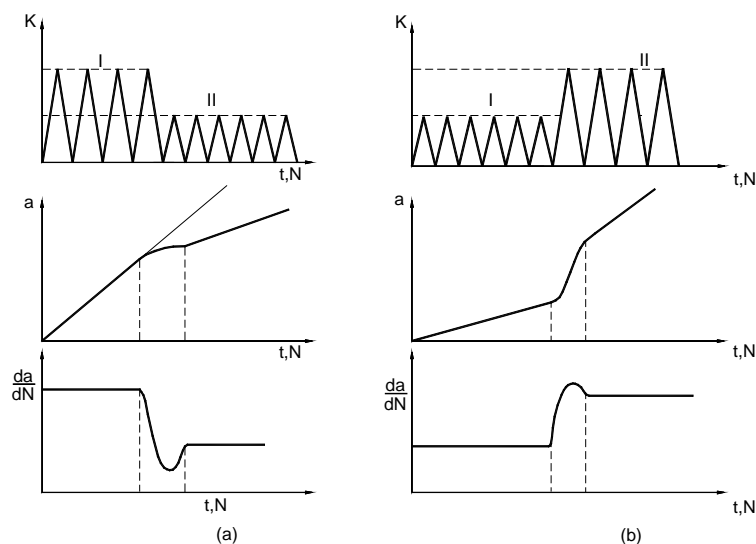


Figura IV.26. Efeito da história de carga na propagação de trincas de fadiga (a) descida de carga; (b) aumento de carga.

A curva de evolução da trinca no bloco I será a indicada, assim como o valor de  $da/dN$  que é constante porque a variação do fator de intensidade de tensões  $\Delta K_I$  é considerada constante. No instante em que a variação do fator de intensidade de tensões diminui verifica-se uma descida acentuada da velocidade de propagação da trinca que só retoma o valor característico do bloco II após um determinado número de ciclos.

Este abaixamento do valor da variação do fator de intensidade de tensões é benéfico porque retarda a propagação da trinca. O comprimento final atingido pela trinca é inferior ao que seria atingido se se mantivesse o bloco I, como se verifica na Figura IV.26 (a) comparando a curva tracejada resultante da extrapolação do bloco I com a curva real indicada.

No segundo caso da Figura IV.26 inverte-se a ordem de aplicação dos blocos de variação do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_I$ . A curva de propagação da trinca será a indicada, havendo agora uma aceleração da trinca durante os primeiros ciclos do bloco II antes da trinca retomar a velocidade de propagação da trinca característica do bloco II.

Portanto, em qualquer dos casos de acréscimo ou diminuição de carga verificam-se alterações na curva de propagação da trinca.

O efeito das sobrecargas localizadas é também importante em termos da velocidade de propagação da trinca. A Figura IV.27 apresenta um exemplo simplificado de um espectro de tensões constituído apenas por um ciclo de tensões definido pelo bloco I seguido de uma sobrecarga aplicada apenas durante um ciclo (II) retomando-se a ciclo de tensões inicial após a aplicação desta sobrecarga.

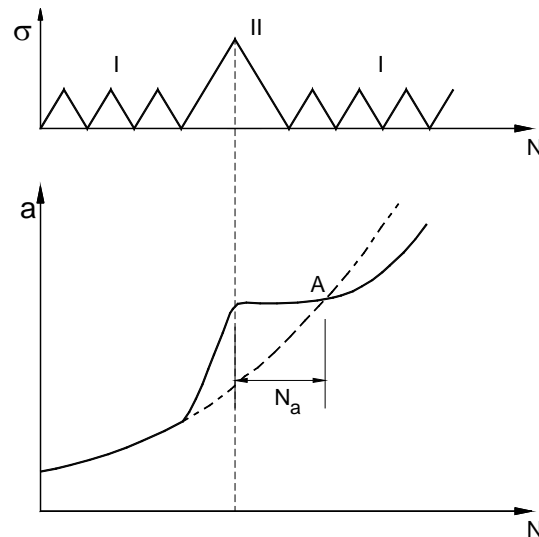


Figura IV.27. Efeito das sobrecargas na curva de propagação de trincas de fadiga.

Como se verificou, quando se aplica uma sobrecarga na tensão ou no valor do fator de intensidade de tensão,  $K_I$ , a velocidade de propagação aumenta no instante em que se aplica esta sobrecarga.

Na Figura IV.27, observa-se um aumento significativo da velocidade da trinca no ponto correspondente à carga máxima da sobrecarga (II). Contudo, quando se retoma o bloco de tensões inicial (I) a curva de propagação da trinca só retoma o valor característico do bloco de tensões inicial após se terem passado um determinado número de ciclos de atraso. Neste período, definido por  $N_a$ , a trinca se propaga com uma velocidade bastante baixa.

O efeito da sobrecarga é criar uma zona de plastificação na ponta da trinca maior que a zona plástica. Enquanto a trinca atravessa esta zona de plastificação, a velocidade de propagação da trinca decresce.

#### IV.3.4 Relações semiempíricas de propagação de trincas

As relações semiempíricas usam parâmetros fundamentais para produzir relações que satisfazem os resultados experimentais. Neste tipo de relações aparecem

constantes ou coeficientes que se ajustam aos resultados experimentais e que servem para deduzir a relação.

As relações semiempíricas só são estritamente válidas para os resultados experimentais em que foram deduzidas, embora haja muitas relações deste tipo que têm sido aplicadas com êxito para outros materiais e condições diferentes de serviço.

Segundo *BRANCO*, a equação mais utilizada é a equação (IV.14) ou lei de *PARIS*. Esta equação é válida apenas na região II de propagação, não sendo válidas nas regiões I e III. Porém a expressão matemática da lei de *PARIS* é consistente com as teorias energéticas e de abertura de trincas.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K_I)^m \quad (\text{IV.14})$$

Na equação (IV.14), as constantes **A** e **m** são constantes do material variando com a tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

A maior parte do período de propagação ocorre na região I. Devido à sua simplicidade matemática e porque a sua extrapolação para a região I de propagação conduz a velocidades de propagação superiores às reais, a lei de *PARIS* (IV.14) aumenta a margem de segurança da previsão do número de ciclos de ruptura sendo a equação mais utilizada.

O efeito da tensão média e dos restantes parâmetros que afetam a velocidade de propagação podem ser previstos na lei de *PARIS* com os valores apropriados da constante **A** e do expoente **m**.

A equação de *FORMAN* (*apud BRANCO*) tem sido utilizada em alternativa à lei de *PARIS*. Esta equação considera a aceleração da trinca na região III de propagação e tem a forma da equação (IV.17).

$$\frac{da}{dN} = \frac{A(\Delta K_I)^m}{(1-R)K_{IC} - \Delta K_I} \quad (\text{IV.17})$$

Na equação (IV.17), **A** e **m** são constantes empíricas do material e  $K_{IC}$  é a tenacidade à fratura do material. Nesta equação, o efeito da tensão média está previsto através da razão de tensões **R** no denominador. Assim, quando **R** aumenta, o valor de  $da/dN$  aumenta também, o que está de acordo com o que se observa na prática, conforme a Figura IV.24.

A equação de *FORMAN* (*apud BRANCO*) não considera o comportamento na região I de propagação. Posteriormente, *ERDOGAN e RATWANI* (*apud BRANCO*) modificaram a equação de *FORMAN* para prever o comportamento na região I de propagação e obtiveram a equação (IV.18).

$$\frac{da}{dN} = \frac{A(1 + \beta_1)^m (\Delta K_I - \Delta K_{Ith})^{m_1}}{K_{IC}(1 - \beta_1)\Delta K_I} \quad (\text{IV.18})$$

Na equação (IV.18), **A**,  $\beta_1$ , **m** e  $m_1$  são constantes empíricas do material e  $K_{IC}$  é a tenacidade à fratura do material.

## CAPÍTULO V - AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA EM FADIGA

### V.1 Avaliação Crítica de Engenharia (ECA)

Em circunstâncias onde se faz necessário examinar criticamente a integridade de uma nova estrutura ou de construções existentes através do uso de métodos de ensaios não-destrutivos, também se faz necessário estabelecer níveis de aceitação para os defeitos encontrados.

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, os níveis de aceitação para defeitos são baseados no conceito do componente atender ao seu propósito (*fitness for purpose*). Por este princípio, um componente é considerado adequado a determinado propósito se ao longo de sua vida útil não alcançar as condições de falha.

Os critérios de aceitação de trincas são diferenciados pelos princípios em que se baseiam: o de controle de qualidade e o do componente atender ao seu propósito.

Os níveis de controle de qualidade são usualmente arbitrários e conservativos, mas são importantes no monitoramento e manutenção da qualidade durante o processo de produção. Os defeitos que são menos severos que os limites impostos pelos níveis de controle de qualidade são aceitos sem mais considerações em aplicações correntes padrões.

Caso os defeitos revelados sejam mais severos que os permitidos pelos níveis de controle de qualidade, as rejeições não serão necessariamente automáticas. As decisões entre rejeição e reparo são justificadas ou pelo componente atender ao seu propósito, ou por experiência previamente documentada com combinação similar de material, de tensão e de meio ambiente, ou por avaliação crítica de engenharia (*Engineering Critical Assessment – ECA*).

O uso da avaliação crítica de engenharia (ECA) para analisar um defeito não pode ser visto como uma alternativa à utilização da melhor técnica de trabalho

disponível. Complementando à melhor técnica, a existência de defeitos deve ser respondida com a devida correção da falha no processo de fabricação.

Entretanto, segundo a norma inglesa *BS-7910*, quando existem relevantes experiências e dados registrados, é possível dispensar o uso de um procedimento de avaliação crítica de engenharia (ECA) e utilizar os critérios previamente testados como base para os limites de aceitação de defeitos.

Um procedimento de avaliação crítica de engenharia (ECA) também pode ser utilizado como base de decisão para, conforme a necessidade, se agendar um eventual reparo. É necessário observar que um reparo insatisfatório em um defeito inofensivo pode resultar em uma substituição por um defeito mais perigoso e mais difícil de ser detectado.

Um procedimento de avaliação crítica de engenharia (ECA) determina a significância de defeitos submetidos a um conjunto de circunstâncias. A implicação da aceitação de defeitos em componentes que atendem aos seus propósitos é a necessidade da inspeção por métodos não-destrutivos capazes de localizar e dimensionar defeitos em áreas críticas.

Tais inspeções não-destrutivas devem ser realizadas após qualquer tratamento térmico pós-soldagem. As limitações dos métodos de inspeção não-destrutivos devem ser consideradas. Os estágios na aceitação de defeitos revelados por estes testes são três:

a) Se o defeito não exceder os limites do nível de controle de qualidade, nenhuma ação é requerida;

b) Se os limites de aceitação estabelecidos são baseados na avaliação crítica de engenharia (ECA) para a apropriada combinação de materiais, processo de fabricação, soldagem, tensões e fatores ambientais, os defeitos devem ser aceitos por estas premissas;

c) Se nenhuma experiência relevante está documentada, então um procedimento baseado na avaliação crítica de engenharia (ECA) deve ser estudado.

Contudo, o maior objetivo do uso de um procedimento de avaliação crítica de engenharia (ECA) é a redução de custos pela eliminação de reparos desnecessários. As considerações quanto ao nível de inspeção requerido devem ser cuidadosas.

Estes procedimentos desenvolvidos na aceitação de defeitos podem ser utilizados em análises de defeitos em componentes ou em estruturas compostas por materiais metálicos soldados e não-soldados.

## **V.2 O procedimento de avaliação**

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, a influência da presença de defeitos pode ser estudada para os modos de falha e mecanismos que danificam o material. Os modos de falha podem ser por fratura e colapso plástico, ou por escoamento de vasos de pressão, ou por instabilidade local. Os mecanismos que danificam o material são por fadiga, ou por fluência, ou por corrosão e erosão, ou por fratura assistida pelo meio ambiente.

Para cada defeito ou tipo de defeito devem ser considerados os potenciais modos de falha e os possíveis mecanismos que possam danificar o material e conduzi-lo à degradação ou ao crescimento subcrítico de defeitos.

Os danos ao material e o crescimento subcrítico de defeitos podem ser afetados pelo próprio material, por concepções de projeto, por níveis de tensões, por tempo, por carregamentos cíclicos, por composição e concentração da operação de líquidos e aditivos, por taxas de escoamento, por temperaturas de operação e por ambiente externo.

É necessário, em princípio, considerar todas as condições de operação, incluindo a ativação e a desativação de um processo, e o meio ambiente externo para se determinar quais modos de falha ou mecanismo de dano que são importantes para um determinado componente.

Para a aceitação de um defeito recomenda-se a seguinte seqüência de operação:

- a) Identificação do tipo de defeito;

- b) Estabelecer quais são os dados essenciais, relevantes para uma estrutura em particular;
- c) Determinar o tamanho do defeito;
- d) Considerar os possíveis mecanismos de dano ao material e as taxas de dano;
- e) Determinar o tamanho limite do defeito para os modos de falhas;
- f) Avaliar o crescimento subcrítico do defeito baseado na taxa de dano;
- g) Avaliar as conseqüências da falha;
- h) Realizar análises de sensibilidade;
- i) Se o defeito não crescer até o tamanho limite, incluindo os apropriados fatores de segurança, então o defeito é aceitável.

Idealmente, os fatores de segurança devem considerar o intervalo de confiança da avaliação e as conseqüências da falha. Podem ser realizadas estimativas dos tamanhos toleráveis de defeitos planares a partir dos tamanhos limites obtidos no **item e)** e podem também ser determinandos quais tamanhos iniciais de defeitos são suficientes para que o crescimento subcrítico conduza a situação limite.

### **V.3 Informações necessárias na avaliação**

A avaliação crítica de engenharia (ECA) requer para as suas considerações alguns parâmetros de entrada. Os valores correspondentes às propriedades dos materiais devem ser obtidos por ensaios de amostras. Estes ensaios podem ser realizados durante a fase de construção, ou por necessidade da avaliação.

Das informações necessárias dos materiais destacam-se a tenacidade à fratura, os dados relativos à propagação de trincas de fadiga e as características do processo de soldagem. O meio ambiente, os históricos de tensões e de temperaturas também são importantes para a avaliação da estrutura em serviço.

Os carregamentos relativos ao transporte, à montagem e à utilização que são impostos à estrutura devem ser considerados. Em alguns casos, é necessário considerar as condições de carregamentos oriundas de acidentes, de carregamentos localizados e de um desalinhamento construtivo.

Portanto, segundo a norma inglesa *BS-7910*, são informações essenciais para a avaliação crítica de engenharia (ECA):

- a) Natureza, posição e orientação do defeito;
- b) Função estrutural, geometria da solda e processo de fabricação;
- c) Tensões (pressão, temperatura, residual ou resultante de qualquer outro tipo de carregamento mecânico) e temperaturas incluindo as variações;
- d) Escoamento ou tensão cuja deformação seja de 0.2%, tensão de resistência e módulo de elasticidade. Em alguns casos, é necessária a curva completa de tensão-deformação;
- e) Curvas de variação de tensão versus número de ciclos (S-N) para fadiga e dados de propagação de defeitos;
- f) Tenacidade à fratura ( $K_{IC}$ );

#### **V.4 Ensaios não-destrutivos**

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, os ensaios não-destrutivos (*NDT – Non-destructive testing*) são essenciais na avaliação de um componente ao atendimento do seu propósito. As técnicas de ensaios não-destrutivos utilizadas para o dimensionamento dos defeitos devem ser escolhidas de forma a fornecer as informações necessárias, como o comprimento, a altura, a posição, o tipo e a orientação, com um grau de precisão aceitável.

Para se detectar os defeitos superficiais, podem ser convenientemente aplicados os métodos visual, de líquidos penetrantes, de partícula magnética para materiais ferromagnéticos, de correntes parasitas, de queda de potencial elétrico para corrente contínua ou alternada, de radiografia, ou de ultra-som.

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, todos os métodos anteriores são apropriados para se dimensionar o comprimento superficial de um defeito. Entretanto, somente os métodos do ultra-som, da corrente parasita e da queda de potencial elétrico são capazes de dimensionar a altura dos defeitos.

Para se detectar os defeitos internos, podem ser convenientemente aplicados os métodos de radiografia, de ultra-som, de correntes parasitas, ou de queda de potencial elétrico para corrente contínua.

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, ambos os métodos da radiografia e do ultra-som são capazes de dimensionar o comprimento de um defeito, mas somente o método do ultra-som é capaz de medir a altura do defeito. Os métodos de correntes parasitas e de queda de potencial elétrico são capazes de dimensionar a área dos defeitos, porém apenas se os defeitos estiverem próximos à superfície inspecionada.

### V.5 Avaliação do mecanismo de dano por fadiga

Segundo *BRANCO*, as trincas de fadiga tendem a se iniciar em regiões de concentração de tensões, como defeitos na solda, e a se propagar em planos referentes às tensões principais.

Um procedimento de avaliação crítica de engenharia (ECA) determina a significância de defeitos submetidos a um conjunto de circunstâncias. A verificação da influência de trincas de fadiga na vida útil de *risers* rígidos em ambiente agressivo, marinho, submetidos às solicitações aleatórias de carregamentos cíclicos impostas pelas condições ambientais é o objetivo do procedimento analisado.

### V.6 Tensões consideradas

As tensões primárias consideram os efeitos dos esforços devidos à pressão interna e aos carregamentos mecânicos externos. As tensões primárias são divididas em tensões de membrana,  $P_m$ , e de flexão,  $P_b$ .

A **tensão de membrana**,  $P_m$ , é a tensão média atuante ao longo da espessura da seção e é a necessária para garantir o equilíbrio do componente ou da estrutura.

A **tensão de flexão**,  $P_b$ , é a componente de tensão que varia linearmente ao longo da espessura da seção e que está em equilíbrio com o momento fletor aplicado localmente ao componente.

As tensões secundárias são necessariamente tensões auto-equilibradas a fim de se satisfazer a compatibilidade com a estrutura. Estas tensões surgem por restrições a deformações e aumentam a severidade das condições locais na ponta do defeito. Podem ser aliviadas por escoamentos localizados ou por tratamentos térmicos. Estas são constantes ao longo do tempo e não contribuem para o colapso plástico.

Na avaliação do efeito de um único carregamento aplicado, ou carregamento constante, é importante se distinguir as tensões primárias das tensões secundárias, visto que somente as tensões primárias contribuem para o colapso plástico.

Neste trabalho, as tensões primárias consideradas na avaliação dos defeitos são as calculadas a partir de uma análise dinâmica global do *riser* considerado sem defeitos. Utilizando o Método de Elementos Finitos, obtêm-se históricos de esforços normais e de momentos fletores para várias seções ao longo do riser. Para estas seções, são calculados históricos de tensões em determinados pontos.

A distribuição das tensões primárias é utilizada conforme os exemplos apresentados na Figura V.1.

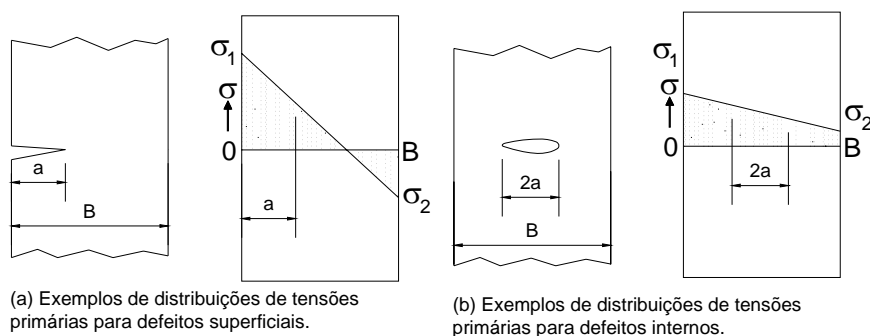


Figura V.1. Exemplos de distribuições de tensões primárias.

É essencial considerar a composição das tensões primárias (**P**) de esforços normais, ou de membranas, e de momentos fletores; e do aumento das tensões primárias

devido aos concentradores de tensões como descontinuidades e desalinhamentos. São utilizados os índices **m** e **b** para representar respectivamente as tensões devidas aos esforços normais (*Membrane Stresses*) na equação (V.1) e aos momentos fletores (*Bending Stresses*) na equação (V.2), sendo as tensões normais à seção nos pontos 1 e 2 representadas por  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ , respectivamente.

$$P_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (V.1)$$

$$P_b = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (V.2)$$

Na avaliação de um carregamento de fadiga, é importante distinguir as tensões constantes das tensões variáveis. As tensões variáveis são consideradas da mesma forma que as tensões primárias. A distribuição das variações das tensões primárias é utilizada conforme os exemplos apresentados na Figura V.2.

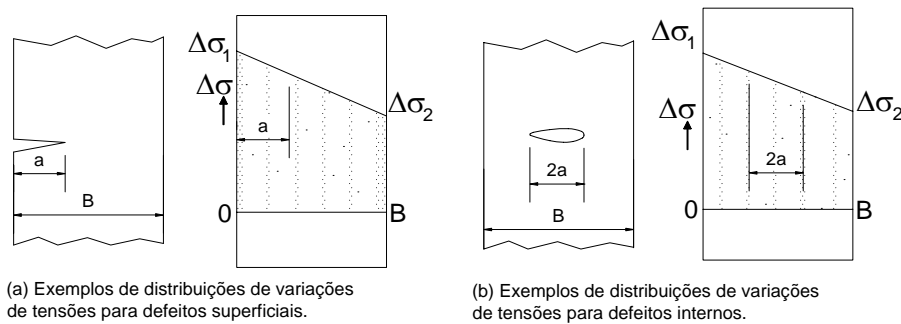


Figura V.2. Exemplos de distribuições de variações de tensões.

São utilizados os índices **m** e **b** para representar respectivamente as variações das tensões devidas aos esforços normais na equação (V.3) e aos momentos fletores na equação (V.4), sendo as variações das tensões normais à seção nos pontos 1 e 2 representadas por  $\Delta\sigma_1$  e  $\Delta\sigma_2$ , respectivamente.

$$\Delta\sigma_m = \frac{\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2}{2} \quad (V.3)$$

$$\Delta\sigma_b = \frac{\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2}{2} \quad (\text{V.4})$$

Carregamentos térmicos variáveis induzem a tensões térmicas também variáveis consideradas como tensões primárias em avaliações quanto à vida a fadiga. As tensões térmicas primárias devem ser majoradas pelos fatores apropriados de concentração de tensões,  $K_t$ , e de desalinhamento,  $K_m$ .

As concentrações de tensões ocorrem nas descontinuidades estruturais quando estas estão submetidas a tensões primárias. As tensões secundárias não são influenciadas por descontinuidades estruturais. Os efeitos destas descontinuidades podem ser calculados através da tensão de pico.

Existem três categorias de descontinuidades: descontinuidade global; desalinhamentos e desvios da forma projetada; e descontinuidades locais tais como soldas, furos e entalhes.

As **descontinuidades globais** são descontinuidades estruturais típicas que ocorrem na maioria das interseções de tubos. A tensão de pico é calculada multiplicando-se a tensão aplicada por um fator de concentração de tensões. Para as tensões nominais, as tensões de membrana e as tensões de flexão utilizam-se, respectivamente, os fatores de concentração de tensões  $K_t$ ,  $K_{tm}$  e  $K_{tb}$ . As concentrações de tensões oriundas de descontinuidades globais se estendem superficialmente até distâncias maiores que a espessura da seção e podem conduzir a uma plastificação localizada ao longo da espessura.

As **descontinuidades devidas aos desalinhamentos** ou desvios da forma projetada causam tensões normais de flexão. Estas tensões adicionais são calculadas pela multiplicação das tensões devidas à flexão por um fator de majoração  $K_m$ . As concentrações de tensões oriundas de descontinuidades devidas aos desalinhamentos também se estendem superficialmente até distâncias maiores que a espessura da seção e podem conduzir a uma plastificação localizada ao longo da espessura.

As **descontinuidades locais** são descontinuidades estruturais tais como furos entalhes e cantos vivos. A concentração de tensões devida a este tipo de descontinuidade normalmente decai a partir de distâncias superficiais menores que 20% do comprimento da abertura, ou 20% do raio do entalhe, ou 20% da espessura. Para os casos em que existam defeitos nesta área de influência da descontinuidade, o efeito da concentração de tensões no colapso plástico deve ser considerado e a tensão de pico será calculada pela multiplicação da tensão atuante pelo fator  $K_t$ .

As descontinuidades locais podem estar localizadas em regiões influenciadas por concentrações de tensões devidas às descontinuidades global e por desalinhamento. Para estes casos devem ser consideradas as concentrações de tensões geradas por cada descontinuidade na análise de tensões.

Na Figura V.3, está esquematizada a composição das tensões primárias (**P**) e o aumento das tensões primárias devido aos concentradores de tensões como descontinuidades e desalinhamentos.

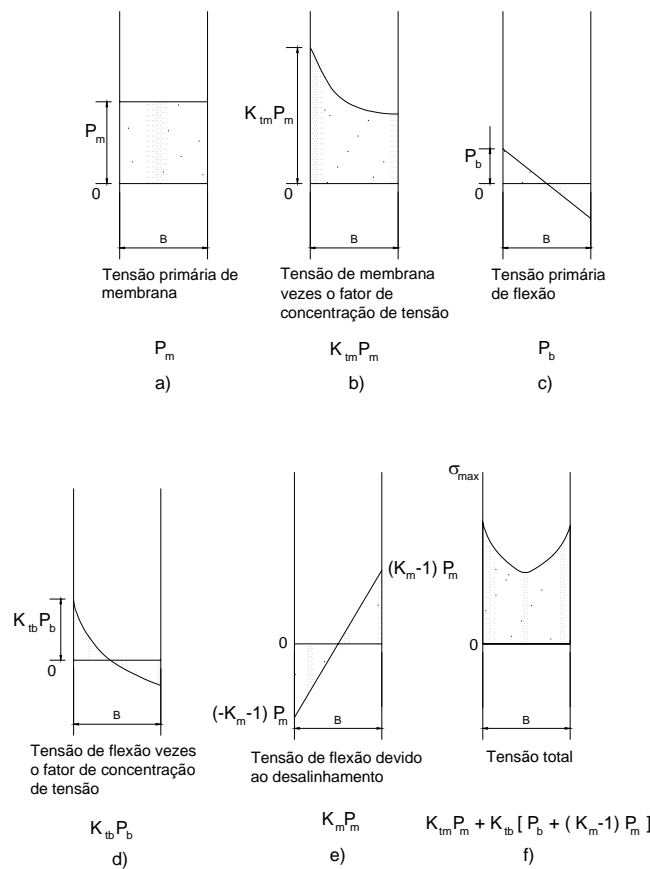


Figura V.3. Representação esquemática da distribuição de tensões na seção transversal.

As trincas de fadiga se propagam nas direções principais das tensões. Os modos básicos de carregamento de trincas podem ser caracterizados pelo comportamento mecânico nas vizinhanças da ponta da trinca.

No modo I de carregamento de tração, o deslocamento das superfícies da trinca é perpendicular a elas. No modo II de carregamento de cisalhamento puro, o deslocamento das superfícies da trinca é paralelo a elas e perpendicular à frente de propagação. No modo III de carregamento de cisalhamento fora do plano, o deslocamento das superfícies da trinca é paralelo a elas.

Para os casos em que o plano do defeito não está alinhado com os planos das tensões principais, outras considerações se fazem necessárias. A princípio, as dimensões do defeito são projetadas nos três planos perpendiculares das tensões principais e são considerados três defeitos projetados.

Normalmente, uma destas projeções conduz a um fator de intensidade de tensões e uma tensão de referência que são ambos significativamente maiores que os das outras duas projeções. A avaliação prossegue considerando as dimensões do defeito projetado mais importante. Este método é usualmente aplicado em defeitos circunferenciais na parede de dutos, como esquematizado na Figura V.4.

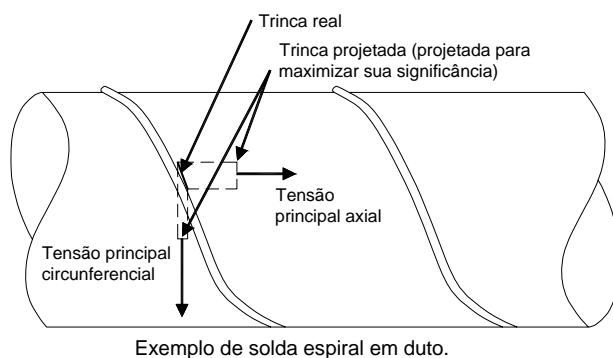


Figura V.4. Procedimento para projetar as trincas em planos normais às tensões principais.

Entretanto, existem restrições para se proceder por este método, pois os modos de fratura II e III podem estar presentes nas seguintes circunstâncias:

a) Existe um ângulo maior que  $20^\circ$  entre o plano do defeito e o plano da tensão principal que conduz ao maior fator de intensidade de tensões e à maior tensão de referência;

b) Existe somente uma pequena diferença entre os fatores de intensidade de tensões em dois ou mais planos de projeção;

c) O fator de intensidade de tensões máximo ocorre para o defeito projetado em um plano e a tensão de referência máxima ocorre para o defeito projetado em outro plano;

d) Uma das tensões principais é de compressão e de magnitude semelhante a tensão principal de tração.

## V.7 Dimensões dos defeitos e interações

Segundo a norma inglesa *BS-7910*, os defeitos planares têm as suas dimensões caracterizadas como sendo as mínimas necessárias a retângulos para que os defeitos neles estejam contidos. Os defeitos planares, ou trincas, apresentam-se de três formas principais: vazantes, ou internos, ou superficiais.

Os defeitos vazantes se caracterizam por terem a altura equivalente à espessura da estrutura ou do componente. Os defeitos internos se caracterizam por estarem afastados das superfícies da estrutura ou do componente. Os defeitos superficiais se caracterizam por terem uma dimensão na superfície da estrutura ou do componente. A Figura V.5 apresenta três esquemas de trincas: (a) vazante, (b) interna e (c) superficial.

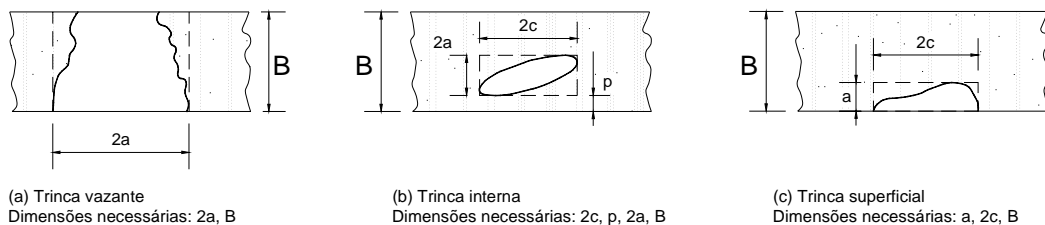


Figura V.5. Nomenclatura e dimensões dos defeitos.

São utilizadas as dimensões  $2a$  para trincas vazantes;  $2a$  e  $2c$  para trincas internas; e  $a$  e  $2c$  para trincas superficiais. Observando que  $B$  é a espessura do componente.

Nas situações em que na mesma seção transversal existem mais de uma trinca, estas trincas podem interagir e condizirem a condições mais severas que quando analisadas separadamente. A norma inglesa *BS-7910* propõe critérios de interações simples para trincas planares coplanares e as suas dimensões efetivas são apresentados nas Tabela V.1 e Tabela V.2.

Tabela V.1. Interação de defeitos planares coplanares

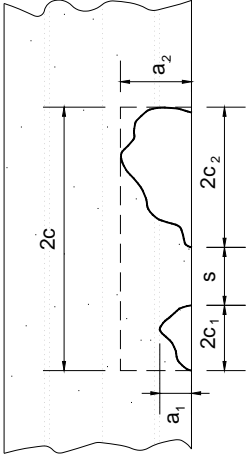
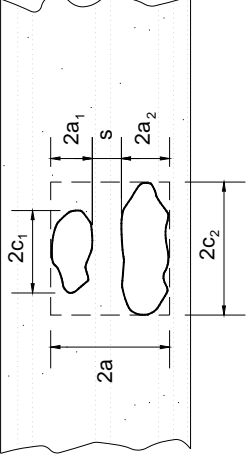
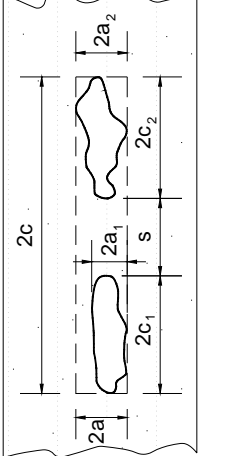
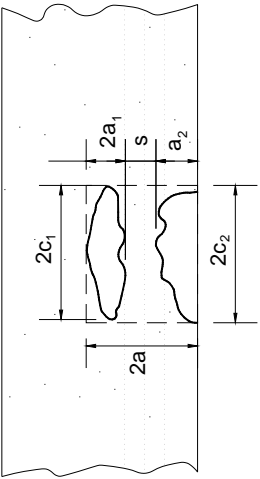
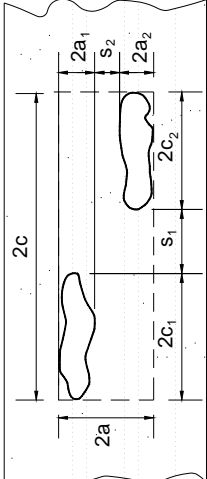
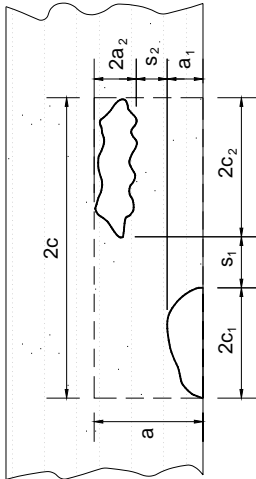
Esquemas de trincas	Critério de interação	Dimensões efetivas após a interação
<p>1. Trincas superficiais coplanares</p> 	$s \leq 2c_1, \text{ para } a_1/c_1 \text{ ou } a_2/c_2 > 1$ $s = 0, \text{ para } a_1/c_1 \text{ e } a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$a = a_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$
<p>2. Trincas internas coplanares</p> 	$s \leq a_1 + a_2$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s$ $2c = 2c_2$
<p>3. Trincas internas coplanares</p> 	$s \leq 2c_1, \text{ para } a_1/c_1 \text{ ou } a_2/c_2 > 1$ $s = 0, \text{ para } a_1/c_1 \text{ e } a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$2a = 2a_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$

Tabela V.2. Interação de defeitos planares coplanares

Esquemas de trincas	Critério de interação	Dimensões efetivas após a interação
<p>4. Trincas superficial e interna coplanares</p> 	$s \leq a_1 + a_2$	$a = 2a_1 + a_2 + s$ $2c = 2c_1$
<p>5. Trincas internas coplanares</p> 	$s_1 \leq 2c_1, \text{ para } a_1/c_1 \text{ ou } a_2/c_2 > 1$ $s_1 = 0, \text{ para } a_1/c_1 \text{ e } a_2/c_2 < 1$ $\text{e } s_2 \leq a_1 + a_2$ $(c_1 < c_2)$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s_1$
<p>6. Trincas superficial e interna coplanares</p> 	$s_1 < 2c_1, \text{ para } a_1/c_1 \text{ ou } a_2/c_2 > 1$ $s_1 = 0, \text{ para } a_1/c_1 \text{ e } a_2/c_2 < 1$ $\text{e } s_2 \leq a_1 + a_2$ $(c_1 < c_2)$	$a = a_1 + 2a_2 + s_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s_1$

## V.8 Nível de avaliação da resistência à fratura

A norma inglesa *BS-7910* apresenta três níveis de avaliação da resistência à fratura. A escolha do nível de avaliação depende dos materiais envolvidos, dos dados disponíveis e do conservadorismo exigido. São descritos os três níveis de avaliação:

a) O **nível 1** é um método de avaliação simplificado utilizado quando as informações sobre as propriedades dos materiais são limitadas;

b) O **nível 2** é o procedimento normal de avaliação;

c) O **nível 3** é apropriado para materiais dúcteis e é capaz de analisar a resistência após o escoamento.

Este trabalho se refere ao método de **nível 2** de avaliação da resistência à fratura por considerar que os ciclos de fadiga ocorrem em tensões inferiores à de escoamento.

Pelo **nível 2**, procedimento normal de avaliação, existem dois métodos para se avaliar a propensão à fratura. Estes são baseados ou no fator de intensidade de tensão,  $K_1$ , ou na abertura da ponta da trinca (CTOD)  $\delta$ . Este trabalho considera apenas o método baseado no fator de intensidade de tensão, visto que as avaliações de fadiga utilizam a variação do fator de intensidade de tensão.

## V.9 Determinação do valor máximo do fator de intensidade de tensão em trincas

Observa-se que o valor calculado para o fator de intensidade de tensão é variável ao longo da frente de propagação da trinca. Entretanto, a localização do ponto de valor máximo de fator de intensidade de tensão também é influenciado por outros fatores além do geométrico como a razão entre as dimensões da trinca ( $a/2c$ ), concentrações de tensões na superfície, choque térmico e tensões residuais variadas.

Por esta razão, nos casos de trincas superficiais e internas, o fator de intensidade de tensões deve ser calculado para um determinado número de pontos ao longo da frente de propagação da trinca.

De forma semelhante, a tenacidade à fratura do material pode variar ao longo da espessura por uma falta de homogeneidade do material no qual a trinca se localiza.

A fim de assegurar o conservadorismo, a avaliação da resistência à fratura deve utilizar o maior valor obtido para o fator de intensidade de tensão calculado para pontos ao longo da frente de propagação da trinca.

Na equação (V.5) está definida a soma das contribuições das tensões primárias,  $(Y\sigma)_p$ . Em avaliações de fadiga, a equação (V.5) pode ser escrita como a equação (V.6).

$$(Y\sigma)_p = M f_w [K_{tm} M_{km} M_m P_m + K_{tb} M_{kb} M_b \{ P_b + (K_m - 1) P_m \}] \quad (V.5)$$

$$(Y\sigma)_p = M f_w [K_{tm} M_{km} M_m \sigma_m + K_{tb} M_{kb} M_b \{ \sigma_b + (K_m - 1) \sigma_m \}] \quad (V.6)$$

Os termos  $M$  e  $f_w$  são respectivamente fatores de correção de abaulamento e de largura finita. Os termos  $M_m$  e  $M_b$  são respectivamente fatores de majoração das intensidades das tensões devidas aos esforços normais e aos momentos fletores. A norma inglesa *BS-7910* define as equações dos termos  $M$ ,  $f_w$ ,  $M_m$  e  $M_b$  para o cálculo do fator de intensidade de tensão para alguns casos de trincas comuns.

Considerando análises de fadiga em *risers*, são selecionados neste trabalho nove casos de trincas comuns em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos:

- **Caso 1:** trincas internas;
- **Caso 2:** trincas superficiais externas orientadas axialmente;
- **Caso 3:** trincas superficiais externas longas orientadas axialmente;
- **Caso 4:** trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente;
- **Caso 5:** trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente;

- **Caso 6:** trincas superficiais internas orientadas axialmente;
- **Caso 7:** trincas superficiais internas longas orientadas axialmente;
- **Caso 8:** trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente; e
- **Caso 9:** trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros.

O **Caso 1** é o de trincas internas em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura V.6.

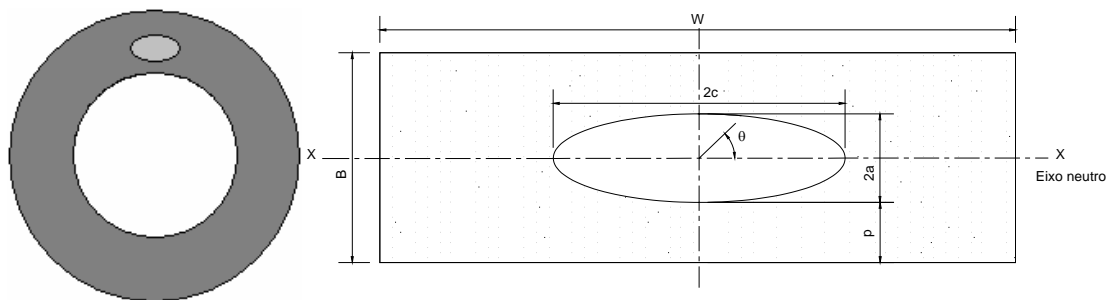


Figura V.6. Trincas internas em cilindros – Caso 1.

Para trincas internas, o valor máximo do fator de intensidade de tensão ocorre frequentemente nos pontos mais próximos às superfícies, onde a coordenada angular  $\theta$  é igual a  $\pi/2$ , conforme a Figura V.6.

Considera-se  $W$  como o perímetro médio para os casos de trincas circunferenciais e como 1 metro para as axiais, conforme a equação (V.7).

$$W = \begin{cases} 2\pi \left( \frac{D-B}{2} \right), & \text{para trincas circunferenciais} \\ 1\text{m} & , \text{ para trincas axiais} \end{cases} \quad (\text{V.7})$$

A profundidade  $p$  corresponde a menor distância entre a superfície da trinca e as faces interna e externa do cilindro. O coeficiente  $B'$  corresponde a espessura efetiva e é definido pela equação (V.8).

$$B' = 2a + 2p \quad (\text{V.8})$$

O **Caso 2**, trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.7.

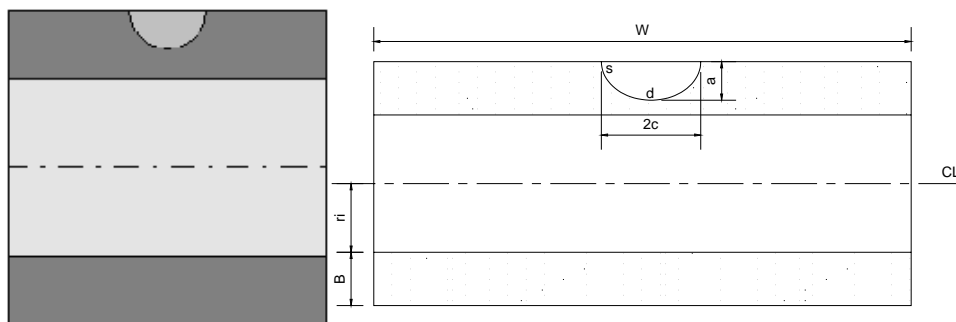


Figura V.7. Trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

O **Caso 3**, trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.8.

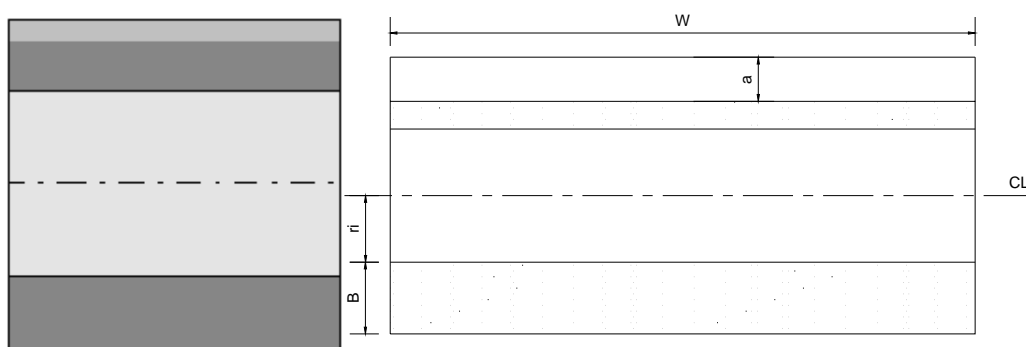


Figura V.8. Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 3.

O **Caso 4** é o de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura V.9.

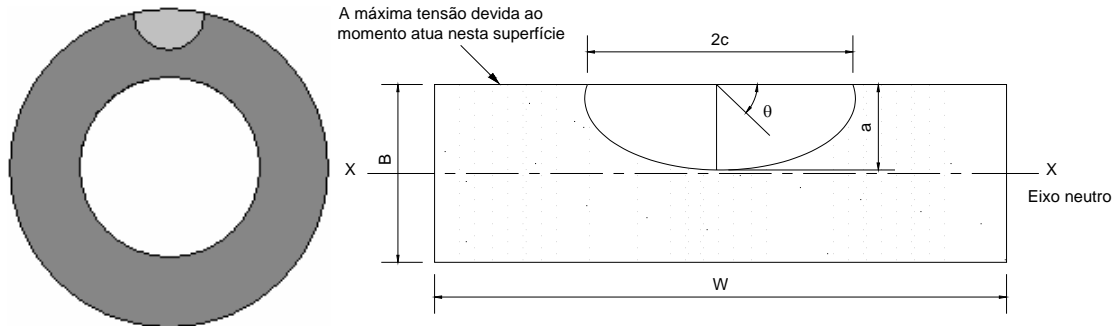


Figura V.9. Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 4.

Para trincas superficiais, o valor máximo do fator de intensidade de tensão ocorre frequentemente no ponto mais profundo, onde a coordenada angular  $\theta$  é igual a  $\pi/2$ , conforme a Figura V.9.

O **Caso 5**, trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.10.

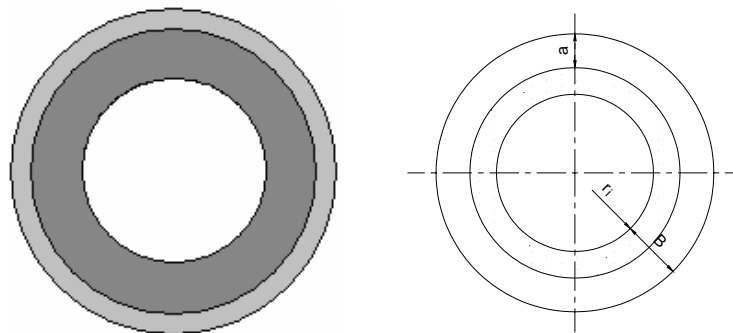


Figura V.10. Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 5.

O **Caso 6**, trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.11.

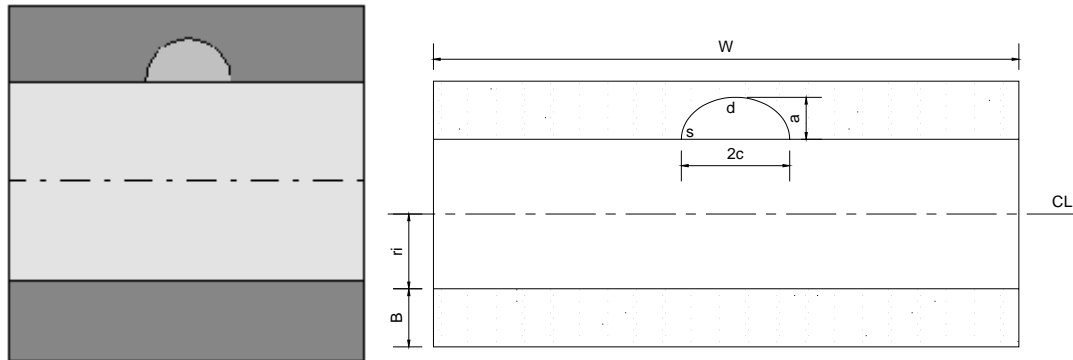


Figura V.11. Trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

O **Caso 7**, trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.12.

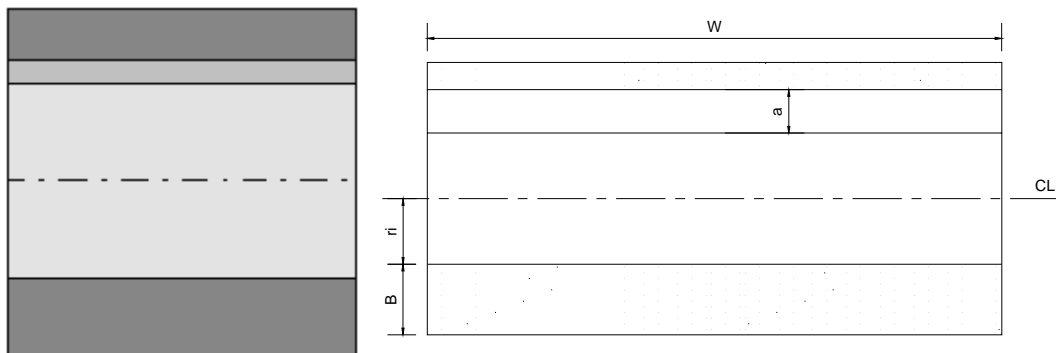


Figura V.12. Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 7.

O **Caso 8**, trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.13.

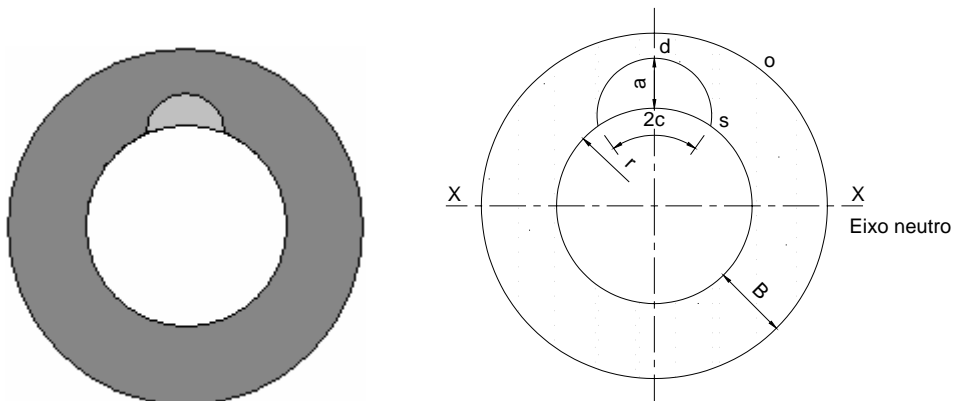


Figura V.13. Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

O **Caso 9**, trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura V.14.

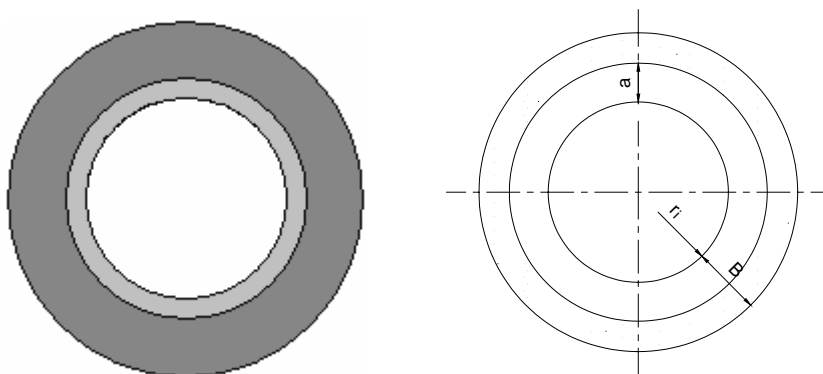








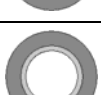


Figura V.14. Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 9.










O fator de correção de abaulamento,  $M$ , é definido para os nove casos selecionados na Tabela V.3.

Tabela V.3. Fator de correção de abaulamento para os nove casos de trincas selecionados em cilindros.

Casos		Fator de correção de abaulamento ( $M$ )
	<b>Caso 1</b> Trincas internas em cilindros	1
	<b>Caso 2</b> Trincas superficiais externas orientadas axialmente	
	<b>Caso 3</b> Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente	
	<b>Caso 4</b> Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente	
	<b>Caso 5</b> Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente	
	<b>Caso 6</b> Trincas superficiais internas orientadas axialmente	
	<b>Caso 7</b> Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente	
	<b>Caso 8</b> Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente	
	<b>Caso 9</b> Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente	

O fator de correção de largura finita,  $f_w$ , é definido para os nove casos selecionados na Tabela V.4

Tabela V.4. Fator de correção de largura finita para os nove casos de trincas selecionados em cilindros.

Casos		Fator de correção de largura finita ( $f_w$ )
	<b>Caso 1</b> Trincas internas em cilindros	$f_w = \sqrt{\sec\left(\left(\frac{\pi c}{W}\right)\sqrt{\frac{2a}{B'}}\right)}$
	<b>Caso 2</b> Trincas superficiais externas orientadas axialmente	1
	<b>Caso 3</b> Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente	1
	<b>Caso 4</b> Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente	$f_w = \sqrt{\sec\left(\left(\frac{\pi c}{W}\right)\sqrt{\frac{a}{B}}\right)}$
	<b>Caso 5</b> Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente	1
	<b>Caso 6</b> Trincas superficiais internas orientadas axialmente	1
	<b>Caso 7</b> Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente	1
	<b>Caso 8</b> Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente	1
	<b>Caso 9</b> Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente	1

No ANEXO A são apresentados os termos  $M_m$  e  $M_b$  para estes nove casos de trincas selecionados segundo a norma inglesa *BS-7910*.

## V.10 Determinação da tensão de referência


Na avaliação da fratura, a tensão de referência,  $\sigma_{ref}$ , é calculada para a verificação ao colapso local, ou seja, ao colapso do ligamento remanescente. A norma inglesa *BS-7910* apresenta equações para o cálculo da tensão de referência para estruturas com trincas comuns.

Para os nove casos de trincas selecionados, determina-se a tensão de referência através da solução existente para os três tipos de trincas em cilindros: internas, superficiais orientadas axialmente e superficiais orientadas circunferencialmente.

### V.10.1 Trincas internas

Entre os nove casos de trincas selecionados, somente o **Caso 1** aborda trincas internas em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Tabela V.5.

Tabela V.5. Caso de trincas internas em cilindros.

Caso de trincas internas	
	<b>Caso 1</b> Trincas internas em cilindros

A tensão de referência para trincas internas em cilindros é definida pela equação (V.9).

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + 3P_m a'' + \sqrt{(P_b + 3P_m a'')^2 + 9P_m^2(1 - a'')^2 + 4\left(\frac{p a''}{B}\right)}}{3\left[1 - a''\right]^2 + 4\left(\frac{p a''}{B}\right)} \quad (V.9)$$





O coeficiente  $a''$  é definido pela equação (V.10), conforme o valor do ligamento remanescente.

$$a'' = \begin{cases} \left(\frac{2a}{B}\right) + 1 + \left(\frac{B}{c}\right), & \text{para } W \geq 2(c+B) \\ \left(\frac{4a}{B}\right)\left(\frac{c}{W}\right), & \text{para } W < 2(c+B) \end{cases} \quad (\text{V.10})$$

### V.10.2 Trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros

Entre os nove casos de trincas selecionados, quatro casos abordam trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Tabela V.6.

Tabela V.6. Casos de trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros

Casos de trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros		
	<b>Caso 2</b>	Trincas superficiais externas orientadas axialmente
	<b>Caso 3</b>	Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente
	<b>Caso 6</b>	Trincas superficiais internas orientadas axialmente
	<b>Caso 7</b>	Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente

Para trincas superficiais orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, a tensão de referência é definida pela equação (V.11).

$$\sigma_{\text{ref}} = 1.2 M_S P_m + \frac{2P_b}{3[1-a'']^2} \quad (\text{V.11})$$

O coeficiente  $M_S$  é definido pela equação (V.12).

$$M_s = \frac{1 - \left(\frac{a}{B M_T}\right)}{1 - \left(\frac{a}{B}\right)} \quad (\text{V.12})$$

O coeficiente  $M_T$  é definido pela equação (V.13). Sendo  $r_i$  o raio interno do cilindro.

$$M_T = \sqrt{1 + 1.6 \left(\frac{c^2}{r_i B}\right)} \quad (\text{V.13})$$

Para os casos de trincas curtas superficiais externas, **Caso 2**, e internas, **Caso 6**, orientadas axialmente em cilindros, o coeficiente  $a''$  é definido pela equação (V.14), conforme o valor do ligamento remanescente.

$$a'' = \begin{cases} \frac{\left(\frac{a}{B}\right)}{1 + \left(\frac{B}{c}\right)}, & \text{para } W \geq 2(c + B) \\ 2 \left(\frac{a}{B}\right) \left(\frac{c}{\pi r_i}\right), & \text{para } W < 2(c + B) \end{cases} \quad (\text{V.14})$$

Para os casos de trincas longas superficiais externas, **Caso 3**, e internas, **Caso 7**, orientadas axialmente em cilindros, o coeficiente  $a''$  é definido pela equação (V.15).

$$a'' = \frac{a}{B} \quad (\text{V.15})$$

Para os casos de trincas longas superficiais externas, **Caso 3**, orientadas axialmente em cilindros, o coeficiente  $M_s$  é definido pela equação (V.16).

$$M_s = \frac{1}{1 - \left(\frac{a}{B}\right)} \quad (\text{V.16})$$





Para os casos de trincas longas superficiais internas, **Caso 7**, orientadas axialmente em cilindros, a dimensão  $c$  é adotada conforme a equação (V.17).

$$c = \frac{W}{2} \quad (V.17)$$

### V.10.3 Trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros

Entre os nove casos de trincas selecionados, quatro casos abordam trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Tabela V.7.

Tabela V.7. Casos de trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros.

Casos de trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros	
	<b>Caso 4</b> Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente
	<b>Caso 5</b> Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente
	<b>Caso 8</b> Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente
	<b>Caso 9</b> Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente

Para trincas superficiais orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, a tensão de referência é definida pela equação (V.18). Sendo  $r$  o raio médio do cilindro.

$$\sigma_{ref} = \frac{P_m \left[ \pi \left( 1 - \frac{a}{B} \right) + 2 \left( \frac{a}{B} \right) \text{sen} \left( \frac{c}{r} \right) \right]}{\left( 1 - \frac{a}{B} \right) \left( \pi - \left( \frac{c}{r} \right) \left( \frac{a}{B} \right) \right)} + \frac{2P_b}{3[1 - a'']^2} \quad (V.18)$$

Para os casos de trincas curtas superficiais externas, **Caso 4**, e internas, **Caso 8**, orientadas circunferencialmente em cilindros, o coeficiente  $a''$  é definido pela equação (V.19), conforme o valor de  $\pi r_1$ .

$$a'' = \begin{cases} \left( \frac{a}{B} \right) \\ 1 + \left( \frac{B}{c} \right) \end{cases}, \text{ para } \pi r_i \geq c + B \quad (\text{V.19})$$

$$\left( \frac{a}{B} \right) \left( \frac{c}{r_i} \right), \text{ para } \pi r_i < c + B$$

Para os casos de trincas longas superficiais externas, **Caso 5**, e internas, **Caso 9**, orientadas circunferencialmente em cilindros, o coeficiente  $a''$  é definido pela equação (V.20) e a dimensão  $c$  é adotada conforme a equação (V.21).

$$a'' = \frac{a}{B} \quad (\text{V.20})$$

$$c = \pi r_i \quad (\text{V.21})$$

### V.11 Avaliação de fadiga pela Mecânica da Fratura para trincas planas

A norma inglesa *BS-7910* descreve o principal método de avaliação de fadiga pela mecânica da fratura para trincas planas. Este método permite o uso de expressões precisas para o cálculo das variações do fator de intensidade de tensões e de dados específicos para a velocidade de propagação de trincas por fadiga.

A abordagem da Mecânica da Fratura considera a trinca de fadiga como plana e sua propagação é função da velocidade de propagação da trinca,  $da/dN$ , em função de variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K_I$ , também denominada lei de propagação, do material em que se encontra.

A avaliação de fadiga utiliza a variação da tensão nominal atuante na seção da trinca como se a mesma não estivesse presente. No cálculo das tensões aplicadas, são considerados somente os fatores de concentração de tensões devidas às descontinuidades globais,  $K_t$ , e às descontinuidades devidas aos desalinhamentos,  $K_m$ .

O fator de concentração de tensões devido às descontinuidades locais, como furos, entalhes e cantos-vivos, é considerado apenas para a avaliação de fratura como

parte do cálculo do fator de intensidade de tensões. Nas avaliações de fadiga, o fator de concentração de tensões devido às descontinuidades locais não são considerados explicitamente.

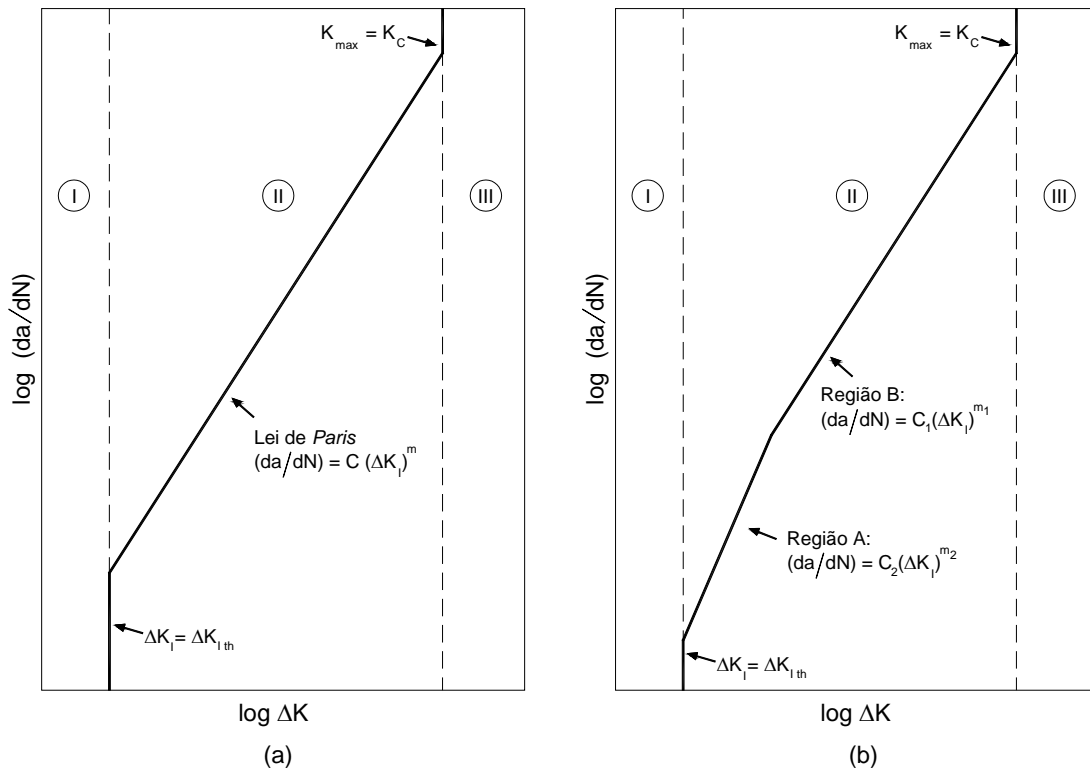
Sendo um *riser* rígido composto por dutos emendados por soldas de topo, a norma inglesa *BS-7910* recomenda considerar a razão de tensões como maior ou igual a 0,5.

A concentração de tensões devida aos desalinhamentos é dependente apenas das componentes de membrana das tensões aplicadas. Para o caso no qual uma junta desalinhada também está submetida a uma descontinuidade global, as tensões de membrana utilizadas para o cálculo do efeito do desalinhamento devem incluir o efeito da descontinuidade global.

Este estudo não considera a existência de descontinuidades globais, como interseções de tubos, visto que um *riser* não as apresenta.

Os parâmetros da lei de propagação, diagrama  $da/dN$ ,  $\Delta K_I$ , podem ser determinados experimentalmente ou adotados conforme as recomendações da norma inglesa *BS-7910*.

A função da velocidade de propagação da trinca em função da variação do fator de intensidade de tensão é visualizada, geralmente, em gráficos com escalas logarítmicas. Observa-se que a função apresenta comportamentos diferentes em três regiões, as regiões de propagação. A norma inglesa *BS-7910* adota relações lineares entre  $\log(da/dN)$  e  $\log(\Delta K_I)$  para cada região, conforme a Figura V.15.



(a) Relação de Paris simplificada para a propagação de trincas;  
 (b) Relação de Paris em duas regiões para a propagação de trincas.

Figura V.15. Relações lineares adotadas entre  $\log(da/dN)$  e  $\log(\Delta K_I)$ .

As três partes do diagrama correspondem às regiões de propagação I, II e III, respectivamente. Na região I, considera-se que haverá propagação da trinca quando a variação do fator de intensidade de tensão for, ao menos, igual ao limiar de propagação de trincas de fadiga,  $\Delta K_{I,th}$ .

Na região II, pode-se considerar simplesmente a lei de propagação de *PARIS* ou duas relações lineares para melhor representar a função entre  $\log(da/dN)$  e  $\log(\Delta K_I)$ .

Na região III, considera-se que o valor máximo do fator de intensidade de tensão é aproximadamente igual à tenacidade à fratura do material.

A avaliação da propagação de uma trinca plana pela Mecânica da Fratura considera a mesma lei de propagação para ambas as direções. Para trincas superficiais e

internas, determinam-se os fatores de intensidade de tensões nos extremos de ambos os eixos de uma elipse idealizada.

Na Tabela V.8 estão apresentados os parâmetros das leis de propagação de trincas recomendados pela norma inglesa *BS-7910* para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa, operem em ambientes marinhos a temperaturas até 20°C.

Tabela V.8. Parâmetros das leis de propagação de trincas recomendados para aços de baixa tensão de escoamento em ambientes marinhos sem proteção catódica.

<b>Parâmetros das leis de propagação de trincas para aços sem proteção catódica em ambientes marinhos<sup>2</sup></b>					
<b>Curva média</b>					
Razão de tensões (R)	Estágio A		Estágio B		Ponto de transição entre o Estágio A / Estágio B (N/mm <sup>3/2</sup> )
	A <sup>3</sup>	m	A <sup>3</sup>	m	
<0,5	3,00 x 10 <sup>-14</sup>	3,42	1,27 x 10 <sup>-7</sup>	1,30	1336
≥0,5	5,37 x 10 <sup>-14</sup>	3,42	5,67 x 10 <sup>-7</sup>	1,11	1098
<b>Curva média mais dois desvios padrões</b>					
Razão de tensões (R)	Estágio A		Estágio B		Ponto de transição entre o Estágio A / Estágio B (N/mm <sup>3/2</sup> )
	A <sup>3</sup>	m	A <sup>3</sup>	m	
<0,5	8,55 x 10 <sup>-14</sup>	3,42	1,93 x 10 <sup>-7</sup>	1,30	993
≥0,5	1,72 x 10 <sup>-13</sup>	3,42	7,48 x 10 <sup>-7</sup>	1,11	748

As leis de propagação de trincas recomendadas pela norma inglesa *BS-7910* para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa, operem ao ar livre ou em ambientes marinhos, com ou sem proteção catódica e a temperaturas até 20°C estão esquematizadas na Figura V.16.

<sup>2</sup> Para avaliações de metais soldados, a norma inglesa BS-7910 recomenda o uso da curva média mais dois desvios padrões e da razão de tensões maior ou igual a 0,5.

<sup>3</sup> Para da/dN em mm/ciclo e ΔK em N/mm<sup>3/2</sup>.

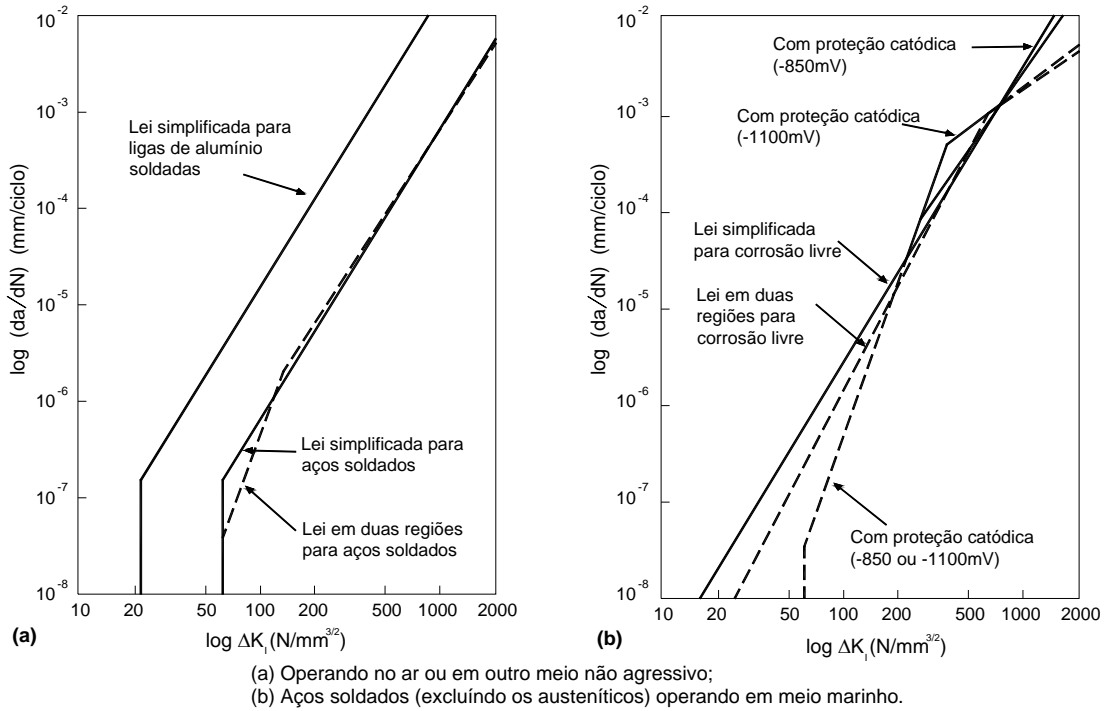


Figura V.16. Leis de propagação de trincas entre  $\log(da/dN)$  e  $\log(\Delta K_I)$  para aços de baixa tensão de escoamento.

Neste trabalho, consideram-se leis de propagação simplificadas para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa. Para estes que operem em ambientes marinhos a temperaturas até 20°C, são recomendados os parâmetros da lei de propagação como os da equação (V.22).

$$\begin{aligned}
 m &= 3 \\
 A &= 2,3 \times 10^{-12}
 \end{aligned}
 \tag{V.22}$$

## **CAPÍTULO VI - FERRAMENTA DE AVALIAÇÃO DE DEFEITOS À FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA**

O cálculo convencional de vida à fadiga admite que a estrutura não apresenta inicialmente concentradores de tensões como trincas. Entretanto, a montagem e a operação do *riser* rígido, eventualmente, introduzem defeitos. Estes *risers* devem ser avaliados quanto ao comprometimento de sua função e à necessidade de reparo.

A abordagem convencional não informa separadamente as contribuições relativas ao tempo de iniciação e ao tempo de propagação da trinca em fadiga. Isto dificulta a compreensão da influência de entalhes e de trincas na vida em fadiga de *risers*.

A Mecânica da Fratura permite caracterizar as propriedades de propagação de trincas por fadiga dos materiais. A norma inglesa *BS-7910* apresenta o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia (*ECA*). Este conceito fornece as condições para se calcular a vida em fadiga de estruturas metálicas utilizando a Mecânica da Fratura.

Neste trabalho, emprega-se o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia, descrito no Capítulo anterior, para o desenvolvimento de uma metodologia de verificação da influência da presença de defeitos identificados em um *riser* rígido. Esta metodologia é uma ferramenta para auxiliar a decisão de aceitação, ou de rejeição, ou de reparo de um defeito para que o mesmo não comprometa o desempenho do *riser* rígido.

O método de avaliação de fadiga pela Mecânica da Fratura é implementado em uma ferramenta computacional desenvolvida em linguagem de programação FORTRAN 95 (*CHAPMAN*). É gerada uma interface em linguagem DELPHI (*SWAN*) para facilitar o uso desta ferramenta.

## VI.1 Procedimento normal de avaliação da resistência à fratura

O método de **nível 2** de avaliação da resistência à fratura é o procedimento normal de avaliação baseado em princípios de Mecânica da Fratura. Esta avaliação é realizada no início de cada ciclo de aplicação dos históricos de tensões às trincas. Caso se verifique a fratura, a análise de vida restante à fadiga é interrompida.

O procedimento normal realizado por meio do diagrama de avaliação de falha (*FAD – Failure Assessment Diagram*) é relativo a defeitos planares. Considera-se que o modo de falha seja o modo I, ou seja, o carregamento é de tração e o deslocamento das superfícies da trinca é perpendicular as mesmas.

Para a avaliação de um defeito são necessárias as propriedades: as tensões limites de escoamento,  $\sigma_{YS}$ , e de ruptura,  $\sigma_U$ , e o módulo de elasticidade,  $E$ , relativo ao material em que o mesmo está presente. Conhecidas estas propriedades do metal de base e do metal de solda, adotam-se os menores valores como sendo as propriedades da zona termicamente afetada.

No eixo das ordenadas do diagrama está a razão de fratura,  $K_r$ , razão entre os parâmetros de Mecânica da Fratura para as condições aplicadas e para as que levam à fratura. Portanto, a razão de fratura é calculada pela razão entre o fator de intensidade de tensão e a tenacidade à fratura conforme a equação (VI.1).

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad (\text{VI.1})$$

O fator de intensidade de tensão para o nível 2 é calculado de forma geral pela equação (VI.2).

$$K_I = (Y_I \sigma) \sqrt{(\pi a)} \quad (\text{VI.2})$$

Na equação (VI.2), o termo  $a$  representa comprimento da trinca e o termo  $Y_I \sigma$  representa a soma das contribuições das tensões primárias,  $(Y_I \sigma)_p$ .

São necessárias as tensões as primárias,  $P_m$  e  $P_b$ , derivadas dos esforços normais e dos momentos fletores conforme a representação esquemática da distribuição de tensões na seção transversal apresentada na Figura V.3.

No eixo das abscissas do diagrama está a razão de carregamento,  $L_r$ , razão entre os parâmetros de Mecânica da Fratura para as condições aplicadas e para as que levam ao colapso plástico. Portanto, a razão de carregamento é calculada pela razão entre a tensão de referência e a tensão de escoamento conforme a equação (VI.3).

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{YS}} \quad (VI.3)$$

A tensão de referência,  $\sigma_{ref}$ , é obtida para diversas situações de distribuição de tensões. O limite  $L_{rmax}$  é estabelecido para evitar um colapso plástico localizado e é definido pela equação (VI.4).

$$L_{rmax} = \frac{\sigma_{YS} + \sigma_U}{2\sigma_{YS}} \quad (VI.4)$$

Conforme as informações disponíveis sobre a curva tensão-deformação do material, a avaliação de **nível 2** da resistência à fratura se divide em dois subníveis: **nível 2A** e **nível 2B**.

O **nível 2A** não necessita de dados de tensão-deformação, pois utiliza um diagrama FAD generalizado. A avaliação da resistência à fratura pelo **nível 2B** é apropriada para metais de base e metais de solda. Esta avaliação conduz a resultados mais precisos que a do nível 2A, entretanto requer uma curva tensão-deformação a uma temperatura específica.

Neste trabalho é considerado que as curvas tensão-deformação dos metais de base e metais de solda a uma temperatura específica podem não estar disponíveis para a análise, portanto adota-se o **nível 2A** de avaliação da resistência à fratura.

A Figura VI.1 apresenta a curva de aceitação do um diagrama FAD do nível 2A e os limites dos aços de liga leve, doces e austeníticos. A equação que descreve a curva de aceitação do diagrama FAD de nível 2A é equação (VI.5).

$$K_r^{\text{FAD2A}} = \begin{cases} (1 - 0,14L_r^2) [0,3 + 0,7e^{(-0,65L_r^6)}], & \text{para } (L_r \leq L_{r\text{max}}) \\ 0, & \text{para } (L_r > L_{r\text{max}}) \end{cases} \quad (\text{VI.5})$$

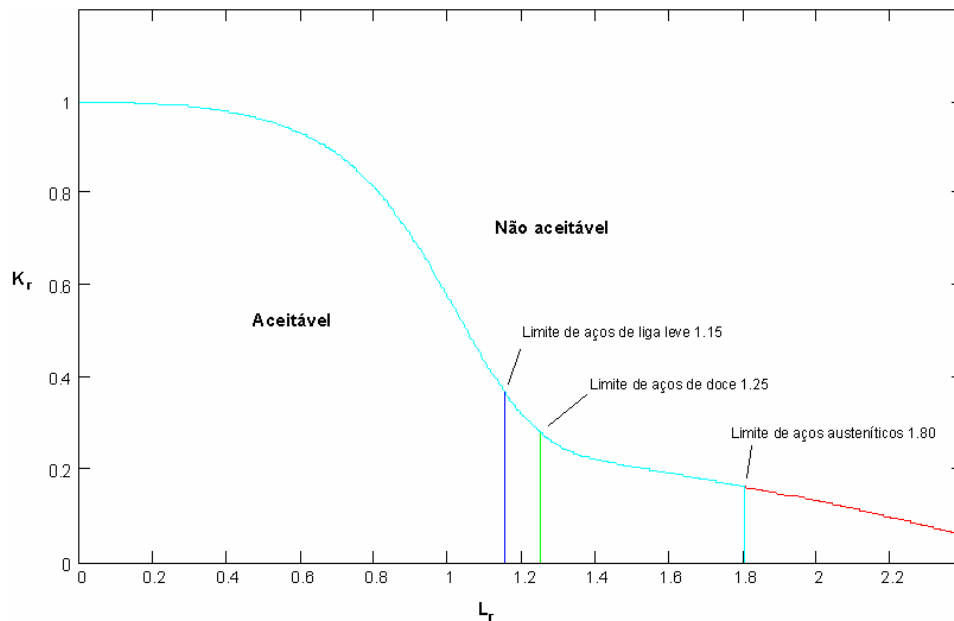


Figura VI.1. Diagrama de avaliação de falha (FAD) do nível 2A.

Os cálculos relativos a um defeito fornecem as coordenadas de um ponto no diagrama FAD. A posição deste ponto em relação a curva de aceitação determina o resultado da avaliação do defeito.

Observa-se que alguns casos de defeitos superficiais ou de defeitos internos podem ser inicialmente considerados como não aceitáveis por instabilidade plástica do ligamento remanescente. Entretanto, esta observação de falha do ligamento remanescente não é necessariamente crítica. O defeito pode ser recategorizado como defeito vazante ou como defeito superficial e reavaliado.

Os métodos dos níveis de avaliação da resistência à fratura permitem avaliar um defeito diretamente. Pode-se calcular iterativamente o valor limite de um parâmetro como uma dimensão do defeito, a tensão aplicada ou a tenacidade à fratura do material.

O valor limitante pode ser obtido analiticamente ou iterativamente baseado na curva de aceitação do FAD.

O fluxograma deste método está apresentado na Figura VI.2.

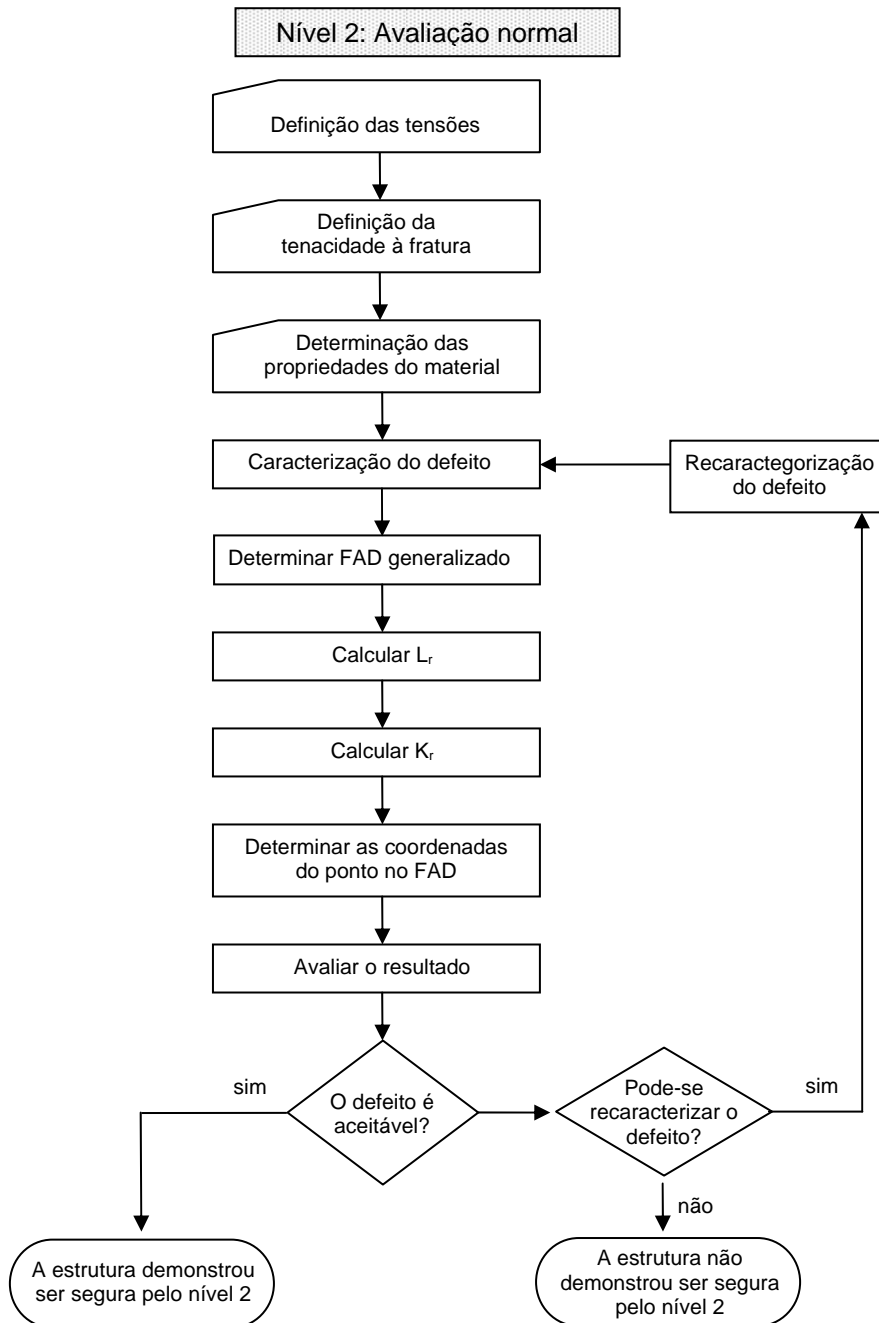











Figura VI.2. Fluxograma do nível 2 de avaliação.

## VI.2 Domínio de validade do método de avaliação










Para o método de avaliação de fadiga ser aplicado a um caso de trinca de uma estrutura, as relações entre as dimensões da estrutura devem estar contidas no domínio de validade das expressões apresentadas na norma inglesa *BS-7910*. A Tabela VI.1 apresenta os casos em que estas relações devem ser verificadas.

Tabela VI.1. Casos de trincas selecionados nos quais se verificam as relações entre as dimensões da estrutura para o domínio do método de avaliação.

Casos		Domínio
	<b>Caso 1</b> Trincas internas em cilindros	-
	<b>Caso 2</b> Trincas superficiais externas orientadas axialmente	$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25$
	<b>Caso 3</b> Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente	
	<b>Caso 4</b> Trincas superficiais externas orientadas circumferencialmente	-
	<b>Caso 5</b> Trincas superficiais externas longas orientadas circumferencialmente	-
	<b>Caso 6</b> Trincas superficiais internas orientadas axialmente	$0,10 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25$
	<b>Caso 7</b> Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente	
	<b>Caso 8</b> Trincas superficiais internas orientadas circumferencialmente	$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,2$
	<b>Caso 9</b> Trincas superficiais internas longas orientadas circumferencialmente	

Para os nove casos apresentados, as relações entre as possíveis dimensões das trincas e as da estrutura também devem estar contidas no domínio de validade do método segundo a norma inglesa *BS-7910*, conforme apresenta a Tabela VI.2.

Tabela VI.2. Relações entre as possíveis dimensões das trincas e as da estrutura para o domínio do método de avaliação.

<b>Domínio de Validade dos Casos</b>			
	<b>Caso 1</b>	$\frac{a}{B'} < 0,625 \left( \frac{a}{c} + 0,6 \right)$ , para $0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,1$	
Trincas internas em cilindros		$0 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$	$-\pi \leq \theta \leq \pi$ $\frac{2c}{W} < 0,5$
	<b>Caso 2</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	$\frac{2c}{W} \leq 0,15$ $0,05 \leq \frac{a}{c} \leq 1,0$
Trincas superficiais externas orientadas axialmente			
	<b>Caso 3</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	
Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente			
	<b>Caso 4</b>	$\frac{a}{B} < 1,0$ , para $0,1 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$ (Domínio I)	$0 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$
		$\frac{a}{B} < 1,25 \left( \frac{a}{c} + 0,6 \right)$ , para $0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,1$ (Domínio II)	$0 \leq \theta \leq \pi$
Trincas superficiais externas orientadas circumferencialmente			
	<b>Caso 5</b>	$0 < \frac{a}{B} < 1,0$	
Trincas superficiais externas longas orientadas circumferencialmente			
	<b>Caso 6</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	$\frac{2c}{W} \leq 0,15$ $0,05 \leq \frac{a}{c} \leq 1,0$
Trincas superficiais internas orientadas axialmente			
	<b>Caso 7</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	
Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente			
	<b>Caso 8</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	$0,1 \leq \frac{a}{c} \leq 1$
Trincas superficiais internas orientadas circumferencialmente			
	<b>Caso 9</b>	$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$	
Trincas superficiais internas longas orientadas circumferencialmente			

### VI.3 Variações de tensões

Normalmente um *riser* rígido é modelado como um pórtico espacial, apresentando esforço normal, momento fletor em  $y$  e momento fletor  $z$ . Os carregamentos ambientais atuantes são aleatórios e induzem variações ao longo do tempo nos históricos de esforços normais e de momentos fletores em  $y$  e em  $z$ .

A pressão interna atuante é considerada constante em função da profundidade de lâmina de água e constante em função do tempo. A pressão externa atuante no *riser* é variável em função da profundidade de lâmina de água, mas constante em função do tempo. Portanto, a diferença entre as pressões externa e interna é considerada variável em função da profundidade de lâmina de água, mas constante em função do tempo.

As tensões longitudinais são compostas por contribuições da diferença entre as pressões externa e interna, do esforço normal e dos momentos fletores em  $y$  e em  $z$ . Portanto, estas tensões são variáveis ao longo do tempo e induzem à fratura por fadiga pelo modo I de carregamento nas trincas orientadas circunferencialmente.





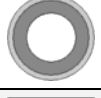




As tensões transversais são compostas pela contribuição da diferença entre as pressões externa e interna. Logo, estas tensões são constantes ao longo do tempo e não induzem à fratura por fadiga pelo modo I de carregamento nas trincas orientadas axialmente.

Desta forma, os casos de trincas orientadas axialmente, superficiais externas curtas, **caso 2**, e longas, **caso 3**, e superficiais internas curtas, **caso 6**, e longas, **caso 7**, não são induzidos à fratura por fadiga por tensões transversais constantes ao longo do tempo.

As trincas internas, **caso 1**, são consideradas orientadas circunferencialmente e induzidas à fratura por fadiga pelo modo I de carregamento pelas tensões longitudinais variáveis ao longo do tempo.

A Tabela VI.3 apresenta um resumo de fadiga pelo modo I de carregamento para os casos selecionados de trincas em *risers* rígidos.

Tabela VI.3. Resumo de fadiga pelo modo I de carregamento para os casos selecionados de trincas em *risers* rígidos.

Casos		Proporção	Orientação da trinca	Fadiga pelo modo I de carregamento	
	<b>Caso 1</b>	Trincas internas	Curtas	Axial	Não
				Circunferencial	Sim
	<b>Caso 2</b>	Trincas superficiais externas	Curtas	Axial	Não
	<b>Caso 3</b>				
	<b>Caso 4</b>	Trincas superficiais externas	Curtas	Circunferencial	Sim
	<b>Caso 5</b>		Longas		
	<b>Caso 6</b>	Trincas superficiais internas	Curtas	Axial	Não
	<b>Caso 7</b>		Longas		
	<b>Caso 8</b>	Trincas superficiais internas	Curtas	Circunferencial	Sim
	<b>Caso 9</b>		Longas		

#### VI.4 Lei de propagação de trincas

Conforme mencionado anteriormente, adota-se a lei de propagação simplificada de parâmetros definidos na equação (VI.6) para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa, que operem em ambientes marinhos a temperaturas até 20°C.

$$m = 3$$

$$A = 2,3 \times 10^{-12} \quad (\text{VI.6})$$

Sendo um *riser* rígido composto por dutos emendados por soldas de topo, a norma inglesa *BS-7910* recomenda considerar a razão de tensões como maior ou igual a 0,5.

Para trincas internas e superficiais, determinam-se os fatores de intensidade de tensões nos extremos de ambos os eixos de uma elipse idealizada. A propagação de uma trinca plana pela Mecânica da Fratura considera a mesma lei de propagação para ambas as direções.

### VI.5 Propagação de defeitos

No caso de fadiga, um defeito inicial se propaga quando submetido a carregamentos variáveis. As suas dimensões aumentam conforme a teoria da Mecânica da Fratura. A taxa de crescimento de trincas é dependente da variação do fator de intensidade de tensões.

O fator de intensidade de tensão é uma combinação das dimensões da trinca, das tensões atuantes e dos fatores de majoração das intensidades das tensões devidas aos esforços normais e aos momentos fletores,  $M_m$  e  $M_b$ , respectivamente. Esta combinação não é linear, pois os fatores de majoração das intensidades das tensões também são funções das dimensões das trincas.

Em um ciclo, o cálculo da variação do fator de intensidade de tensões deve considerar as situações inicial e final. Portanto, os fatores de majoração das intensidades das tensões devem ser recalculados para as novas dimensões ao final de um ciclo. Este procedimento é facilmente implementado para um carregamento variável de amplitude constante.

Nos casos de carregamentos ambientais, a ordem de ocorrência dos esforços não é única e apresenta um caráter aleatório. Estes carregamentos são considerados estacionários durante um período de tempo de três horas. Este período de tempo é denominado **estado de mar**.

Um estado de mar é determinado por parâmetros estatísticos que representam as condições ambientais de onda, corrente e vento através de suas intensidades e direções. O período estimado para que determinado estado de mar se repita é denominado **tempo de recorrência**.

Em análises de fadiga, são considerados estados de mar frequentes ou com período de recorrência de até um ano. Observa-se que um ano pode ser dividido em 2920 intervalos de três horas. São registradas as ocorrências de cada estado de mar durante o período de um ano. A partir destes registros, são calculados os percentuais de ocorrência destes de estados de mar.

A aplicação de séries de esforços oriundas de carregamentos ambientais para a análise de propagação de trincas é realizada considerando os respectivos percentuais de ocorrência. Isto é consequência da característica aleatória dos carregamentos ambientais na qual não existe uma única seqüência representativa.

É adotado um período de aplicação das séries de esforços ambientais durante o qual se admite que as dimensões da trinca permaneceram constantes. Neste período são identificados os ciclos de variação do fator de intensidade de tensões através do método RAINFLOW de contagem de ciclos.

Para os ciclos identificados do fator de intensidade de tensões, determinam-se as taxas de crescimento de trincas através da lei de propagação. Cada taxa de crescimento gera um acréscimo nas dimensões de uma trinca. O somatório destes acréscimos resulta na propagação das dimensões da trinca. A lei de propagação empregada é definida para estruturas sem proteção catódica e em ambientes marinhos.

Após este período, os fatores de majoração das intensidades das tensões são atualizados. Este período é denominado período de atualização das variáveis. Desta forma, a ordem dos esforços atuantes não é considerada e a propagação das dimensões de uma trinca é calculada para tempos discretos equivalentes a múltiplos do período de atualização.

A propagação de um defeito é acompanhada ao registrar as dimensões do mesmo ao longo do tempo. O tempo total de propagação é obtido quando o defeito atinge uma situação de falha. São consideradas para um defeito como situações de falha: tornar-se vazante; o fator de intensidade de tensões atingir a tenacidade à fratura do material e à falha pela combinação de fatores de plasticidade e de tensão atuante. Esta última situação de falha é verificada pelo diagrama de avaliação de falha do nível 2A.

Durante a propagação da trinca, as relações entre suas dimensões e as da estrutura devem ser verificadas quanto ao atendimento às condições do domínio de validade das equações apresentadas na norma inglesa *BS-7910*.

Em alguns casos, os defeitos inicialmente atendem a estas condições e após determinado tempo de propagação não atendem mais. Como estes defeitos não atingiram as condições de falha, é razoável prever que o tempo total de propagação deve ser maior que o tempo propagado até o momento.

Entretanto, não existem fórmulas disponíveis para se considerar a propagação além dos limites do método. A interpretação destes casos restringe-se a considerar que o tempo propagado até o momento é igual ao tempo total de propagação.

A diferença entre o tempo total de propagação e o tempo propagado até o momento é caracterizada como a vida restante ou vida remanescente.

## **VI.6 Testes com defeitos iniciais**

Para exemplificação dos conceitos apresentados, estuda-se o comportamento de trincas em *risers* rígidos a partir da propagação de defeitos iniciais selecionados. Analisam-se trincas cujas dimensões estão contidas dentro do domínio de validade das fórmulas da norma inglesa *BS-7910*.

Considera-se para estudo um *riser* rígido cuja seção transversal está apresentada na Figura VI.3. O *riser* é de aço API-X60, tem com diâmetro externo de 10” (25,4 cm) e espessura de referência de 0,875” (2,2 cm). Segundo *SOUZA*, a

tenacidade à fratura considerada para o aço API-X60 sem deformações plásticas anteriores é igual a  $49 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ .

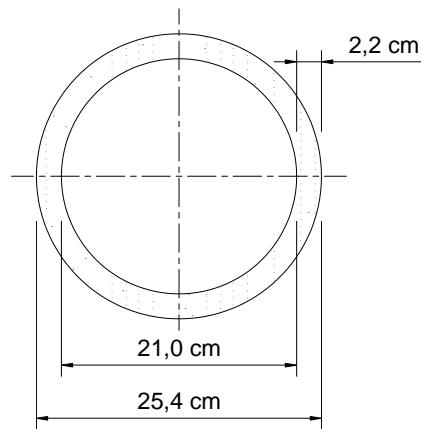


Figura VI.3. Seção transversal do *riser* rígido selecionado.

As relações entre as dimensões da estrutura devem estar contidas no domínio de validade conforme a Tabela VI.1. A relação entre a espessura e o raio interno é calculada na equação (VI.7) para o *riser* selecionado.

$$\frac{B}{r_i} = \frac{2,2 \text{ cm}}{10,5 \text{ cm}} = 0,21 \quad (\text{VI.7})$$

Como a relação entre a espessura e o raio interno é maior que 0,2 para o *riser* selecionado, o método de avaliação de fadiga não pode ser aplicado aos casos de trincas superficiais internas curtas, **caso 8**, e longas, **caso 9**, orientadas circunferencialmente.

Para os casos de trincas orientadas circunferencialmente, as relações entre as dimensões da estrutura e as relações entre as possíveis dimensões das trincas e as da estrutura são verificadas como contidas no domínio de validade do método para os casos de trincas internas, **caso 1**, trincas superficiais externas curtas, **caso 4**, e longas, **caso 5**.

São escolhidas possíveis combinações de dimensões de defeitos iniciais para avaliar o tempo de propagação e o tempo restante de uma trinca. A fim de simplificar as análises de trincas internas, considera-se a mesma profundidade, 5 mm, para os defeitos

iniciais. Na Tabela VI.4 são descritas as dimensões iniciais consideradas para trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**.

Tabela VI.4. Trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.

Defeitos iniciais	Dimensões dos defeitos iniciais (mm)		
	Largura (2c)	Altura (2a)	Profundidade (p)
1	0,997	0,078	5,000
2	0,988	0,156	5,000
3	0,972	0,233	5,000
4	0,951	0,309	5,000
5	0,924	0,383	5,000
6	0,891	0,454	5,000
7	0,853	0,522	5,000
8	0,809	0,588	5,000
9	0,760	0,649	5,000
10	0,707	0,707	5,000
11	0,649	0,760	5,000
12	0,588	0,809	5,000
13	0,522	0,853	5,000
14	0,454	0,891	5,000

A Figura VI.4 apresenta as formas elípticas das trincas internas representadas por pares de pontos largura por altura. A Figura VI.5 apresenta as trincas internas representadas somente pelos pontos cujas coordenadas representam suas larguras e alturas.

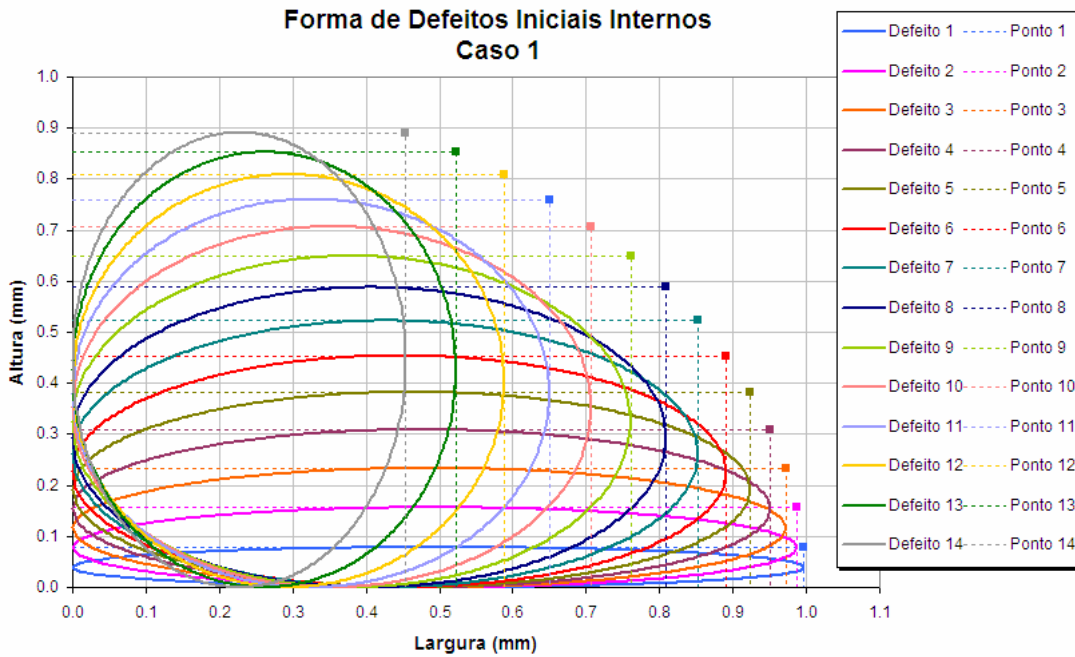


Figura VI.4. Forma dos defeitos iniciais considerados para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.

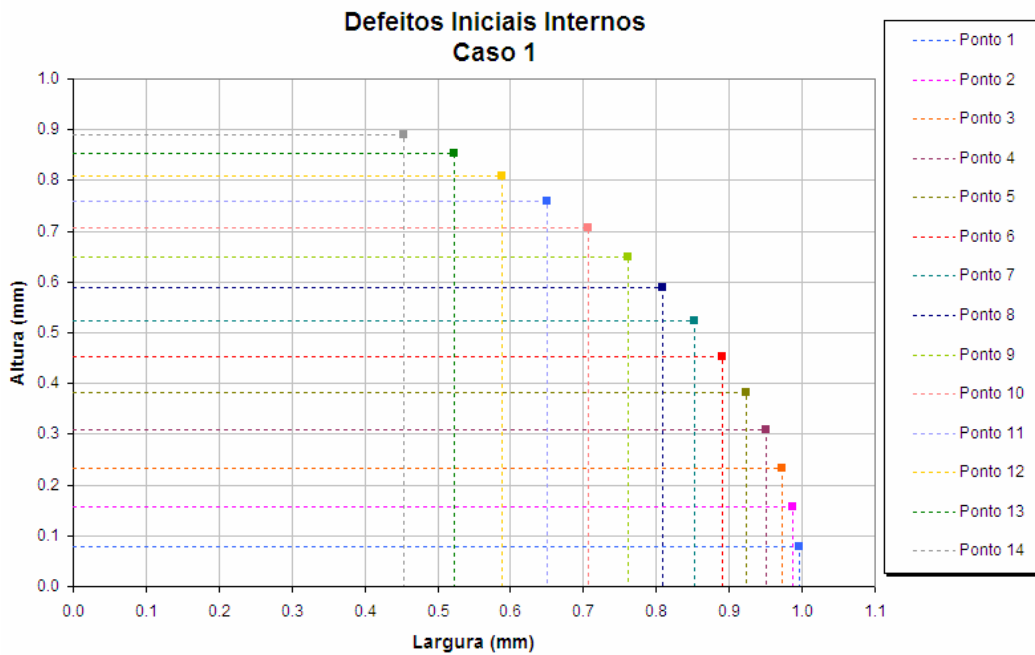


Figura VI.5. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.

Na Tabela VI.5 são descritas as dimensões iniciais utilizadas para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, **caso 4**. A Figura VI.6 apresenta as formas semi-elípticas das trincas superficiais e suas respectivas representações por pares de pontos largura e altura.

Tabela VI.5. Trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4.

Defeitos iniciais	Dimensões dos defeitos iniciais (mm)	
	Largura (2c)	Altura (a)
1	0,997	0,078
2	0,988	0,156
3	0,972	0,233
4	0,951	0,309
5	0,924	0,383
6	0,891	0,454
7	0,853	0,522
8	0,809	0,588
9	0,760	0,649
10	0,707	0,707

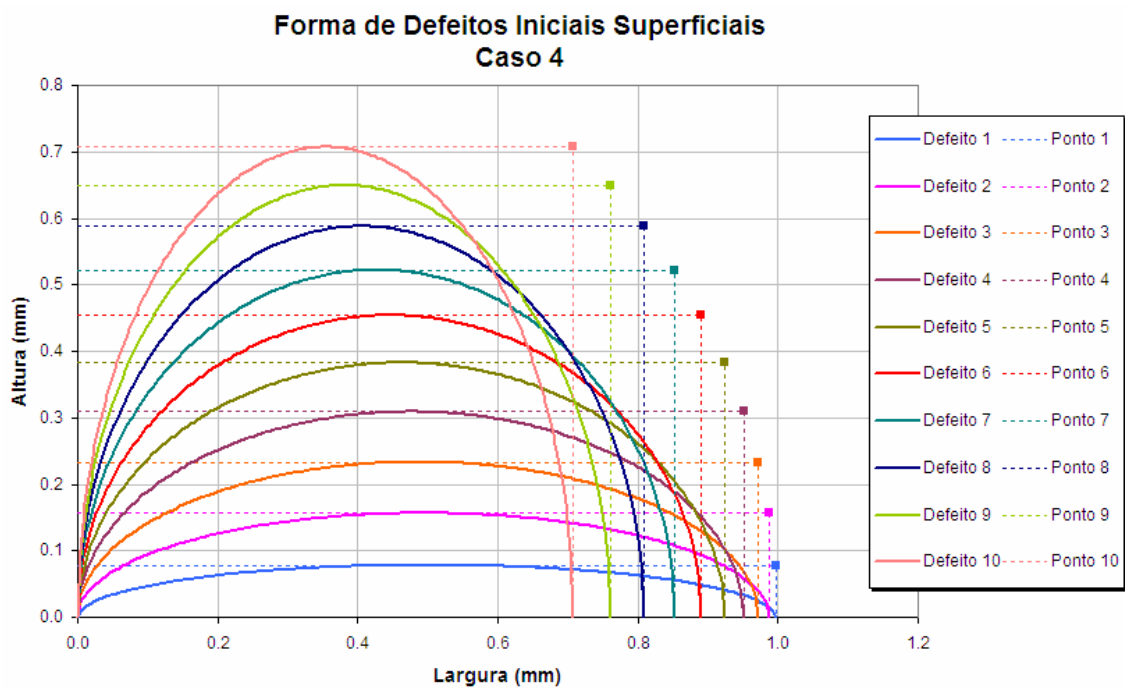


Figura VI.6. Forma de defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4.

A Figura VI.7 apresenta as formas semi-elípticas das trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente representadas somente por pares de pontos largura e altura.

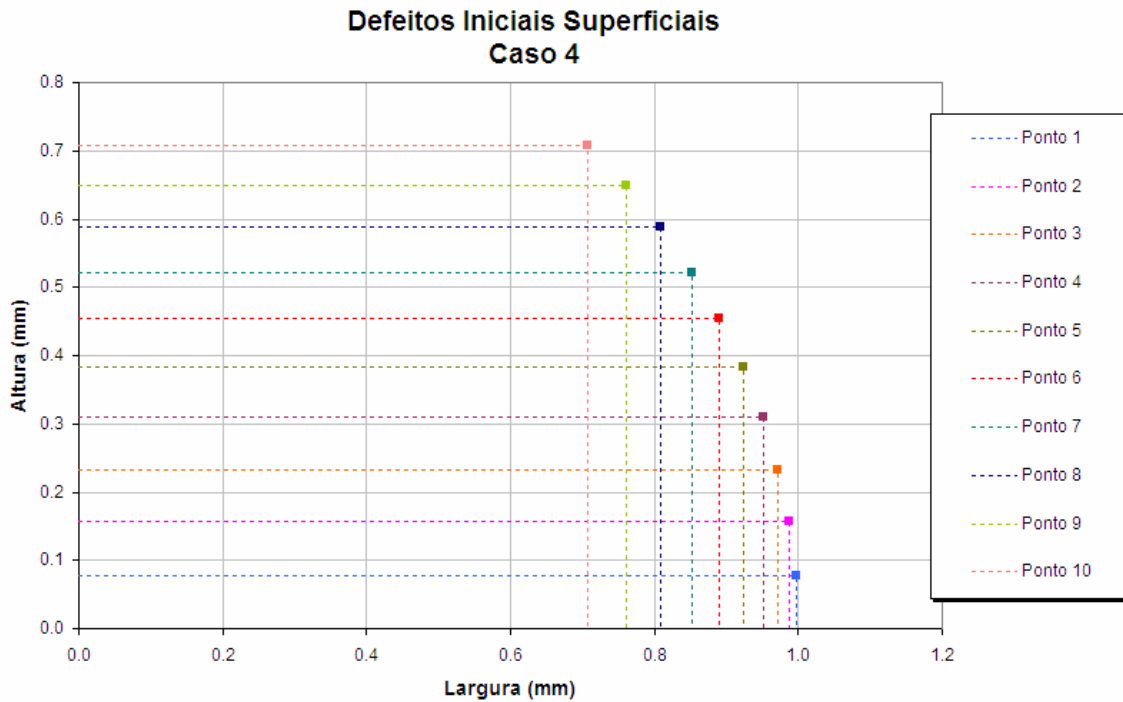


Figura VI.7. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4

Na Tabela VI.6 são descritas as dimensões iniciais consideradas para as trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, **caso 5**.

A Figura VI.8 apresenta as formas das trincas superficiais longas representadas por retas paralelas cujos pontos dependem da altura e independem da largura. As formas das trincas superficiais longas para os casos analisados podem ser unicamente caracterizadas por suas alturas.

Tabela VI.6. Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5.

Defeitos iniciais	Dimensões dos defeitos iniciais (mm)
	Altura (a)
1	0,078
2	0,156
3	0,233
4	0,309
5	0,383
6	0,454
7	0,522
8	0,588
9	0,649
10	0,707
11	0,760
12	0,809
13	0,853
14	0,891
15	0,924
16	0,951
17	0,972
18	0,988
19	0,997

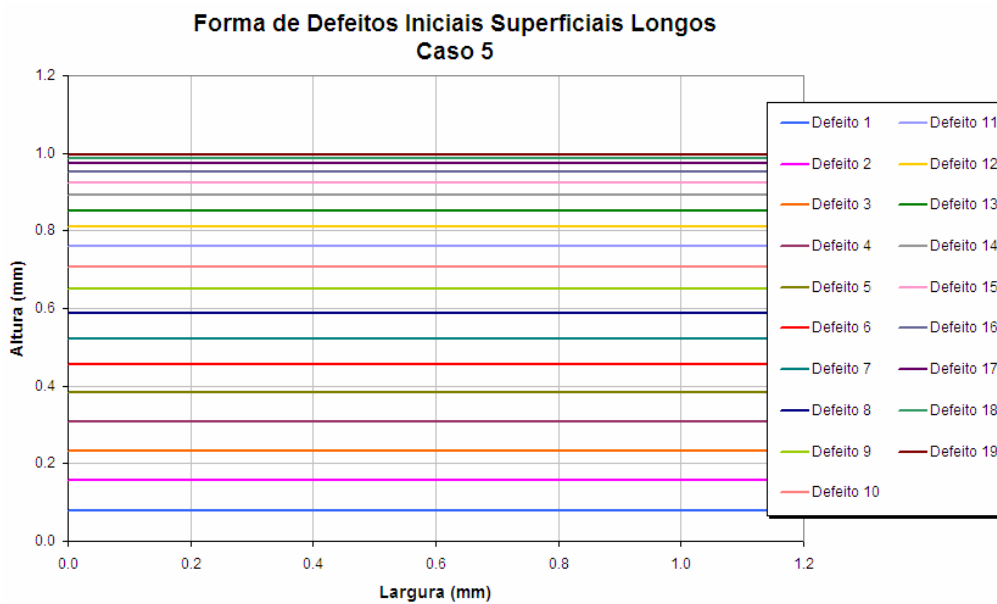


Figura VI.8. Dimensões dos defeitos iniciais considerados para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5.

Aplica-se ao riser rígido de (10<sup>3</sup>) um carregamento de esforço normal variável com amplitude constante de 100 kN e período de 50 segundos. O carregamento normal variável de amplitude constante produz uma variação das tensões longitudinais e não induz a tensões tangenciais. Na Figura VI.9, este carregamento é representado pelo histórico de esforço normal.

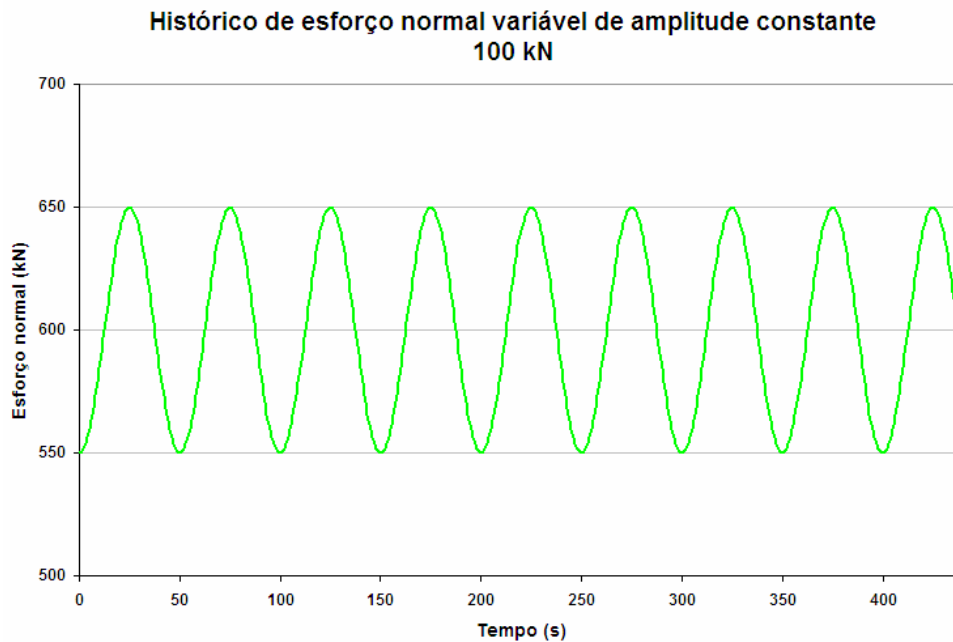


Figura VI.9. Histórico de carregamento de esforço normal variável com amplitude constante de 100 kN.

O método convencional avalia a vida útil à fadiga pelo acúmulo de dano por faixa de ciclo de tensões para as curvas de variação de tensão por número de ciclos consideradas, conforme a norma norueguesa *DNV-RP-C203*.

As curvas de variação de tensão por números de ciclos são utilizadas conforme as descrições correspondentes. São consideradas as curvas S-N no mar com proteção catódica, EPC, e sem proteção catódica ou corrosão livre, EFC. A Tabela VI.7 apresenta os parâmetros e as descrições de curvas S-N referentes ao metal soldado utilizado no mar.

Tabela VI.7. Parâmetros das curvas S-N consideradas.

Parâmetros das curvas S-N consideradas				
Curva	Trecho	Parâmetros		Descrição
		Log A	M	
<b>EPC</b>	<b>1</b> (até $10^6$ ciclos)	11,610	3,0	Metal soldado, no mar, com proteção catódica
	<b>2</b> (superior a $10^6$ ciclos)	15,350	5,0	
<b>EFC</b>	<b>1</b> (todos os ciclos)	11,533	3,0	Metal soldado, no mar, sem proteção catódica

Na Tabela VI.8 são apresentadas as vidas à fadiga do riser rígido (10") calculadas através das curvas S-N consideradas na análise convencional para o carregamento de esforço normal variável com amplitude constante de 100 kN.

Tabela VI.8. Vida à fadiga pela análise convencional.

Variação de esforço normal	Variação de tensão longitudinal	Curva S-N			
		EPC		EFC	
		Número de ciclos	Vida (Anos)	Número de ciclos	Vida (Anos)
100 kN	6,2 MPa	2E+11	395969	1E+09	2300

A Figura VI.10 ilustra estes resultados de vida à fadiga pela análise convencional e o comportamento das curvas S-N no mar com proteção catódica, EPC, e no mar sem proteção catódica, EFC, em um gráfico com escalas logarítmicas.

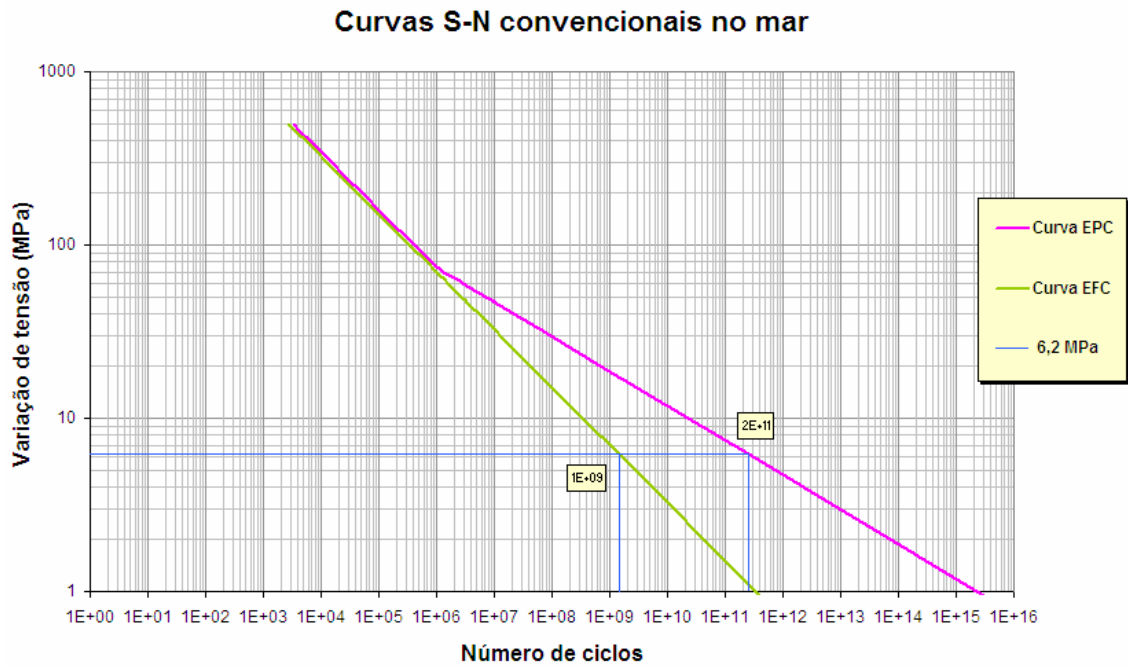


Figura VI.10. Curvas variação de tensão por número de ciclos (S-N) convencionais no mar.

As análises convencionais pelas curvas S-N não consideram a influência de trincas na vida à fadiga da estrutura. Complementam-se estas análises convencionais com a metodologia implementada pela Mecânica da Fratura.

São considerados os defeitos iniciais selecionados para os casos de trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**, e de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente curtas, **caso 4**, e longas, **caso 5**, respectivamente.

A ferramenta desenvolvida é verificada para o carregamento de esforço normal variável com amplitude constante quanto a combinação de carregamentos implementada.

São comparados os resultados obtidos para o tempo total de propagação por fadiga nas situações de aplicação única de 100% de ocorrência e da combinação de 40% e 60% de ocorrência. Os resultados idênticos obtidos confirmaram a correta combinação dos carregamentos em função dos percentuais de ocorrência na metodologia implementada.

Na Tabela VI.9 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10'') contendo inicialmente trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**.

A Figura VI.11 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

Tabela VI.9. Tempos totais de propagação por fadiga de um *riser* rígido em presença de trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)
	Variação de esforço normal de 100 kN
1	4649
2	3256
3	2774
4	2604
5	2610
6	2759
7	3071
8	3629
9	4488
10	
11	
12	
13	
14	

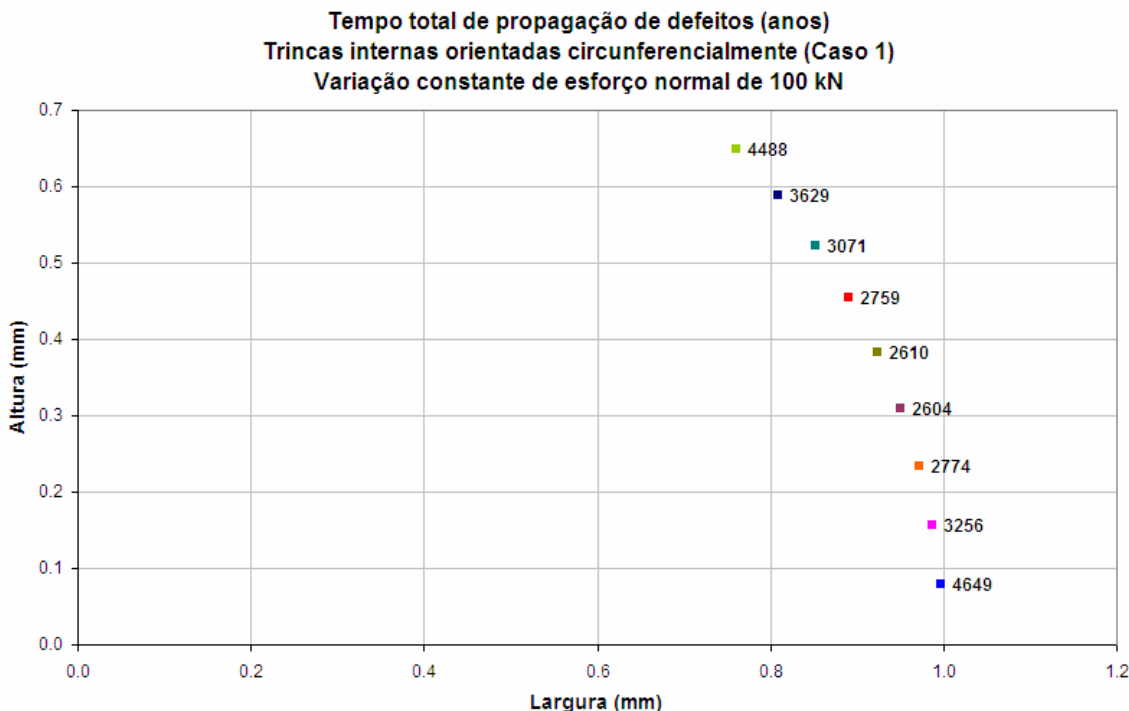


Figura VI.11. Tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

Na Tabela VI.10 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga pelo método da Mecânica da Fratura para o riser rígido (10'') contendo inicialmente trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, **caso 4**.

Tabela VI.10. Tempos totais de propagação por fadiga de um riser rígido em presença de trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)	
	Variação de esforço normal de 100 kN	
1	2376	
2	2017	
3	2255	
4	3058	
5	3801	
6	4039	
7	4416	
8	4934	
9	5620	
10	6539	

A Figura VI.12 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

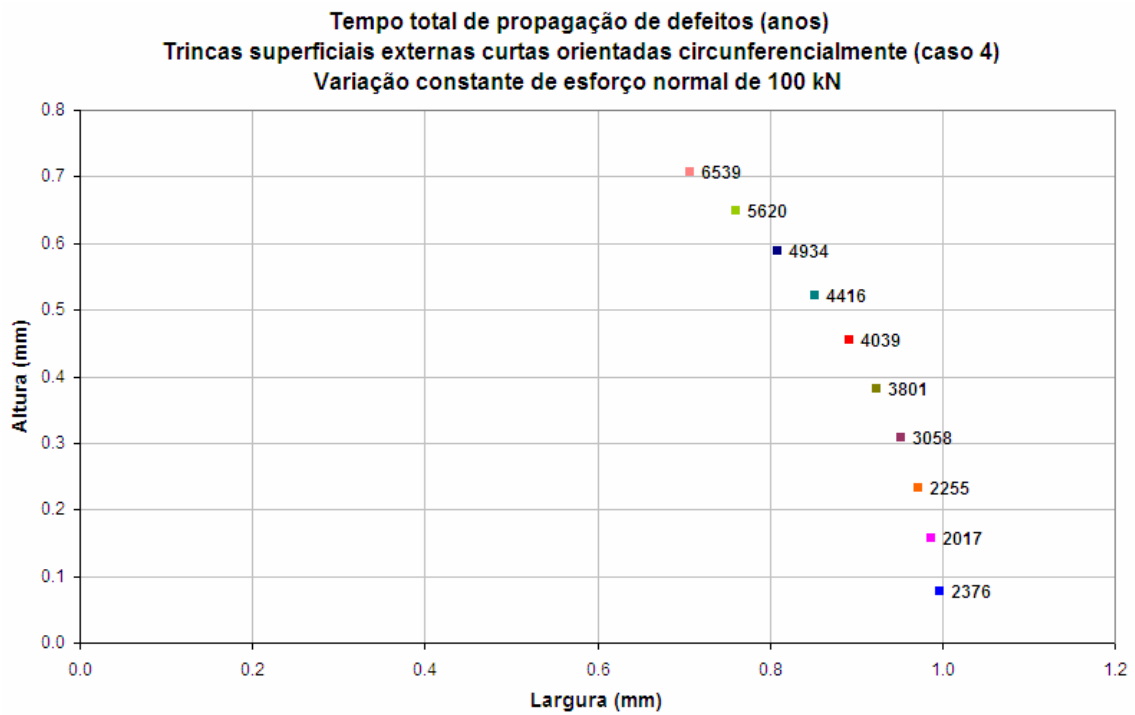


Figura VI.12. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

Na Tabela VI.11 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga pelo método da Mecânica da Fratura para o riser rígido (10'') contendo inicialmente trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, **caso 5**.

A Figura VI.13 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

Tabela VI.11. Tempos totais de propagação por fadiga de um riser rígido em presença de trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)
	Variação de esforço normal de 100 kN
1	5004
2	3371
3	2641
4	2206
5	1910
6	1694
7	1528
8	1398
9	1293
10	1207
11	1136
12	1078
13	1026
14	984
15	950
16	923
17	903
18	888
19	880

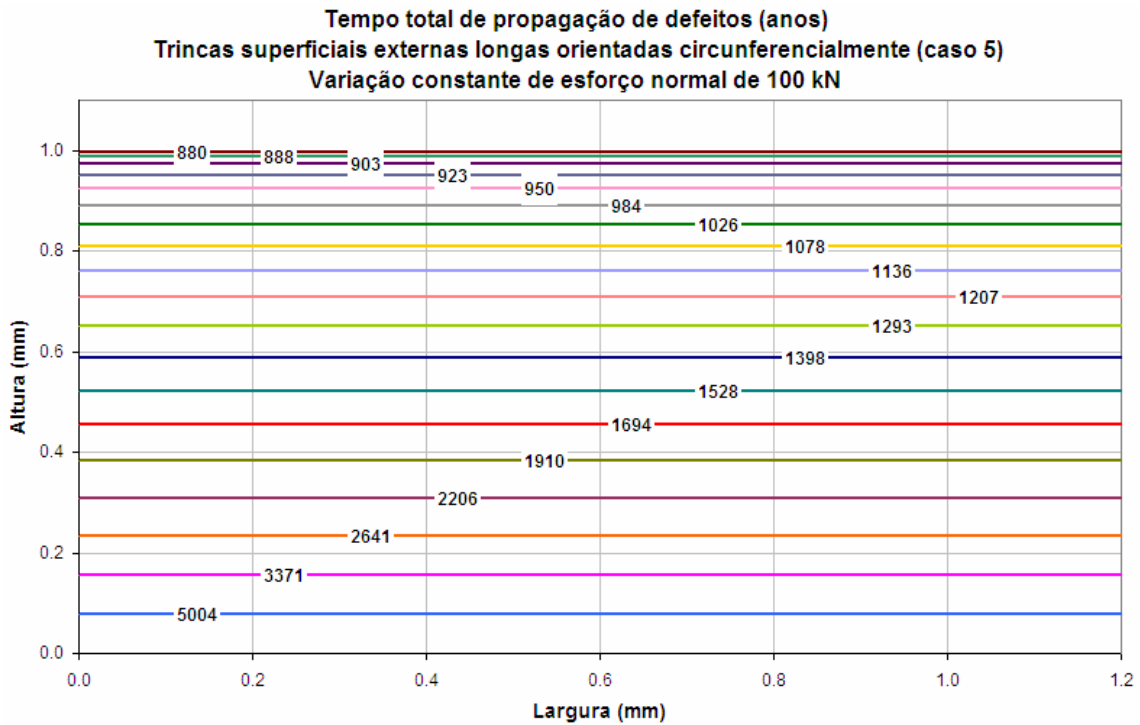


Figura VI.13. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

## VI.7 Construção das curvas de mesma vida

A propagação de uma trinca superficial externa curta é ilustrada na Figura VI.14 a partir de uma combinação de largura e altura denominada como defeito inicial 1 na Figura VI.6. São apresentadas as formas do defeito para nove instantes de sua propagação. Estes instantes selecionados são o inicial, os de vida restante múltipla de 300 anos e o final.

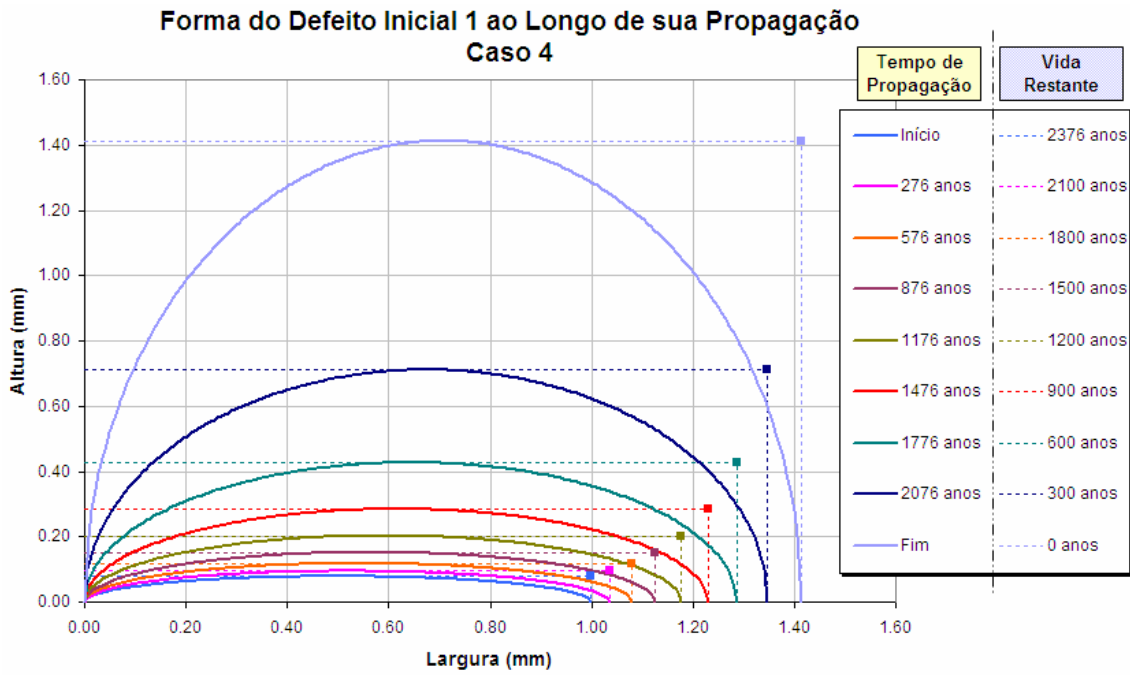


Figura VI.14. Forma do defeito inicial superficial 1 ao longo de sua propagação, caso 4.

A propagação de uma segunda trinca superficial externa curta é ilustrada na Figura VI.15 a partir de uma combinação de largura e altura denominada como defeito inicial 2 na Figura VI.6. São apresentadas as formas do defeito para oito instantes de sua propagação. Estes instantes selecionados são o inicial, os de vida restante múltipla de 300 anos e o final.

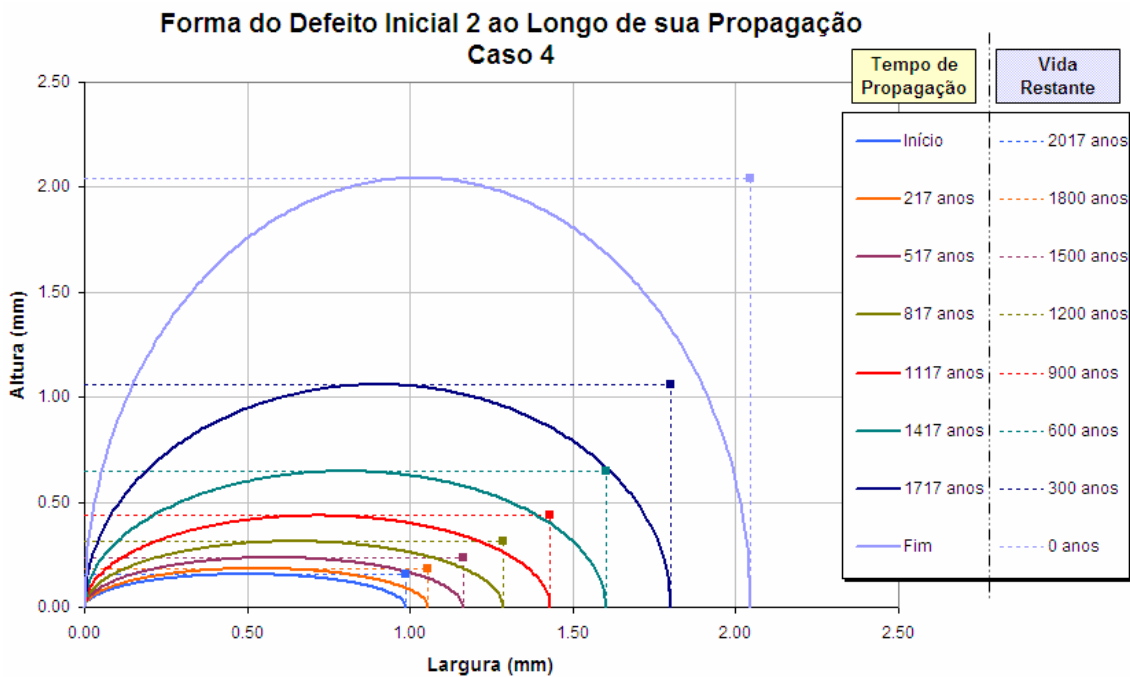


Figura VI.15. Forma do defeito inicial superficial 2 ao longo de sua propagação, caso 4.

Observando-se os comportamentos das propagações dos defeitos iniciais 1 e 2 ilustrados na Figura VI.14 e na Figura VI.15, respectivamente, verifica-se uma mudança de tendência do crescimento das dimensões dos defeitos. Esta mudança é justificada ao se observar na Tabela VI.2 a existência de duas regiões definidas como Domínio I e Domínio II.

As fórmulas que definem os fatores de majoração das intensidades das tensões devidas aos esforços normais e aos momentos fletores,  $M_m$  e  $M_b$ , são diferentes para o Domínio I e para o Domínio II.

O tempo total de propagação equivale à expectativa de vida restante de uma estrutura com defeitos.

As propagações dos dez defeitos iniciais ilustrados na Figura VI.6 e as larguras e alturas dos mesmos para as vidas restantes 0 e 300 anos são apresentadas na Tabela VI.12, para 600, 900, 1200, 1500 e 1800 anos na Tabela VI.13. As propagações dos dez defeitos iniciais são ilustradas na Figura VI.16.

Tabela VI.12. Curvas de propagação de defeitos iniciais superficiais para vidas restantes de 0 e 300 anos – Caso 4.

Defeito Inicial	Vida Restante 0 anos		Vida Restante 300 anos	
	Largura (mm)	Altura (mm)	Largura (mm)	Altura (mm)
1	1,413	1,413	1,348	0,711
2	2,045	2,045	1,802	1,060
3	3,523	3,523	2,807	1,840
4	13,427	13,426	8,318	5,599
5	232,934	21,837	47,137	7,887
6	274,947	20,827	62,768	3,689
7	295,392	20,462	97,872	2,645
8	326,376	19,959	153,898	2,168
9	376,294	19,374	230,248	1,894
10	447,298	17,463	329,707	1,716

Tabela VI.13. Curvas de propagação de defeitos iniciais superficiais para vidas restantes de 600, 900, 1200, 1500 e 1800 anos – Caso 4.

Defeito Inicial	Vida Restante 600 anos		Vida Restante 900 anos	
	Largura (mm)	Altura (mm)	Largura (mm)	Altura (mm)
1	1,287	0,427	1,229	0,285
2	1,600	0,647	1,430	0,435
3	2,290	1,128	1,903	0,761
4	5,655	3,053	4,092	1,919
5	20,233	4,643	11,187	3,056
6	24,732	2,797	13,133	2,193
7	33,554	2,222	16,771	1,893
8	46,056	1,931	21,816	1,731
9	62,153	1,751	28,358	1,624
10	83,241	1,628	37,118	1,546
Defeito Inicial	Vida Restante 1200 anos		Vida Restante 1500 anos	
	Largura (mm)	Altura (mm)	Largura (mm)	Altura (mm)
1	1,176	0,203	1,126	0,152
2	1,286	0,313	1,162	0,236
3	1,607	0,548	1,375	0,414
4	3,098	1,316	2,426	0,959
5	7,087	2,162	4,888	1,610
6	8,126	1,766	5,519	1,452
7	10,031	1,632	6,667	1,421
8	12,679	1,560	8,277	1,414
9	16,164	1,510	10,428	1,408
10	20,913	1,470	13,397	1,400
Defeito Inicial	Vida Restante 1800 anos			
	Largura (mm)	Altura (mm)		
1	1,079	0,118		
2	1,056	0,184		
3	1,189	0,323		
4	1,952	0,729		
5	3,574	1,245		
6	3,992	1,215		
7	4,750	1,249		
8	5,825	1,287		
9	7,280	1,316		
10	9,310	1,334		

A Figura VI.16 apresenta curvas de propagação de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente, caso 4, para o carregamento de esforços normais de variação constante igual a 100 kN.

Determinam-se dimensões intermediárias ao longo da propagação das trincas para as quais têm-se a mesma vida restante. Desta forma é possível analisar as curvas funções das dimensões das trincas que limitam a vida restante da estrutura.

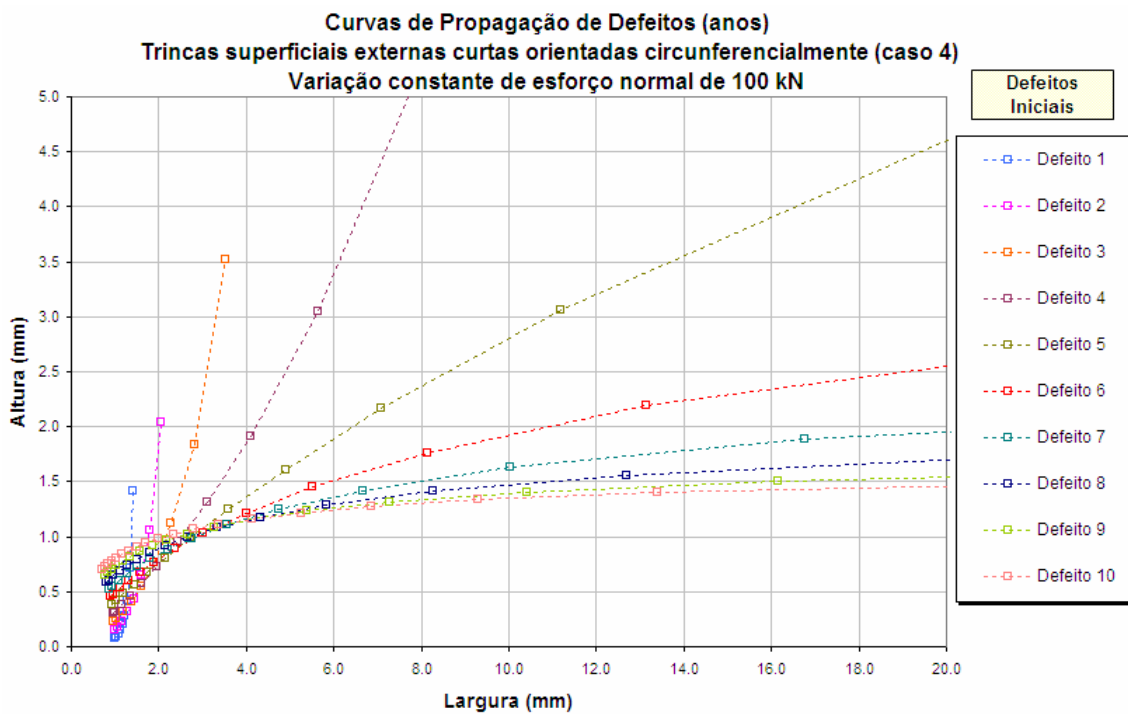


Figura VI.16. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

Na Figura VI.16, observa-se que os instantes que compõem as seqüências de pontos das propagações dos dez defeitos iniciais se apresentam próximos. Estes instantes representam as situações cuja vida restante é múltipla de 300 anos ao longo da propagação dos dez defeitos iniciais.

Esta proximidade entre os pontos que representam instantes de mesma vida restante induz a uma curva. Desta forma, então, definem-se as **curvas de mesma vida** como aquelas formadas por pontos cujas coordenadas são definidas pelas dimensões de defeitos que têm em comum a mesma vida restante.

A Figura VI.17 apresenta as curvas de propagação dos dez defeitos iniciais e as curvas de mesma vida restante de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente, caso 4, para o carregamento de esforços normais de variação constante igual a 100 kN.

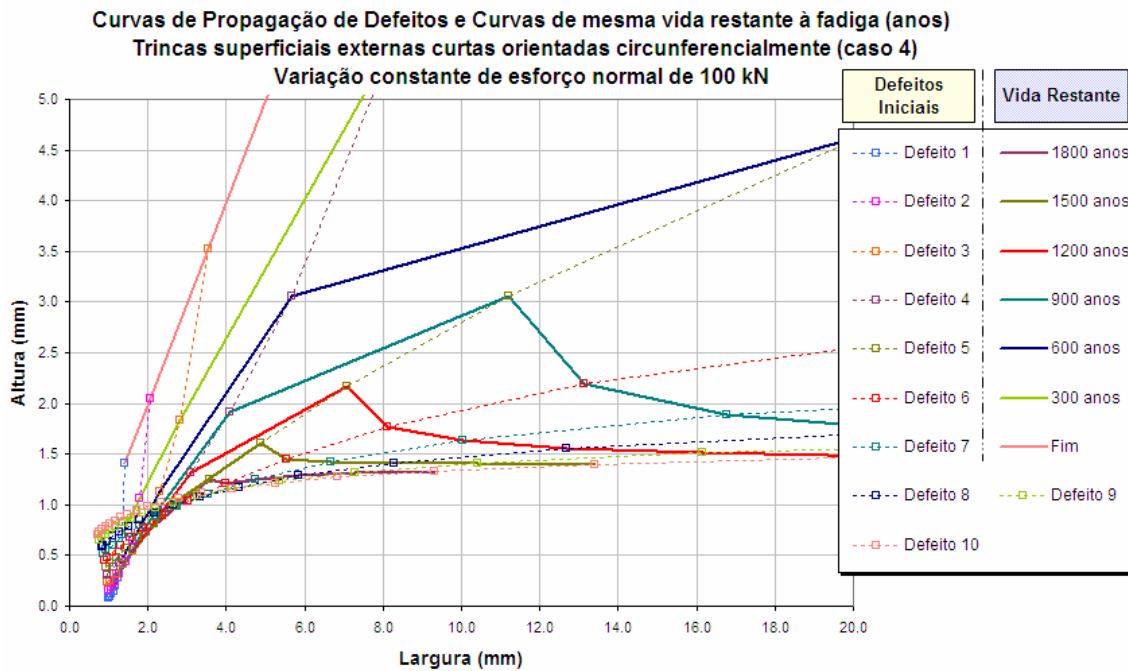


Figura VI.17. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

As áreas delimitadas por curvas de mesma vida e pelo domínio do método definem as dimensões de trincas que possuem vida restante de valor intermediário aos das curvas.

Os resultados obtidos podem ser resumidos através de gráficos. Observa-se que para um caso de trinca curta, as curvas em função das dimensões são apresentadas de maneira que seus pontos representem pares de largura por altura com a mesma vida restante. Portanto, os pontos que formam estas curvas apresentam dimensões diferentes de defeitos para as mesmas condições de carregamento e de geometria da estrutura.

A Figura VI.18 apresenta somente as curvas de mesma vida observadas a partir da propagação das dez trincas iniciais superficiais externas orientadas

circunferencialmente, caso 4, para o carregamento de esforços normais de variação constante igual a 100 kN.

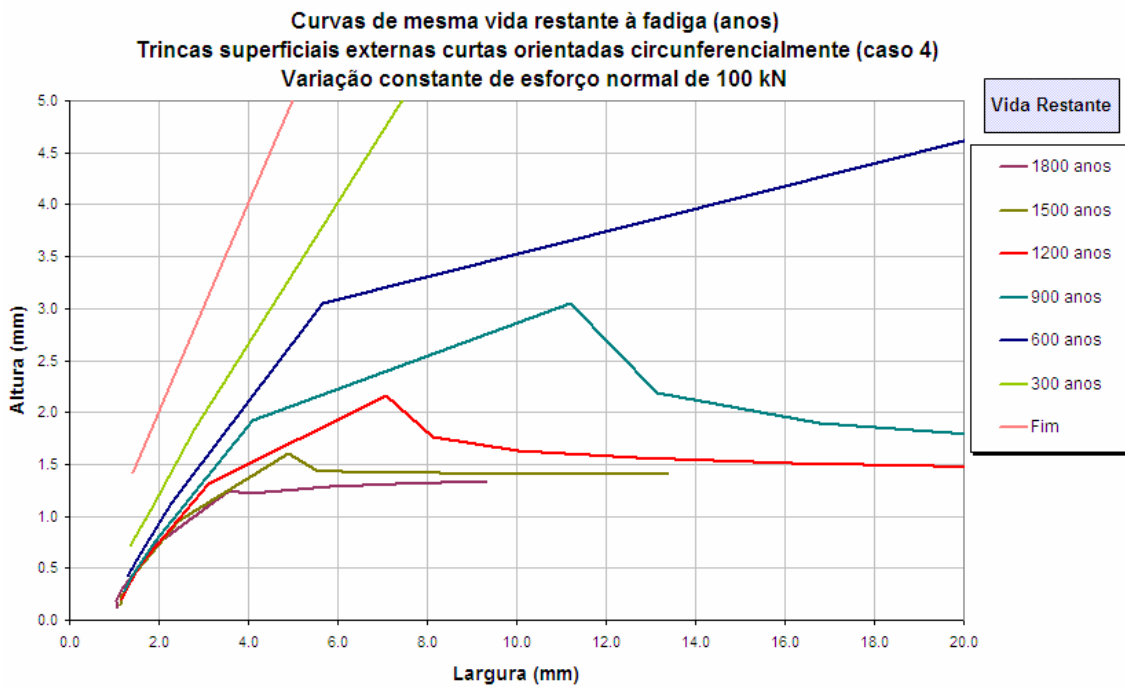


Figura VI.18. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas a um carregamento de esforço normal de variação constante de 100 kN.

As análises convencionais de fadiga pelas curvas S-N determinam vidas úteis, tempos totais de propagação para estruturas sem defeitos. A Mecânica da Fratura permite associar dimensões de trincas às vidas úteis da análise convencional de forma a apresentarem o mesmo tempo total de propagação.

## CAPÍTULO VII - AVALIAÇÃO DE FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA

### VII.1 Introdução

Apresenta-se a avaliação de fadiga para um *riser* rígido de produção de gás instalado na Bacia de Campos. Inicialmente, determina-se a vida útil à fadiga e identifica-se a seção crítica pelo método convencional baseado em curvas S-N.

A análise pelo método da Mecânica da Fratura considera que no *riser* rígido existem defeitos iniciais e que estes são propagados com a aplicação de carregamentos variáveis. Utilizando esta metodologia, considera-se a presença de defeitos iniciais na seção crítica identificada e avalia-se a vida restante do *riser* rígido.

Este procedimento implementado na ferramenta permite considerar a existência de defeitos iniciais e a influência de suas dimensões na vida útil à fadiga de um *riser* rígido.

### VII.2 Características do *riser* rígido em estudo

Considera-se o mesmo *riser* rígido apresentado na Figura VI.3 composto por aço API-X60, conforme a norma americana *API RP 2RD*. O *riser* tem com diâmetro externo de 10” (25,4 cm) e espessura de referência de 0,875” (2,2 cm). Segundo *SOUZA*, a tenacidade à fratura considerada para o aço API-X60 sem deformações plásticas anteriores igual a  $49 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ .

O cenário de operação do riser é adotado com lâmina d’água de 1800 metros e o fundo do mar horizontal. A unidade flutuante é uma plataforma semi-submersível, possui ancoragem convencional e está aproada para nordeste. O calado da unidade é de 45 metros e a posição vertical do centro de movimentos da unidade é 27,6 metros acima da quilha.

O riser rígido tem função de produção de gás. Encontra-se conectado a 13 metros acima da quilha no bordo sul da plataforma na configuração catenária livre e com direção sudoeste. A Figura VII.1 apresenta cenário de operação adotado.

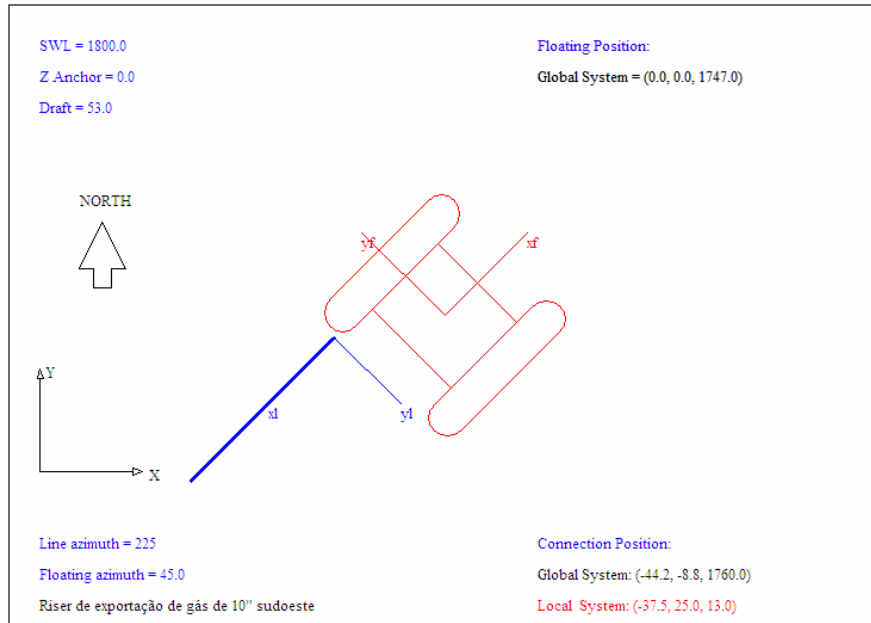


Figura VII.1. Cenário de operação do riser rígido.

A geometria do riser é definida pelo ângulo de 10° imposto ao topo, conforme a Figura VII.2. Na Tabela VII.1 são apresentados os principais parâmetros da catenária formada.

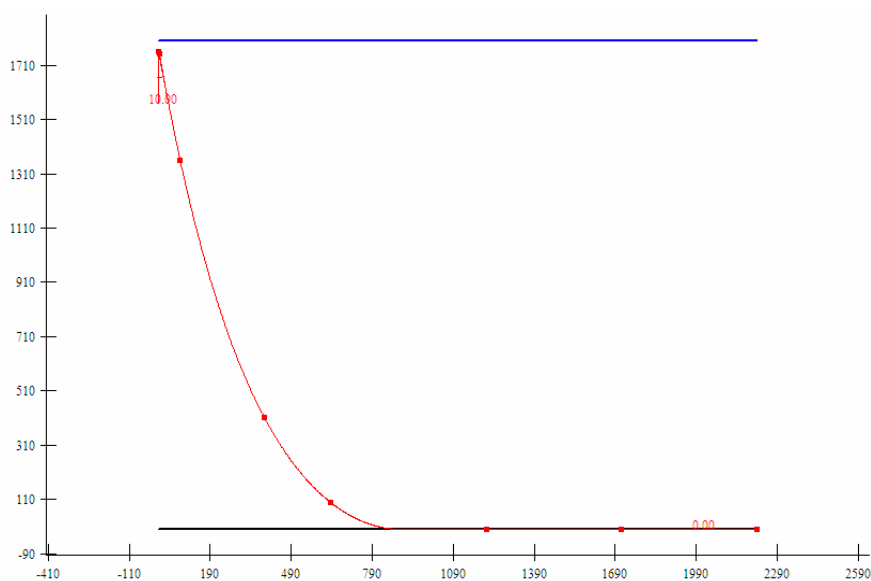


Figura VII.2. Geometria do riser na condição de operação.

Tabela VII.1. Principais parâmetros da catenária formada pelo *riser*.

<b>Parâmetros da catenária</b>	
Ângulo de topo (graus)	10
Projeção horizontal (m)	2213,73
Força horizontal no topo (kN)	-310,89
Força vertical no topo (kN)	1763,14
Tração no topo (kN)	1790,33
Comprimento suspenso (m)	2098,00
Raio mínimo (m)	370,09
Comprimento total modelado (m)	3410,00

É utilizada *stressjoint* de aço com 10 metros de comprimento. Com a função de exportação de gás, o riser tem como fluido de trabalho um gás cujo peso específico é de  $3,00 \text{ kN/m}^3$  e a pressão no topo é igual a 20 MPa.

Os parâmetros de modelagem do solo são adotados conforme a Tabela VII.2, sendo adotado o limite elástico lateral igual a um diâmetro externo.

Tabela VII.2. Parâmetros de modelagem do solo.

<b>Parâmetros de modelagem do solo</b>	
Limite elástico axial (m)	0,03
Limite elástico lateral (m)	0,254
Coefficiente de atrito axial	1,30
Coefficiente de atrito lateral	1,78
Rigidez vertical da mola (kN/m/m)	4292
Amortecimento crítico da mola vertical (%)	0,0

O *riser* rígido adotado é submetido à pressão interna constante, à pressão externa variável ao longo da profundidade e a carregamentos mecânicos variáveis ao longo do tempo. As tensões principais atuantes no trecho de contato do *riser* com o solo (*TDP – Touch down point*) são longitudinais e transversais.

### VII.3 Carregamentos ambientais

Para as análises de fadiga, considera-se uma situação em que a ocorrência dos carregamentos ambientais que geram fadiga está dividida entre 40 estados de mar típicos da Bacia de Campos. A Figura VII.3 apresenta a distribuição do percentual de ocorrência entre os 40 estados de mar considerados. Observam-se os onze maiores percentuais em destaque.

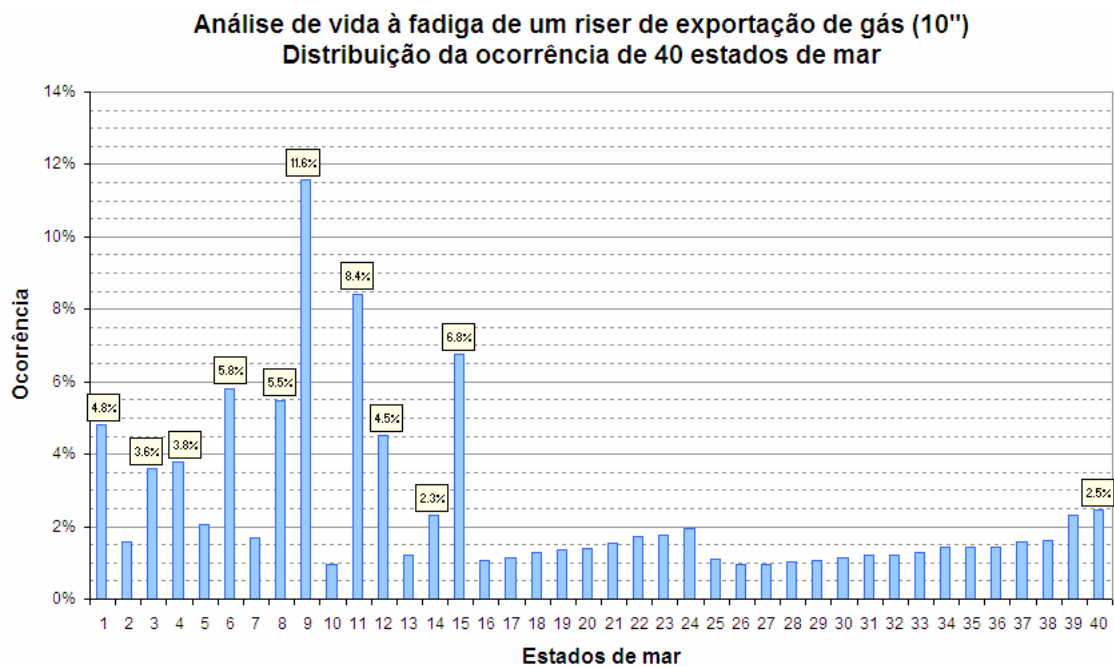


Figura VII.3. Distribuição de ocorrências individuais de 40 estados de mar típicos da Bacia de Campos.

### VII.4 Análise de fadiga convencional

As análises dinâmicas para cada condição ambiental foram realizadas pelo programa ANFLEX, versão 6.1, da PETROBRAS. Os movimentos prescritos do flutuante foram calculados pelo programa DYNASIM. Todas as análises foram realizadas utilizando os recursos computacionais do Laboratório de Confiabilidade, Risco e Análise Aleatória do Programa de Engenharia Civil da COPPE/UFRJ.

A análise convencional de vida à fadiga do *riser* rígido de exportação de gás (10") submetido a combinação dos quarenta carregamentos ambientais foi realizada

pelo programa POSFAL. Os fatores de concentração de tensões adotados ao longo do riser são iguais a 1,0.

A Figura VII.4 apresenta os resultados obtidos pela análise convencional de vida à fadiga para o trecho do TDP do *riser*. Identifica-se a junta 3306 como a junta crítica da estrutura apresentando 254 anos de vida útil prevista.

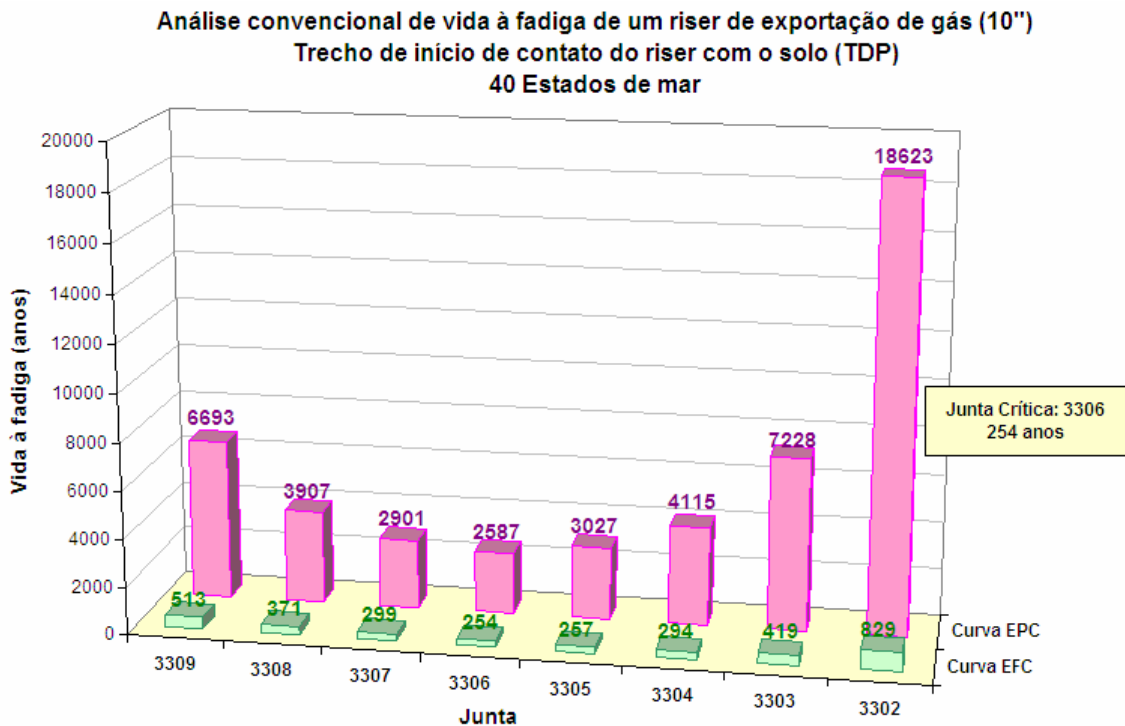


Figura VII.4. Análise convencional de vida à fadiga de um *riser* de exportação de gás (10") no trecho do TDP para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

## VII.5 Análise de fadiga pela Mecânica da Fratura

O *riser* rígido adotado é submetido a carregamentos mecânicos variáveis ao longo do tempo e a uma diferença entre as pressões externa e interna considerada variável em função da profundidade de lâmina de água, mas constante em função do tempo.

As tensões principais atuantes no trecho de contato do *riser* com o solo (*TDP* – *Touch down point*) são longitudinais e transversais, porém somente as tensões longitudinais são variáveis no tempo. Logo, apenas as trincas orientadas

circunferencialmente são induzidas à fratura por fadiga pelo modo I de carregamento pelas tensões longitudinais variáveis ao longo do tempo.

Como mencionado anteriormente, a relação entre a espessura e o raio interno é maior que 0,2 para o *riser* selecionado. Portanto, o método de avaliação de fadiga não pode ser aplicado aos casos de trincas superficiais internas curtas, **caso 8**, e longas, **caso 9**, orientadas circunferencialmente.

Para a junta crítica 3306, são considerados os defeitos iniciais selecionados para os casos de trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**, e de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente curtas, **caso 4**, e longas, **caso 5**, respectivamente.

O tamanho dos defeitos iniciais considerados são apresentados na Tabela VI.4, na Tabela VI.5 e na Tabela VI.6 respectivamente para trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**, e de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente curtas, **caso 4**, e longas, **caso 5**.

Na Tabela VII.3 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10<sup>9</sup>) contendo inicialmente trincas internas orientadas circunferencialmente, **caso 1**.

A Figura VII.5 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10<sup>9</sup>).

Tabela VII.3. Tempos totais de propagação por fadiga de um riser rígido em presença de trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)
	Carregamento ambiental de maior ocorrência (40 carregamentos ambientais)
1	1317
2	595
3	558
4	547
5	543
6	
7	
8	
9	
10	
11	
12	
13	
14	

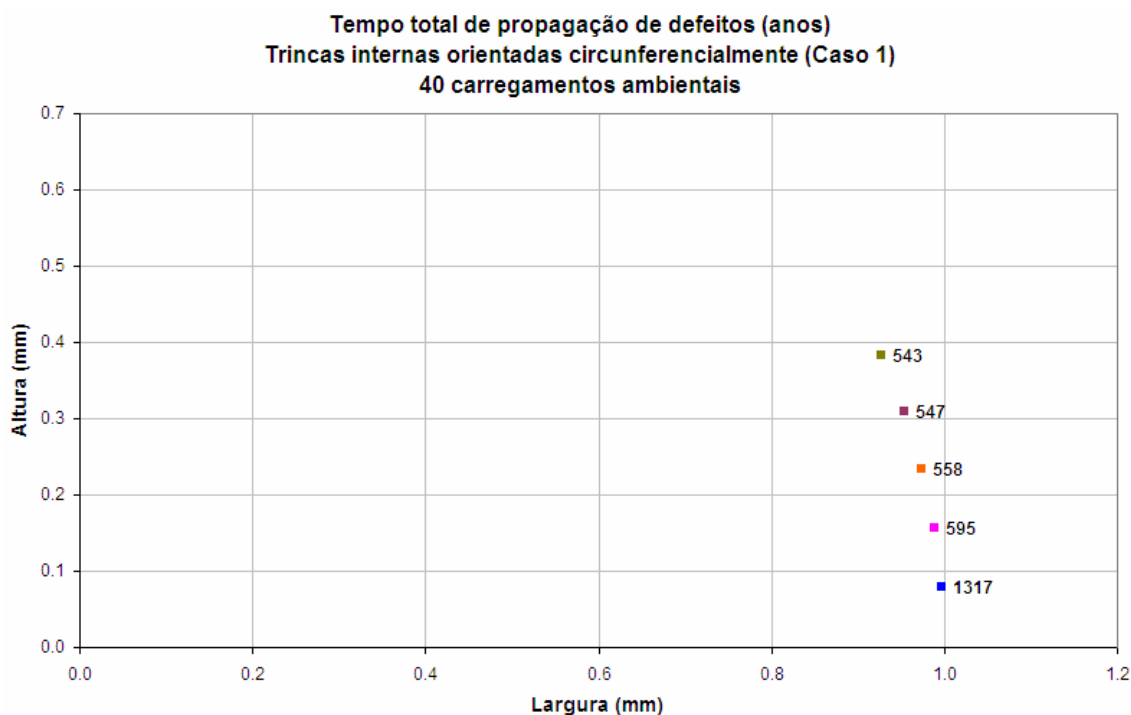


Figura VII.5. Tempo total de propagação à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Na Tabela VII.4 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10'') contendo inicialmente trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, **caso 4**.

A Figura VII.6 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10'').

Tabela VII.4. Tempos totais de propagação por fadiga de um *riser* rígido em presença de trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)
	Carregamento ambiental de maior ocorrência (40 carregamentos ambientais)
1	648
2	543
3	506
4	491
5	494
6	516
7	550
8	602
9	679
10	790

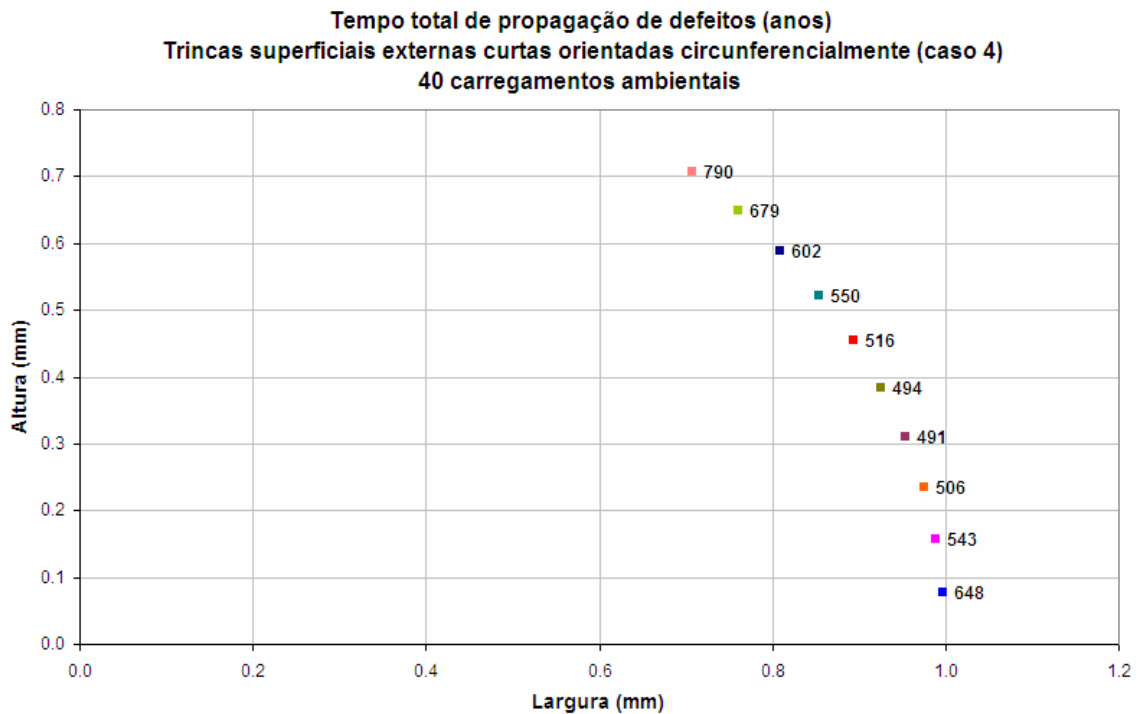


Figura VII.6. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Na Tabela VII.5 são apresentados os tempos totais de propagação por fadiga para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10'') contendo inicialmente trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, **caso 5**.

A Figura VII.7 resume o tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais pelo método da Mecânica da Fratura para o *riser* rígido (10'').

Tabela VII.5. Tempos totais de propagação por fadiga de um *riser* rígido em presença de trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Defeito	Tempos totais de propagação por fadiga (Anos)
	Carregamento ambiental de maior ocorrência (40 carregamentos ambientais)
1	612
2	383
3	284
4	226
5	188
6	161
7	142
8	127
9	115
10	106
11	98
12	92
13	87
14	83
15	80
16	77
17	75
18	74
19	73

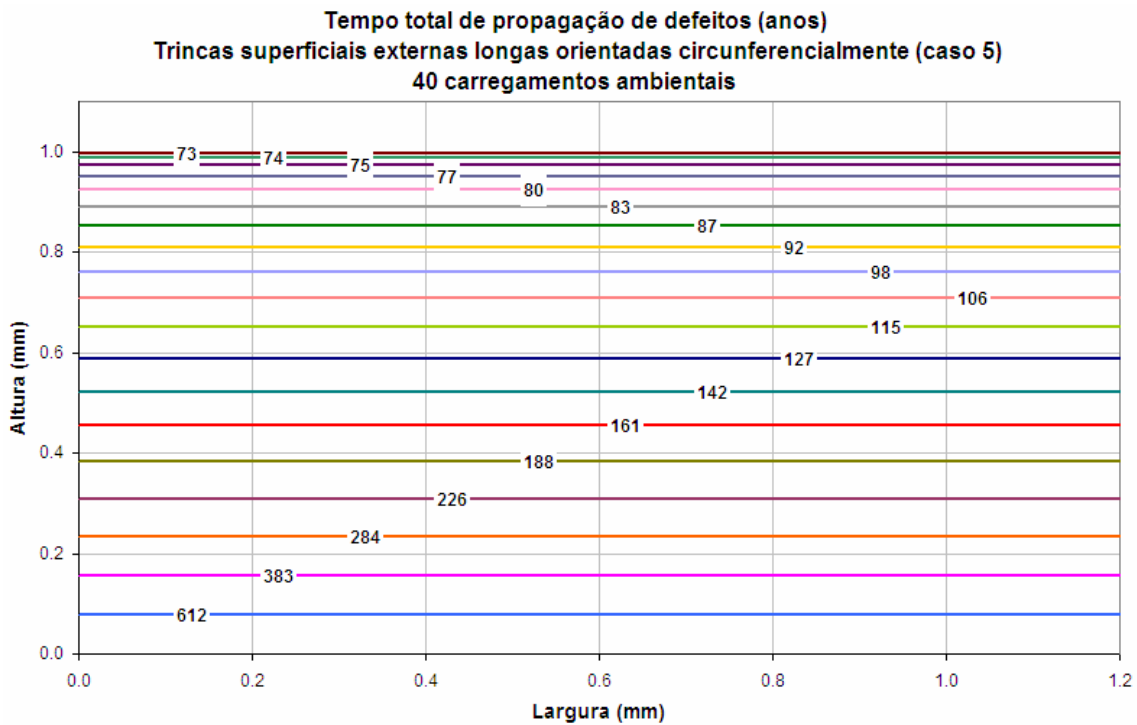


Figura VII.7. Tempo total de propagação à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

## VII.6 Determinação das curvas de mesma vida

A Figura VII.8 apresenta as curvas de propagação de defeitos para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.9 apresenta as curvas de propagação de defeitos e as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.10 apresenta as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

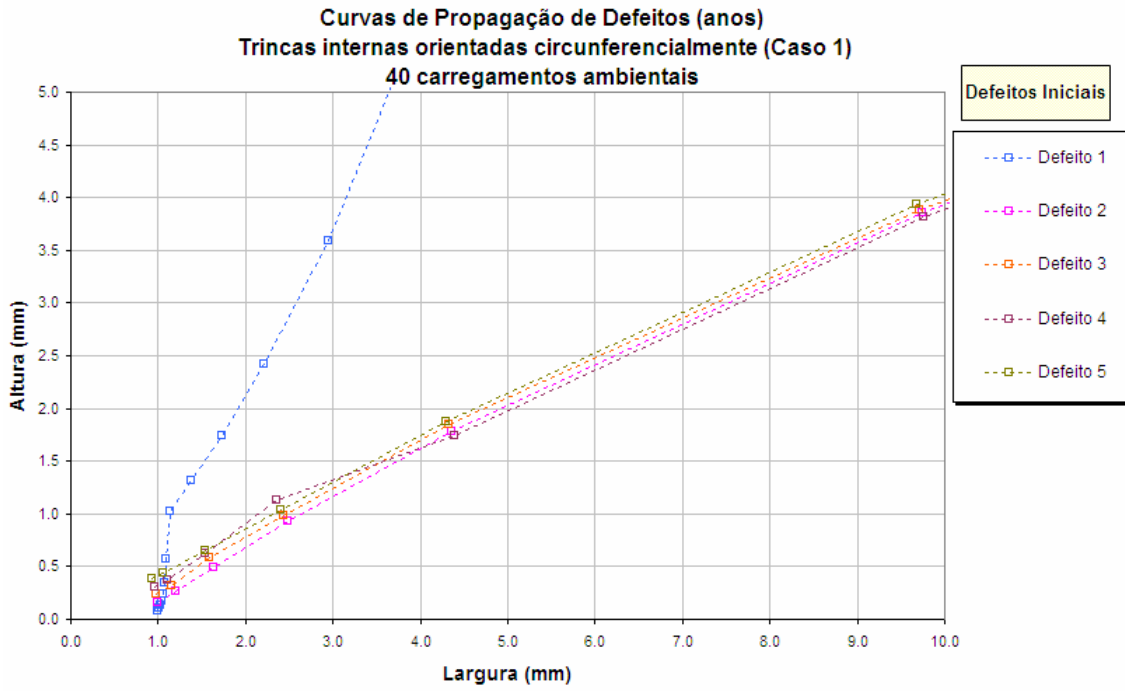


Figura VII.8. Curvas de propagação de defeitos para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

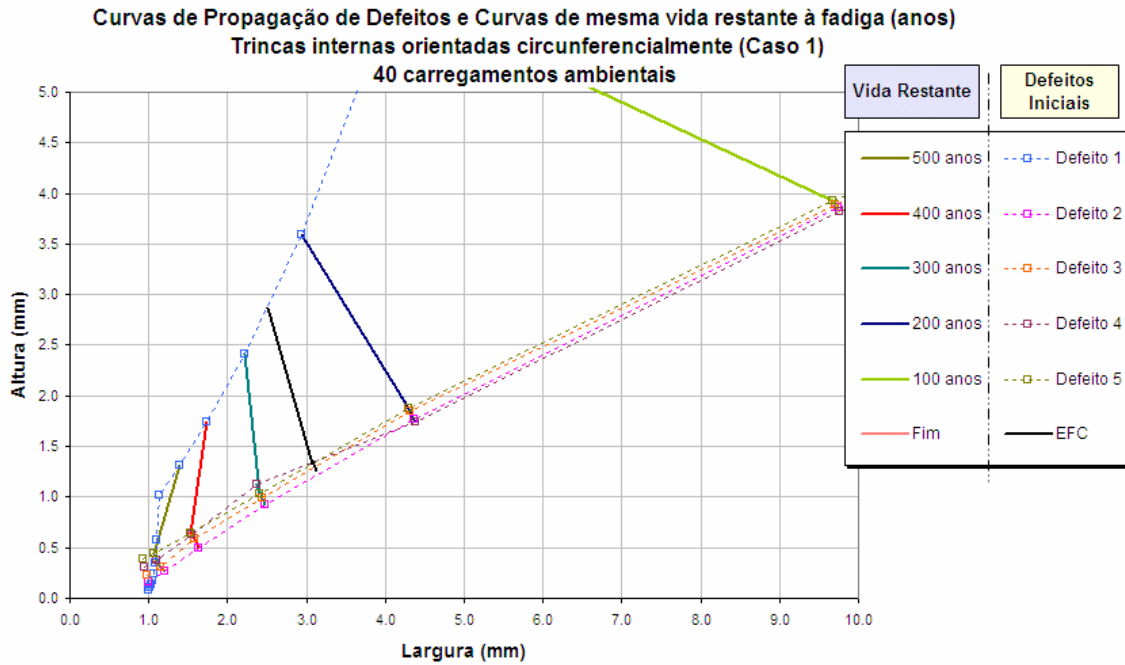


Figura VII.9. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

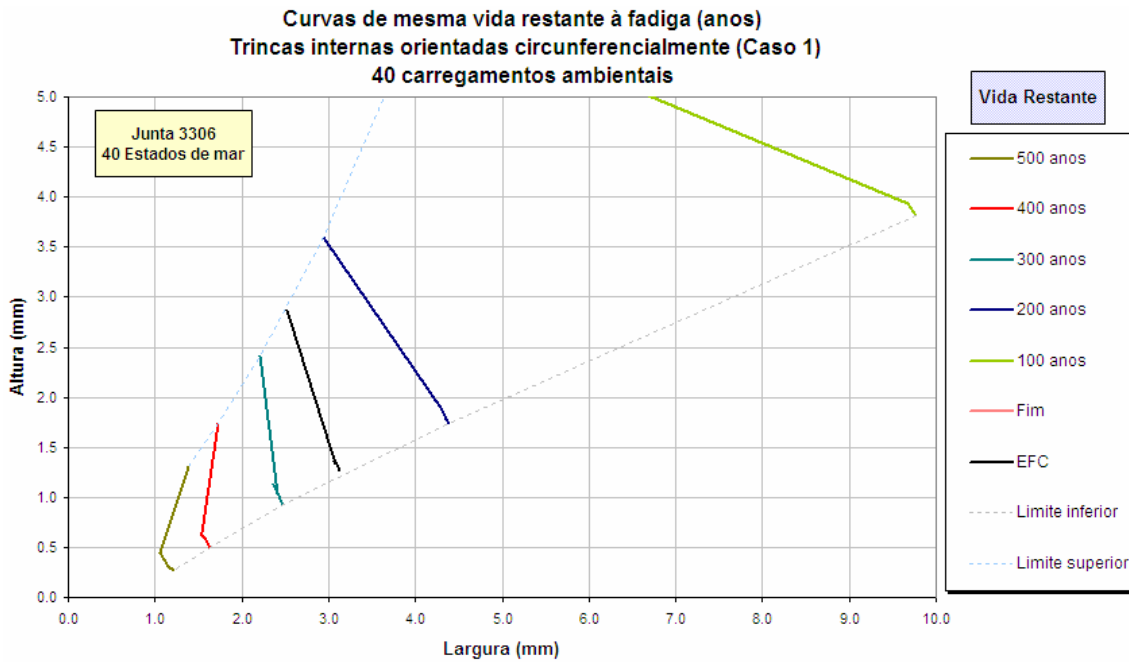


Figura VII.10. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.11 apresenta as curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.12 apresenta as curvas de propagação de defeitos e as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.13 apresenta as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

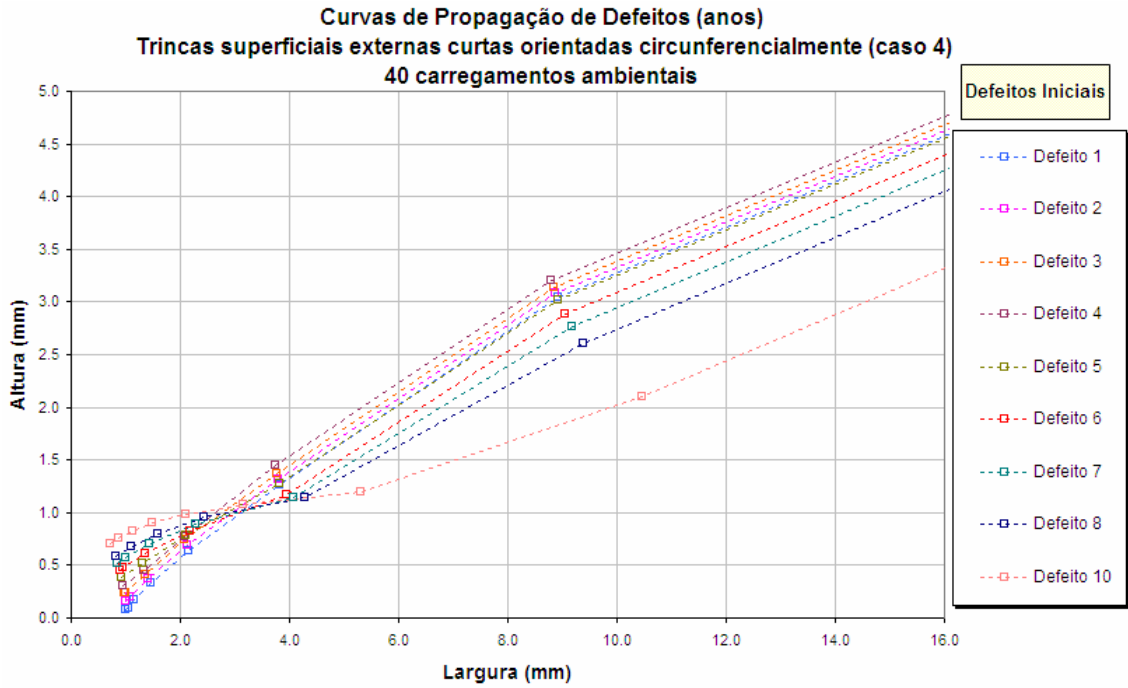


Figura VII.11. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

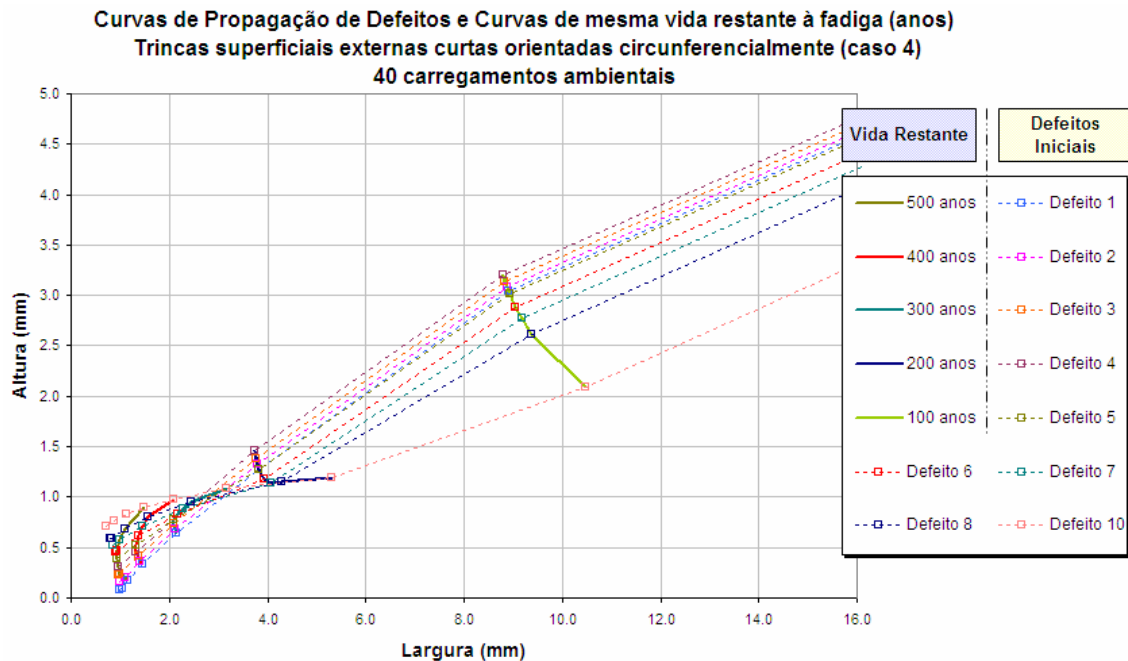


Figura VII.12. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

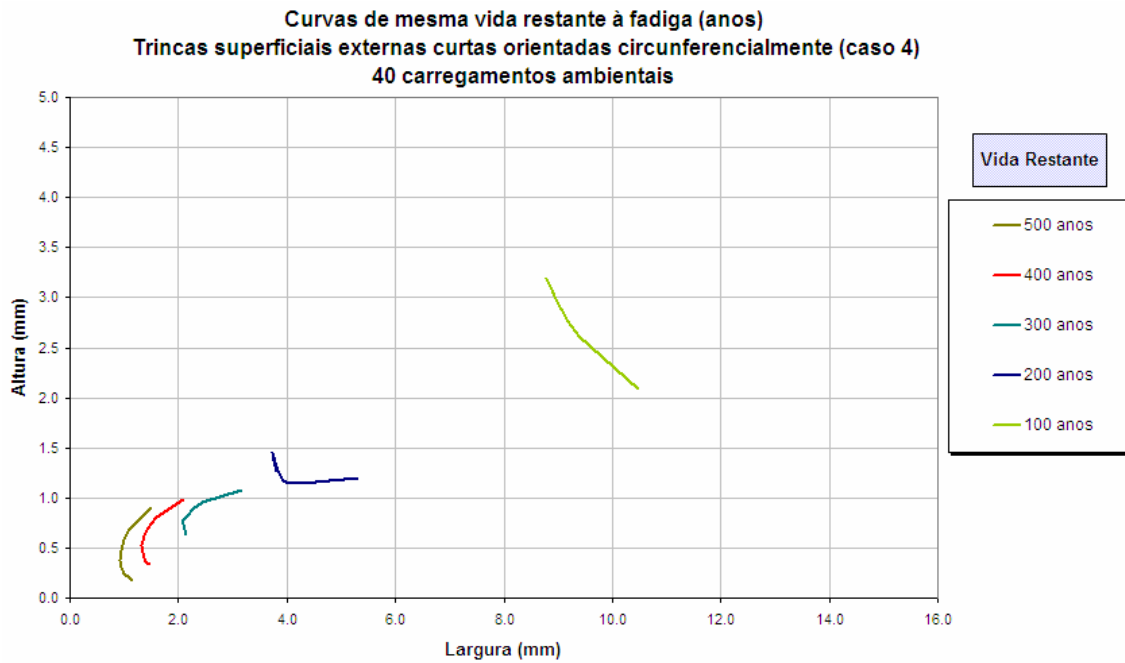


Figura VII.13. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.14 apresenta as curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.15 apresenta as curvas de propagação de defeitos e as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

A Figura VII.16 apresenta as curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

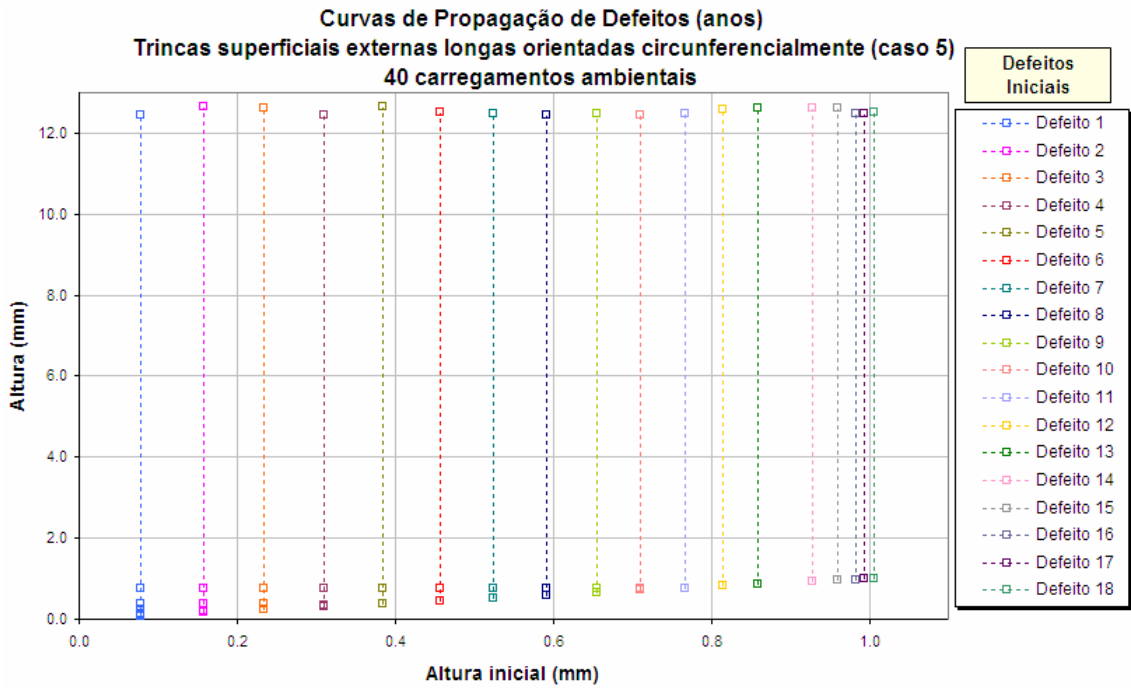


Figura VII.14. Curvas de propagação de defeitos para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

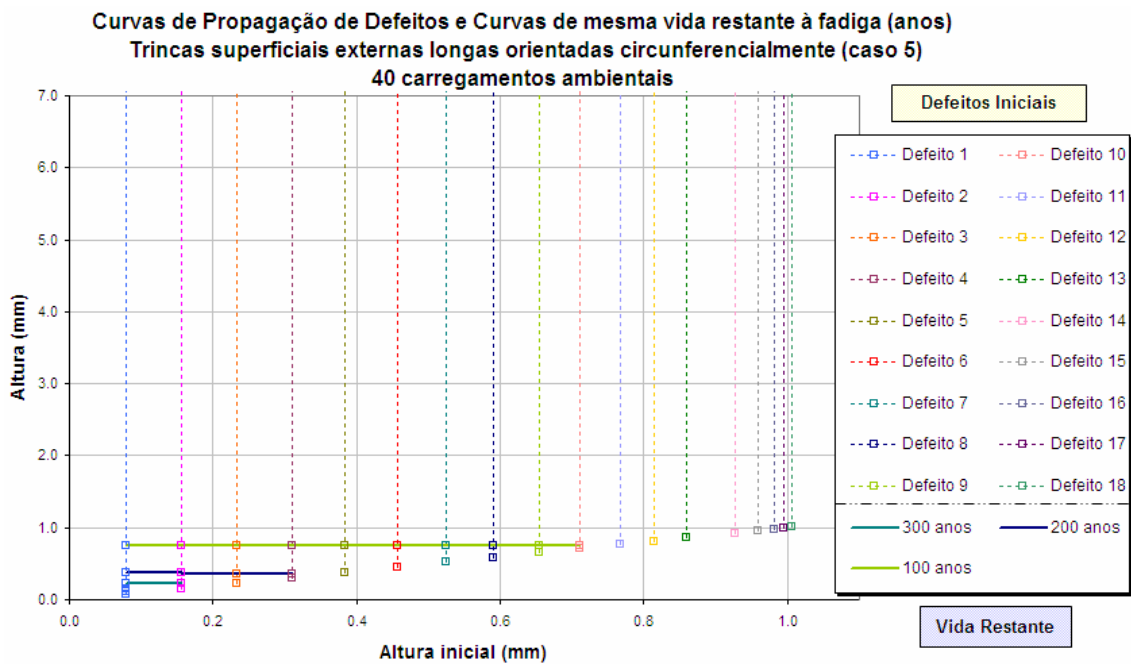


Figura VII.15. Curvas de propagação de defeitos e curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

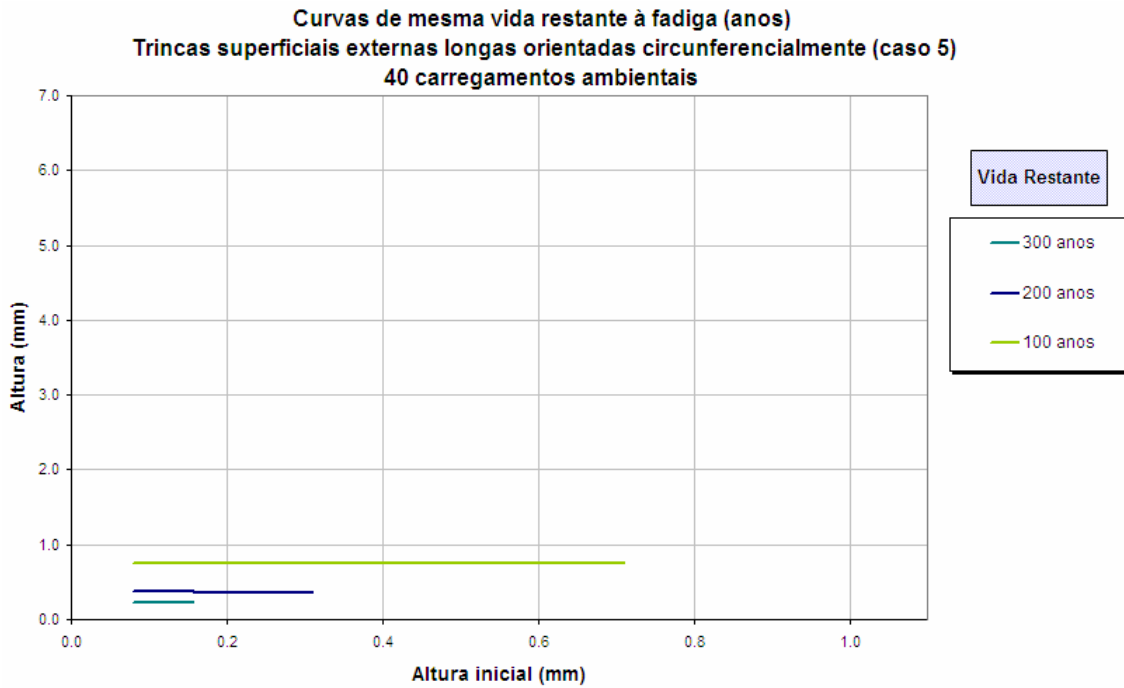


Figura VII.16. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

## VII.7 Aplicações das curvas de mesma vida

Uma análise de fadiga de um *riser* rígido é inicialmente executada pela abordagem convencional em que se considera a estrutura sem defeitos. É utilizada a curva de variação de tensão por números de ciclos referente ao metal soldado operando no mar sem proteção catódica, ou em corrosão livre, EFC.

Como explicado anteriormente, as estruturas que apresentam defeitos têm seus tempos de utilização previstos reduzidos. Este trabalho tem como objetivo avaliar a vida restante de estruturas com defeitos. Os defeitos iniciais são simulados em trechos críticos do *riser* rígido para o estudo da influência de suas dimensões, largura e altura, na vida restante.

A análise convencional de vida à fadiga para o *riser* rígido de exportação de gás (10") submetido a combinação dos quarenta carregamentos ambientais identifica a junta 3306 como a junta crítica da estrutura apresentando 254 anos de vida útil prevista.

Complementa-se a abordagem convencional de fadiga com a Mecânica da Fratura. Considera-se que a vida útil alvo de projeto é de 200 anos. São simulados defeitos iniciais na junta crítica 3306 para a realização de análises de fadiga.

São simuladas trincas orientadas circunferencialmente para os casos de trincas internas, **caso 1**, trincas superficiais externas curtas, **caso 4**, e longas, **caso 5**, conforme citado anteriormente.

A Figura VII.17 apresenta a análise da influência de trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, na vida à fadiga de um riser de exportação de gás (10<sup>2</sup>) no trecho do TDP para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais em termos de curvas de mesma vida.

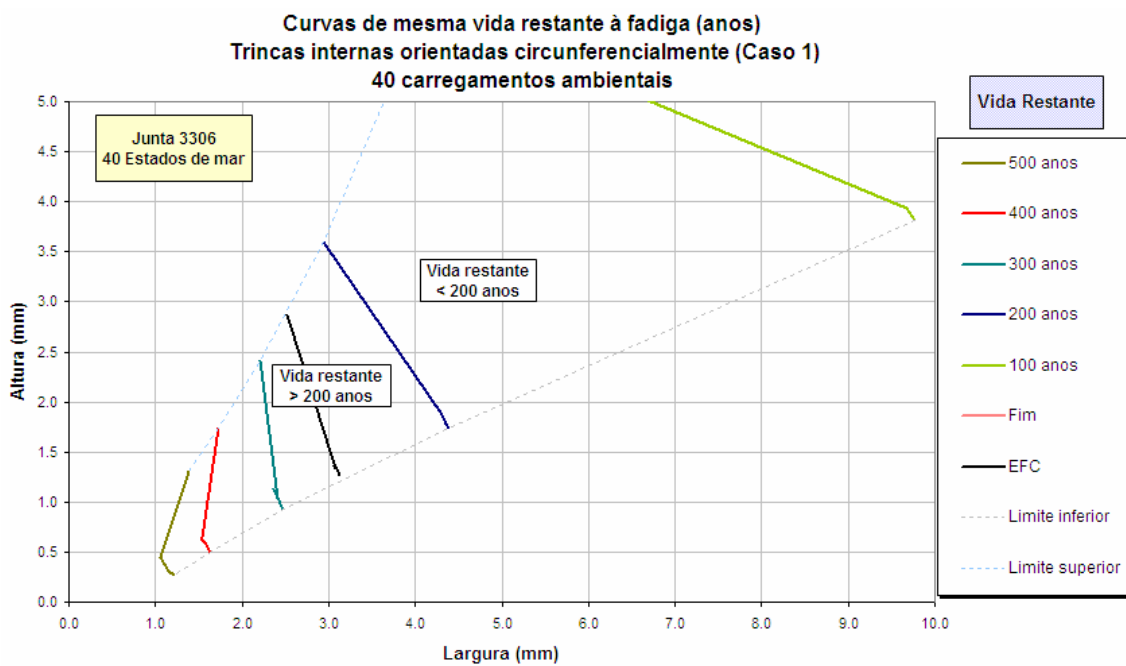


Figura VII.17. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas internas orientadas circunferencialmente, caso 1, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Observa-se que se uma trinca interna orientada circunferencialmente de 4 mm de largura e 2 mm de altura for identificada, pode-se concluir com base na Figura VII.17 que a vida restante do riser rígido ainda é superior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca é aceitável.

Entretanto, se uma trinca interna orientada circunferencialmente de 5 mm de largura e 2,5 mm de altura for identificada, pode-se concluir com base na Figura VII.17 que a vida restante do *riser* rígido é inferior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca não é aceitável.

A Figura VII.18 apresenta a análise da influência de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente, caso 4, na vida à fadiga de um riser de exportação de gás (10<sup>7</sup>) no trecho do TDP para a combinação dos quarenta carregamentos ambientais em termos de curvas de mesma vida.

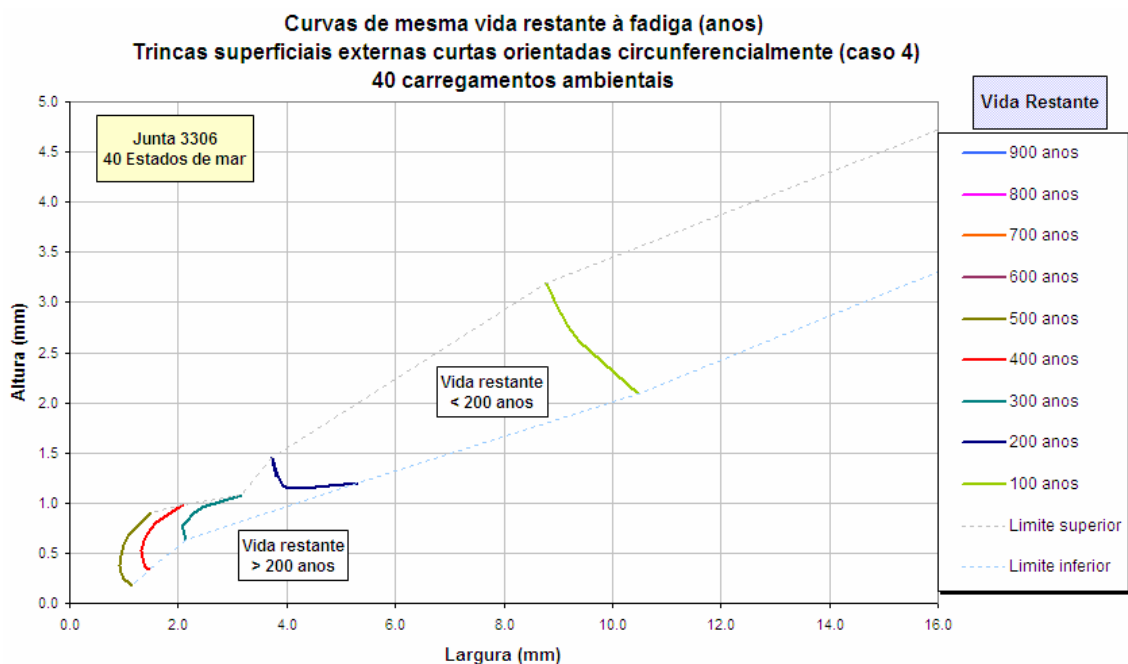


Figura VII.18. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas curtas orientadas circunferencialmente, caso 4, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Observa-se que se uma trinca superficial externa curta orientada circunferencialmente de 3 mm de largura e 1 mm de altura for identificada, pode-se concluir com base na Figura VII.18 que a vida restante do *riser* rígido ainda é superior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca é aceitável.

Entretanto, se uma trinca superficial externa curta orientada circunferencialmente de 5 mm de largura e 1,5 mm de altura for identificada, pode-se

concluir com base na Figura VII.18 que a vida restante do *riser* rígido é inferior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca não é aceitável.

A Figura VII.19 apresenta a análise da influência de trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, na vida à fadiga de um riser de exportação de gás (10'') no trecho do TDP para a combinação completa de carregamentos em termos de curvas de mesma vida.

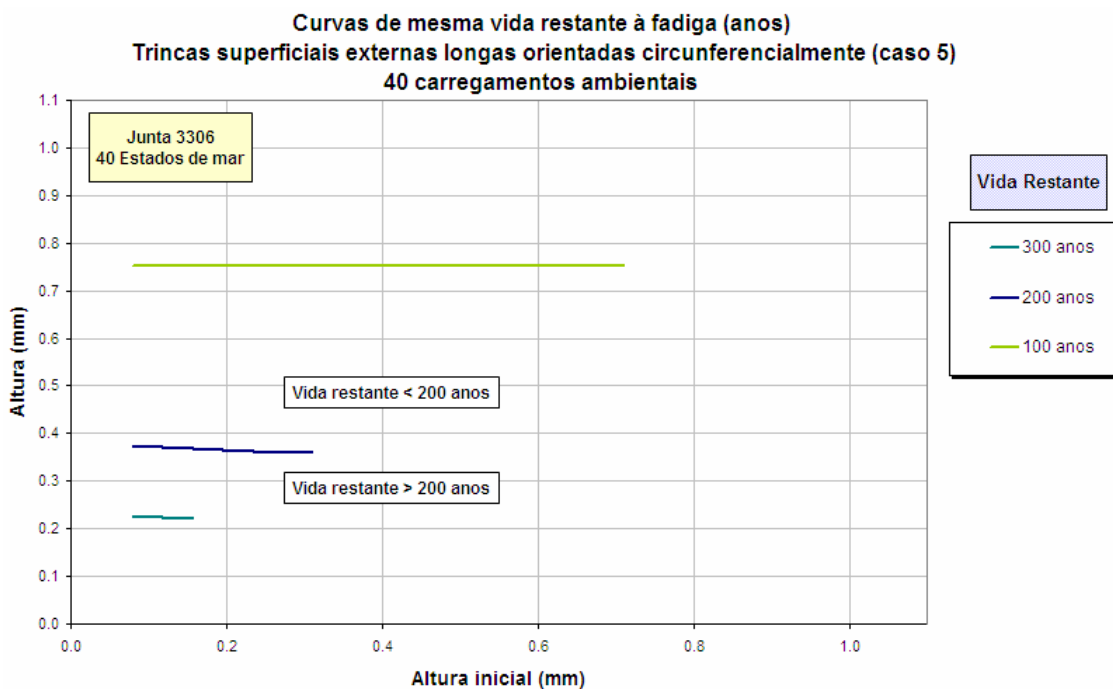


Figura VII.19. Curvas de mesma vida restante à fadiga para trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente, caso 5, submetidas à combinação dos quarenta carregamentos ambientais.

Observa-se que se uma trinca superficial externa longa orientada circunferencialmente de 0,3 mm de altura for identificada, pode-se concluir com base na Figura VII.19 que a vida restante do *riser* rígido ainda é superior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca é aceitável.

Entretanto, se uma trinca superficial externa longa orientada circunferencialmente de 0,5 mm de altura for identificada, pode-se concluir com base na Figura VII.19 que a vida restante do *riser* rígido é inferior a vida útil de projeto. Portanto, esta trinca não é aceitável.

## CAPÍTULO VIII - CONCLUSÕES

### VIII.1 Considerações finais

O *riser* rígido em catenária (*SCR – Steel Catenary Riser*) é uma concepção nova, sendo fabricado normalmente em aço e composto por segmentos de tubos emendados por soldas circunferenciais de topo.

Quando utilizados em grandes profundidades, estes *risers* em catenária atingem flexibilidade suficiente para serem considerados como uma alternativa. Esta concepção foi introduzida com o objetivo de substituir o *riser* flexível de grande diâmetro cujo custo é elevado.

Os *risers* devem ser capazes de resistir às forças estáticas e às dinâmicas a que estão submetidos. O cálculo convencional de vida à fadiga admite que a estrutura não apresenta inicialmente concentradores de tensões como trincas. Entretanto, a montagem e a operação do *riser* rígido, eventualmente, introduzem defeitos. Estes *risers* devem ser avaliados quanto ao comprometimento de sua função e à necessidade de reparo.

O método convencional avalia a vida útil à fadiga pelo acúmulo de dano por faixa de ciclo de tensões para as curvas de variação de tensão por número de ciclos consideradas, conforme a norma norueguesa *DNV-RP-C203*.

Uma análise de fadiga de um *riser* rígido é inicialmente executada pela abordagem convencional em que se considera a estrutura sem defeitos. Entretanto, as estruturas podem apresentar defeitos e esta abordagem não correlaciona o tempo de propagação transcorrido com as dimensões de uma trinca de fadiga. Isto dificulta a compreensão da influência de entalhes e de trincas na vida em fadiga de *risers*.

A Mecânica da Fratura permite caracterizar as propriedades de propagação de trincas por fadiga dos materiais. A norma inglesa *BS-7910* apresenta o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia (*E.C.A. – Engineering Critical Assessment*). Este

conceito é baseado na Mecânica da Fratura e fornece procedimentos para calcular a vida em fadiga de estruturas metálicas com defeitos.

As estruturas que apresentam defeitos têm seus tempos de utilização previstos reduzidos. Este trabalho tem como objetivo avaliar a vida restante de estruturas com defeitos. Utiliza-se o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia para o desenvolvimento e implementação computacional de uma metodologia de verificação da influência na vida à fadiga *risers* rígidos da presença de defeitos identificados.

A análise de vida em fadiga considera que os defeitos iniciais no *riser* rígido são propagados com a aplicação de carregamentos variáveis aleatórios oriundos de condições ambientais. O defeito é avaliado através do fator de intensidade de tensões para a condição de fratura.

Neste trabalho, adota-se a lei de propagação simplificada para aços cuja tensão de escoamento seja menor ou igual a 600 MPa, que operem em ambientes marinhos a temperaturas até 20°C.

O procedimento implementado na ferramenta permite simular a existência de trincas iniciais internas, superficiais internas e superficiais externas. É possível variar as dimensões iniciais das trincas e calcular as vidas restantes à fadiga para uma seção ou para um trecho de um *riser* rígido. Os defeitos iniciais são simulados em trechos críticos do *riser* rígido para o estudo da influência de suas dimensões, largura e altura, na vida restante.

Estas simulações de trincas de dimensões iniciais diferentes permitem a inferência de curvas de mesma vida restante. Estas curvas contêm as possíveis dimensões de trincas para as quais a vida restante à fadiga é idêntica.

Uma vez disponíveis, estas curvas informam se um defeito identificado num *riser* rígido é aceitável. Isto é possível ao se comparar a vida restante obtida para este defeito com a vida útil desejada para o projeto de *riser*.

Esta metodologia é uma ferramenta para auxiliar a decisão de aceitação, ou de rejeição, ou de reparo de um defeito para que o mesmo não comprometa o desempenho do *riser* rígido.

O uso desta ferramenta na etapa de projeto de um *riser* rígido torna possível definir os tamanhos máximos aceitáveis de defeitos nas soldas e selecionar adequadamente o método de ensaio não-destrutivo.

Este trabalho apresenta a análise da influência das dimensões dos defeitos na vida restante de um riser rígido somente para a região do TDP. Podem ser realizadas análises para definir curvas de mesma vida em outras regiões do riser com comportamentos dinâmicos diferentes, como o topo.

Analogamente, a curva de mesma vida para um trecho do riser, como o TDP, é construída a partir das menores dimensões de trincas que possuem a mesma vida restante para as juntas do trecho.

As implementações computacionais dos procedimentos de avaliação da importância de trincas e de cálculo de vida útil à fadiga em *risers* rígidos são baseadas na norma inglesa *BS-7910*.

## **VIII.2 Sugestões para futuros trabalhos**

Em complemento a este trabalho desenvolvido, são apresentadas algumas sugestões para futuros trabalhos:

- Devida a natureza dos carregamentos ambientais ser aleatória, sugere-se o desenvolvimento de uma metodologia probabilística para avaliação dos valores extremos de esforços utilizados na verificação do efeito combinado de fratura e plastificação da seção danificada através do Diagrama de Análise de Falha;

- Implementação de facilidades computacionais de tal forma que as curvas de mesma vida de um dado tipo de defeito sejam automaticamente calculadas para diversos trechos de um *riser* rígido;
- Estudo através de procedimentos numéricos de análise de propagação de defeitos para os casos onde as dimensões dos mesmos não atendem aos limites de validade da norma inglesa *BS-7910*;
- Implementação de facilidades computacionais de maneira a calcular o fator de desalinhamento e eventuais interações entre defeitos planares.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMAR-NAESS, A. ED. *Fatigue handbook: offshore steel structures*. Trondheim: Editora Tapir, 1985. 520p.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *API Specification 17J: specification for unbounded flexible pipes*, 1997.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *API RP 2RD: design of risers for floating production systems and tension leg platforms*, 1998.

ANFLEX, Manual do Usuário, Petrobras, CENPES, DIREX, SEDEM.

BARLTROP, N. D. P., ADAMS, A. J. *Dynamics of fixed marine structures*. Butterworth Heinemann, 3.ed. 1991.

BASTIAN, Luis Fernando. *Mecânica da Fratura*. Rio de Janeiro: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Rio de Janeiro/UFRJ/COPPE, 1978.

BRANCO, Moura C. *Fadiga de estruturas soldadas*. Lisboa: Fundação Calouste Gulbekian, 1986. 502p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTE. *BS 7910: guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*. London 1999.

CAMPBELL, Stephen Jones, KORLOO, Jafar. The role of ECA in the development of dynamic riser systems. OMAE 2003-37146. Proceedings of OMAE 2003: 22<sup>nd</sup> International conference on offshore mechanics & arctic engineering. 8-13 jun/2003, Cancun, Mexico.

CARPINTERI, Andrea (Ed.). *Handbook of fatigue crack propagation in metallic structures*, volumes 1 and 2, Elsevier Science B. V., 1994.

CHAPMAN, Stephen J. *FORTRAN 90/95: for scientists and engineers*. Boston: McGraw-Hill, 1998.

COLLINS, J. A. *Failure of materials in mechanical design: analysis, prediction, prevention*: John Wiley, 1981.

DIETER, George E. *Metalurgia mecânica*. 2.ed. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Dois, 1981. 653p.

DET NORSKE VERITAS. *DNV RP-C203: Fatigue strength analysis of offshore steel structures*. Norway. 2000. 100p.

DET NORSKE VERITAS. *DNV-OS-F201: dynamic risers*. Norway. 2001. 91p.

ELLWANGER, G. B. *Notas de aula: Análise e Projeto de Estruturas Offshore I*. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2002.

ELLWANGER, G. B. *Notas de aula: Análise e Projeto de Estruturas Offshore II*. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2003.

GURNEY, T. R. Fatigue design rules for welded steel joints. *The Welding Institute Research Bulletin*, may, p 115 – 124, 1976.

JUVINALL, R. C. *Engineering considerations of stress, strain and strength*. McGraw-Hill, 1967.

MADDOX, S. J. Assessing the significance of flaws in welds subject to fatigue. *The Welding Institute Research Bulletin*, sep./sup., p. 401s-409s, 1974.

MARCO FILHO, Flávio de. *Propagação de trincas de fadiga em juntas soldadas circunferenciais de aço API 5L grau X-65 para utilização em “risers” rígidos*. 2002. 164f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2002.

MEKHA, Basim B., HEIJERMANS, Bart. The prince TLP steel catenary risers: design and fatigue challenges. OMAE 2003-37075. Proceedings of OMAE 2003. 22nd International conference on offshore mechanics and arctic engineering, 8-13 jun/2003, Cancun, Mexico.

PETERSON, R. E. *Stress concentration factors*. John Wiley, 1974.

RIBEIRO, Duperron Marangon. *Tecnologia da Solda*. Rio de Janeiro: Departamento de Engenharia Naval e Oceânica/UFRJ, abr./ 2004.

SANTOS, Cláudia Martins Peri Machado dos. *Análise de risers e de linhas de ancoragem*. 1998. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1998.

SOUZA, Marcelo Igor Lourenço de. *Desenvolvimento de métodos analíticos para a estimativa da vida à fadiga de juntas soldadas de SCRs*. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica) – Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2004.

SWAN, Tom. *Delphi 4 – bíblia do programador*. Tradução de Adriana Kramer. São Paulo: Editora Berkeley, 1999.

TORRES, Ana Lúcia Fernandes Lima. *Análise dinâmica aleatória aplicada a estruturas de plataformas marítimas*. 1993. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1993.

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO. Coordenação dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia. *Apostila de Pós Graduação Executiva em Petróleo MBP: Tecnologias de exploração de petróleo*. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2002.

VILLAÇA, S. F. e TABORDA GARCIA, L. F.. *Introdução à Teoria da Elasticidade*. 3.ed. COPPE / UFRJ, Rio de Janeiro, 1998.

VILLAÇA, S. F. e TABORDA GARCIA, L. F.. *Teoria das Cascas*. COPPE / UFRJ, Rio de Janeiro, 1998.

XU, Tao. Fatigue and fracture reliability in Marine structures application of probabilistic fracture mechanics. 1er Simposio Internacional sobre Análisis de Riesgo y Confiabilidad Estructural de Instalaciones Marinas. México D.F., diciembre 3-4 de 2001. Instituto mexicano de petróleo.

YOUNG, W. C. *Roark's formulas for stress & strain*. 6.ed. McGraw-Hill Book Company, Inc. 1989.

ZHANG, Yan H., MADDOX, Stephen J., RAZMJOO, G. Reza. Experimental study and prediction of fatigue crack growth in girth welded pipes. Proceedings of OMAE 2002-28595, 21<sup>st</sup> International conference on offshore mechanics and arctic engineering, Jun. 23-28, 2002, Oslo, Norway.

## ANEXO A – FATORES DE CORREÇÃO DE ESFORÇOS DE MEMBRANA E DE FLEXÃO

Para estes nove casos de trincas selecionados, são apresentados os termos  $M_m$  e  $M_b$  segundo a norma inglesa *BS-7910*.

### Caso 1 – Trincas internas

O **Caso 1** é o de trincas internas em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura A. 1.

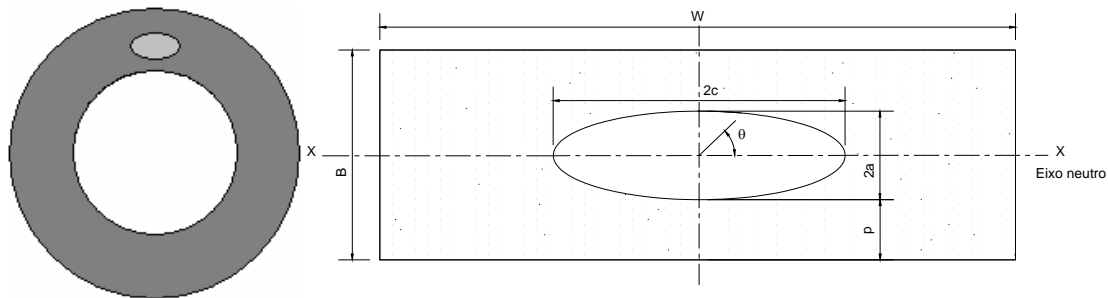


Figura A. 1. Trincas internas em cilindros – Caso 1.

Considera-se  $W$  como o perímetro médio para os casos de trincas circunferenciais e como 1 metro para as axiais, conforme a equação (A. 1).

$$W = \begin{cases} 2\pi \left( \frac{D-B}{2} \right), & \text{para trincas circunferenciais} \\ 1\text{m} & , \text{ para trincas axiais} \end{cases} \quad (\text{A. 1})$$

A profundidade  $p$  corresponde a menor distância entre a superfície da trinca e as faces interna e externa do cilindro. O coeficiente  $B'$  corresponde a espessura efetiva e é definido pela equação (A. 2).

$$B' = 2a + 2p \quad (\text{A. 2})$$

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 3).

$$\begin{aligned}
 0 &\leq \frac{a}{2c} \leq 1,0; \\
 \frac{2c}{W} &< 0,5; \\
 -\pi &\leq \theta \leq \pi; \\
 \frac{a}{B'} &< 0,625 \left( \frac{a}{c} + 0,6 \right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,1.
 \end{aligned} \tag{A. 3}$$

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido pela equação (A. 3) para o caso de trincas internas em placas.

$$M_m = \frac{\left[ M_1 + M_2 \left( \frac{2a}{B'} \right)^2 + M_3 \left( \frac{2a}{B'} \right)^4 \right] g f_\theta}{\Phi} \tag{A. 4}$$

Os coeficientes  $M_1$ ,  $f_\theta$  e  $\Phi$  são definidos para  $0 \leq a/2c \leq 0,5$  pelas equações (A. 5) a (A. 7), respectivamente.

$$M_1 = 1,0 \tag{A. 5}$$

$$f_\theta = \left( \left( \frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right)^{0,25} \tag{A. 6}$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65}} \tag{A. 7}$$

Os coeficientes  $M_1$ ,  $f_\theta$  e  $\Phi$  são definidos para  $0,5 < a/2c \leq 1,0$  pelas equações (A. 8) a (A. 10), respectivamente.

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}} \quad (\text{A. 8})$$

$$f_\theta = \left( \left( \frac{c}{a} \right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta \right)^{0,25} \quad (\text{A. 9})$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left( \frac{c}{a} \right)^{1,65}} \quad (\text{A. 10})$$

Os coeficientes  $M_2$ ,  $M_3$  e  $g$  são definidos pelas equações (A. 11) a (A. 13), respectivamente.

$$M_2 = \frac{0,05}{0,11 + \left( \frac{a}{c} \right)^{1,5}} \quad (\text{A. 11})$$

$$M_3 = \frac{0,29}{0,23 + \left( \frac{a}{c} \right)^{1,5}} \quad (\text{A. 12})$$

$$g = 1 - \left[ \frac{\left( \frac{2a}{B'} \right)^4 \sqrt{2,6 - \left( \frac{4a}{B'} \right)}}{1 + 4 \left( \frac{a}{c} \right)} \right] |\cos \theta| \quad (\text{A. 13})$$

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 14).

$$0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 ;$$

$$\theta = \frac{\pi}{2}.$$

(A. 14)

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido pela equação (A. 15) para o caso de trincas internas em placas.

$$M_b = \frac{\left[ \lambda_1 + \lambda_2 \left( \frac{p}{B} \right) + \lambda_3 \left( \frac{a}{B} \right) + \lambda_4 \left( \frac{pa}{B^2} \right) \right]}{\Phi} \quad (\text{A. 15})$$

Os coeficientes  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\lambda_3$  e  $\lambda_4$  são definidos para  $p/B \leq 0,1841$  pelas equações (A. 16) a (A. 19), respectivamente.

$$\lambda_1 = 1,044 \quad (\text{A. 16})$$

$$\lambda_2 = -2,44 \quad (\text{A. 17})$$

$$\lambda_3 = 0 \quad (\text{A. 18})$$

$$\lambda_4 = -3,166 \quad (\text{A. 19})$$

Os coeficientes  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\lambda_3$  e  $\lambda_4$  são definidos para  $p/B > 0,1841$  e  $a/B \leq 0,125$  pelas equações (A. 20) a (A. 23), respectivamente.

$$\lambda_1 = 0,94 \quad (\text{A. 20})$$

$$\lambda_2 = -1,875 \quad (\text{A. 21})$$

$$\lambda_3 = -0,1146 \quad (\text{A. 22})$$

$$\lambda_4 = -1,844 \quad (\text{A. 23})$$

Os coeficientes  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\lambda_3$  e  $\lambda_4$  são definidos para  $p/B > 0,1841$  e  $a/B > 0,125$  pelas equações (A. 24) a (A. 26), respectivamente.

$$\lambda_1 = 1,06 \quad (\text{A. 24})$$

$$\lambda_2 = -2,20 \quad (\text{A. 25})$$

$$\lambda_3 = \lambda_4 = -0,6666 \quad (\text{A. 26})$$

## Caso 2 – Trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros

O **Caso 2**, trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 2.

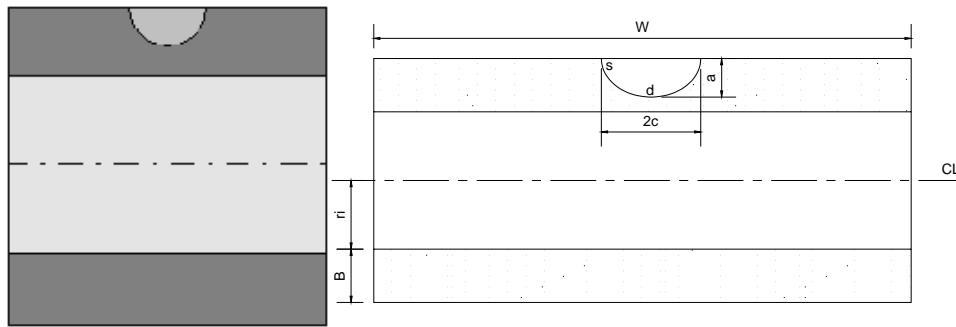


Figura A. 2. Trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

Para o caso de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 27). Sendo  $r_i$  o raio interno do cilindro.

$$\begin{aligned}
 0 &\leq \frac{a}{B} \leq 0,8; \\
 0,05 &\leq \frac{a}{c} \leq 1,0; \\
 0,1 &\leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25; \\
 \frac{2c}{W} &\leq 0,15.
 \end{aligned}
 \tag{A. 27}$$

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_m(s)$ , são definidos na Tabela A. 1 e na Tabela A. 2, respectivamente.

Tabela A. 1. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

$M_m(d)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	1,266	1,206	1,092	0,953	0,653
	0,40	1,849	1,624	1,370	1,077	0,675
	0,60	2,628	2,295	1,735	1,213	0,695
	0,80	4,090	3,360	2,188	1,361	0,712
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	1,282	1,222	1,106	0,964	0,656
	0,40	1,753	1,672	1,410	1,110	0,683
	0,60	2,581	2,432	1,838	1,289	0,710
	0,80	3,839	3,670	2,390	1,502	0,736

Tabela A. 2. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto na superfície livre de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

$M_m(s)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,338	0,455	0,583	0,685	0,736
	0,40	0,477	0,592	0,706	0,799	0,783
	0,60	0,796	0,853	0,912	0,970	0,846
	0,80	1,471	1,305	1,202	1,198	0,926
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,338	0,455	0,583	0,689	0,741
	0,40	0,468	0,581	0,693	0,806	0,793
	0,60	0,757	0,811	0,867	0,982	0,864
	0,80	1,352	1,199	1,105	1,217	0,954

Para o caso de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 27).

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_b(s)$ , são definidos na Tabela A. 3 e na Tabela A. 4, respectivamente.

Tabela A. 3. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

$M_b(d)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	0,976	0,926	0,831	0,716	0,470
	0,40	1,075	0,923	0,750	0,561	0,301
	0,60	1,349	0,957	0,644	0,377	0,122
	0,80	1,549	1,108	0,514	0,167	-0,068
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	0,991	0,939	0,844	0,726	0,473
	0,40	1,011	0,955	0,776	0,582	0,307
	0,60	1,107	1,029	0,693	0,417	0,131
	0,80	1,153	1,128	0,595	0,230	-0,055

Tabela A. 4. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto na superfície livre de trincas superficiais externas orientadas axialmente em cilindros – Caso 2.

$M_b(s)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,321	0,432	0,552	0,641	0,685
	0,40	0,412	0,510	0,606	0,673	0,666
	0,60	0,602	0,643	0,681	0,715	0,649
	0,80	0,972	0,857	0,780	0,769	0,634
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,321	0,432	0,552	0,644	0,689
	0,40	0,407	0,504	0,598	0,678	0,673
	0,60	0,583	0,622	0,659	0,721	0,659
	0,80	0,918	0,809	0,736	0,775	0,647

### Caso 3 – Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros

O **Caso 3**, trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 3.

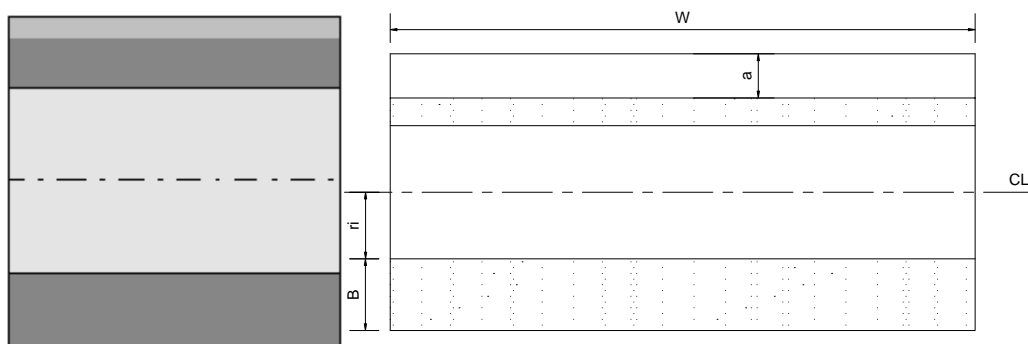


Figura A. 3. Trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 3.

Para o caso de trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 28).

$$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8;$$

$$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25.$$
(A. 28)

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , é definido pela Tabela A. 5.

Tabela A. 5. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 3.

$M_m(d)$					
$\frac{B}{r} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,380	1,930	2,960	4,820
$\frac{B}{r} = 0,25$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,304	1,784	2,566	3,461

Para o caso de trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 28).

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , é definido pela Tabela A. 6.

Tabela A. 6. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais externas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 3.

$M_b(d)$					
$\frac{B}{r_1} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,018	1,143	1,484	1,990
$\frac{B}{r_1} = 0,25$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,002	1,033	1,094	0,949

#### Caso 4 – Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros

O Caso 4 é o de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura A. 4.

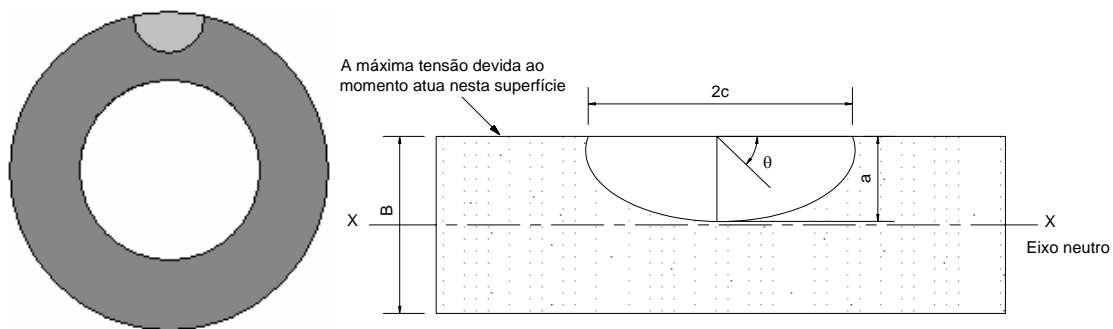


Figura A. 4. Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 4.

Para o caso de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 29).

$$\begin{aligned}
 0 &\leq \frac{a}{2c} \leq 1,0; \\
 0 &\leq \theta \leq \pi; \\
 \frac{a}{B} &< 1,25 \left( \frac{a}{c} + 0,6 \right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,1; \\
 \frac{a}{B} &< 1,0, \text{ para } 0,1 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0.
 \end{aligned}
 \tag{A. 29}$$

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido pela equação (A. 30).

$$M_m = \frac{\left[ M_1 + M_2 \left( \frac{a}{B} \right)^2 + M_3 \left( \frac{a}{B} \right)^4 \right] g f_0}{\Phi}
 \tag{A. 30}$$

Os coeficientes  $M_1$ ,  $M_2$ ,  $M_3$ ,  $g$ ,  $f_0$  e  $\Phi$  são definidos para  $0 \leq a/2c \leq 0,5$  pelas equações (A. 31) a (A. 36), respectivamente.

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \left( \frac{a}{c} \right)
 \tag{A. 31}$$

$$M_2 = \frac{0,89}{0,2 + \left( \frac{a}{c} \right)} - 0,54
 \tag{A. 32}$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \left( \frac{a}{c} \right)} + 14 \left( 1 - \left( \frac{a}{c} \right) \right)^{24}
 \tag{A. 33}$$

$$g = 1 + \left( 0,1 + 0,35 \left( \frac{a}{B} \right)^2 \right) (1 - \text{sen}\theta)^2
 \tag{A. 34}$$

$$f_0 = \left( \left( \frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \theta + \text{sen}^2 \theta \right)^{0,25}
 \tag{A. 35}$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}} \quad (\text{A. 36})$$

Os coeficientes  $M_1$ ,  $M_2$ ,  $M_3$ ,  $g$ ,  $f_0$  e  $\Phi$  são definidos para  $0,5 < a/2c \leq 1,0$  pelas equações (A. 37) a (A. 42), respectivamente.

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}} \left[ 1 + 0,04 \left(\frac{c}{a}\right) \right] \quad (\text{A. 37})$$

$$M_2 = 0,2 \left(\frac{c}{a}\right)^4 \quad (\text{A. 38})$$

$$M_3 = -0,11 \left(\frac{c}{a}\right)^4 \quad (\text{A. 39})$$

$$g = 1 + \left( 0,1 + 0,35 \left(\frac{c}{a}\right) \left(\frac{a}{B}\right)^2 \right) (1 - \sin\theta)^2 \quad (\text{A. 40})$$

$$f_0 = \left( \left(\frac{c}{a}\right)^2 \sin^2\theta + \cos^2\theta \right)^{0,25} \quad (\text{A. 41})$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}} \quad (\text{A. 42})$$

Para o caso de trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 29).

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido pela equação (A. 43). O coeficiente  $H$  é definido pela equação (A. 44).

$$M_b = HM_m \quad (\text{A. 43})$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1)\text{sen}^q\theta \quad (\text{A. 44})$$

Os coeficientes  $q$  e  $H_1$  são definidos para  $0 \leq a/2c \leq 0,5$  pelas equações (A. 45) e (A. 46), respectivamente.

$$q = 0,2 + \left(\frac{a}{c}\right) + 0,6\left(\frac{a}{B}\right) \quad (\text{A. 45})$$

$$H_1 = 1 - 0,34\left(\frac{a}{B}\right) - 0,11\left(\frac{a}{c}\right)\left(\frac{a}{B}\right) \quad (\text{A. 46})$$

Os coeficientes  $q$  e  $H_1$  são definidos para  $0,5 < a/2c \leq 1,0$  pelas equações (A. 47) e (A. 48), respectivamente.

$$q = 0,2 + \left(\frac{c}{a}\right) + 0,6\left(\frac{a}{B}\right) \quad (\text{A. 47})$$

$$H_1 = 1 - \left[0,04 + 0,41\left(\frac{c}{a}\right)\right]\left(\frac{a}{B}\right) + \left[0,55 - 1,93\left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 1,38\left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}\right]\left(\frac{a}{B}\right)^2 \quad (\text{A. 48})$$

O coeficiente  $H_2$  é definido pela equação (A. 49).

$$H_2 = 1 + G_1\left(\frac{a}{B}\right) + G_2\left(\frac{a}{B}\right)^2 \quad (\text{A. 49})$$

Os coeficientes  $G_1$  e  $G_2$  são definidos para  $0 \leq a/2c \leq 0,5$  pelas equações (A. 50) e (A. 51), respectivamente.

$$G_1 = -1,22 - 0,12\left(\frac{a}{c}\right) \quad (\text{A. 50})$$

$$G_2 = 0,55 - 1,05 \left( \frac{a}{c} \right)^{0,75} + 0,47 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,5} \quad (\text{A. 51})$$

Os coeficientes  $G_1$  e  $G_2$  são definidos para  $0,5 < a/2c \leq 1,0$  pelas equações (A. 52) e (A. 53), respectivamente.

$$G_1 = -2,11 + 0,77 \left( \frac{c}{a} \right) \quad (\text{A. 52})$$

$$G_2 = 0,55 - 0,72 \left( \frac{c}{a} \right)^{0,75} + 0,14 \left( \frac{c}{a} \right)^{1,5} \quad (\text{A. 53})$$

### Caso 5 – Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros

O **Caso 5**, trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 5.

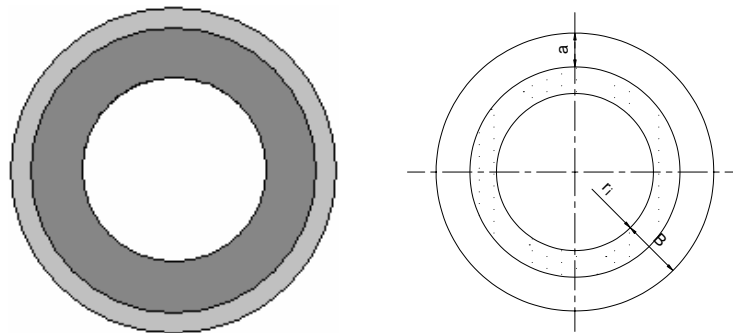


Figura A. 5. Trincas superficiais externas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 5.

Os fatores de majoração das intensidades das tensões devidas aos esforços normais e aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$  e  $M_b(d)$ , são definidos pela equação (A. 54).

$$M_b = M_m = \frac{1 - \lambda^2}{[1 - (1 - \lambda)\mu]^2 - \lambda^2} \frac{1}{\sqrt{0,8 + \frac{(1 - \lambda)\mu}{1 - (1 - \lambda)\mu} \left[ 4 + \frac{1,08\lambda}{(1 - \lambda)(1 - \mu)} \right]}} \quad (\text{A. 54})$$

O coeficiente  $\lambda$  é definido pela equação (A. 55) e o coeficiente  $\mu$  é definido pela equação (A. 56). Sendo  $r_i$  e  $r_o$  os raios interno e externo do cilindro

$$\lambda = \frac{r_i}{r_o} \quad (\text{A. 55})$$

$$\mu = \frac{a}{B} \quad (\text{A. 56})$$

### Caso 6 – Trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros

O **Caso 6**, trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 6.

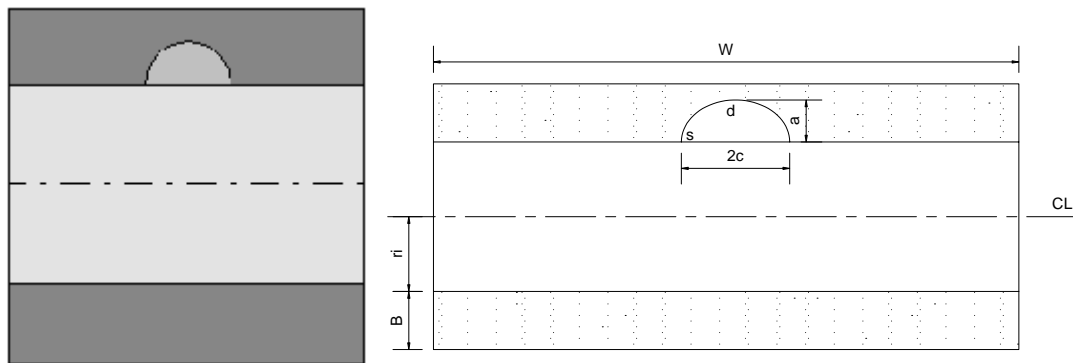


Figura A. 6. Trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

Para o caso de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 57).

$$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8;$$

$$0,05 \leq \frac{a}{c} \leq 1,0;$$

$$0,10 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25;$$

$$\frac{2c}{W} \leq 0,15.$$

(A. 57)

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_m(s)$ , são definidos respectivamente na Tabela A. 7 e na Tabela A. 8, respectivamente.

Tabela A. 7. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

<b><math>M_m(d)</math></b>						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	1,231	1,172	1,062	0,932	0,647
	0,40	1,701	1,494	1,260	1,016	0,661
	0,60	2,619	1,985	1,500	1,109	0,677
	0,80	4,364	2,737	1,783	1,211	0,694
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	1,211	1,153	1,045	0,919	0,643
	0,40	1,674	1,470	1,240	0,998	0,656
	0,60	2,285	2,003	1,514	1,110	0,677
	0,80	3,163	2,864	1,865	1,255	0,704

Tabela A. 8. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto na superfície livre de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

$M_m(s)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,335	0,451	0,578	0,676	0,726
	0,40	0,469	0,582	0,695	0,768	0,760
	0,60	0,765	0,820	0,876	0,896	0,804
	0,80	1,374	1,219	1,123	1,060	0,859
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,334	0,451	0,577	0,669	0,719
	0,40	0,471	0,585	0,698	0,759	0,745
	0,60	0,774	0,830	0,887	0,889	0,785
	0,80	1,400	1,242	1,144	1,060	0,838

Para o caso de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 57).

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_b(s)$ , são definidos respectivamente na Tabela A. 9 e na Tabela A. 10, respectivamente.

Tabela A. 9. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

$M_b(d)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	0,946	0,897	0,806	0,698	0,464
	0,40	0,971	0,834	0,677	0,519	0,291
	0,60	1,080	0,765	0,515	0,316	0,110
	0,80	1,301	0,689	0,320	0,090	-0,080
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,120	1,103	1,059	0,951	0,663
	0,20	0,929	0,881	0,791	0,688	0,461
	0,40	0,950	0,816	0,663	0,506	0,288
	0,60	1,079	0,765	0,515	0,311	0,107
	0,80	1,081	0,749	0,348	0,103	-0,079

Tabela A. 10. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto na superfície livre de trincas superficiais internas orientadas axialmente em cilindros – Caso 6.

$M_b(s)$						
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,318	0,429	0,548	0,632	0,676
	0,40	0,406	0,503	0,597	0,651	0,649
	0,60	0,584	0,623	0,660	0,674	0,623
	0,80	0,919	0,810	0,737	0,700	0,599
$\frac{B}{r_i} = 0,25$		Parâmetro a/c				
		0,05	0,10	0,20	0,40	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,275	0,384	0,521	0,662	0,729
	0,20	0,318	0,428	0,547	0,627	0,669
	0,40	0,407	0,504	0,599	0,644	0,638
	0,60	0,587	0,627	0,665	0,666	0,610
	0,80	0,928	0,819	0,745	0,694	0,585

### Caso 7 – Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros

O **Caso 7**, trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 7.

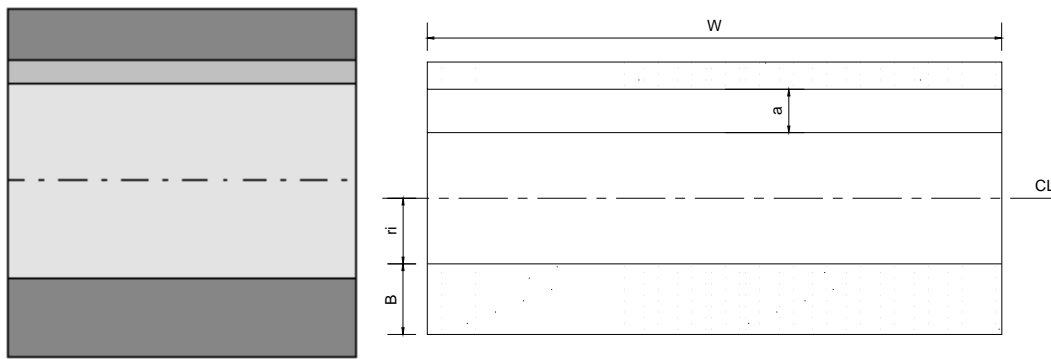


Figura A. 7. Trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 7.

Para o caso de trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 58).

$$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8; \quad (A. 58)$$

$$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,25.$$

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , é definido pela Tabela A. 11.

Para o caso de trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 58).

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , é definido pela Tabela A. 12.

Tabela A. 11. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 7.

$M_m(d)$					
$\frac{B}{r_1} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,380	1,930	2,960	4,820
$\frac{B}{r_1} = 0,25$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,304	1,784	2,566	3,461

Tabela A. 12. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais internas longas orientadas axialmente em cilindros – Caso 7.

$M_b(d)$					
$\frac{B}{r_1} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,018	1,143	1,484	1,990
$\frac{B}{r_1} = 0,25$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,002	1,033	1,094	0,949

### Caso 8 – Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros

O **Caso 8**, trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 8.

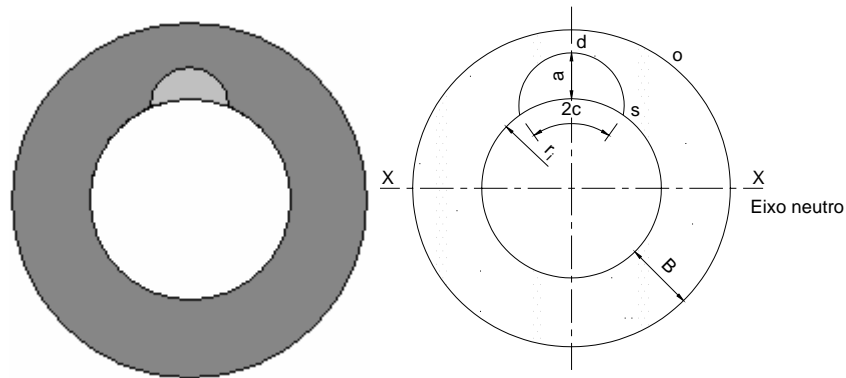


Figura A. 8. Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

Para o caso de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 59).

$$\begin{aligned}
 0 &\leq \frac{a}{B} \leq 0,8; \\
 0,1 &\leq \frac{a}{c} \leq 1; \\
 0,1 &\leq \frac{B}{r_i} \leq 0,2.
 \end{aligned}
 \tag{A. 59}$$

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_m(s)$ , são definidos respectivamente na Tabela A. 13 e na Tabela A. 14, respectivamente.

Tabela A. 13. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

$M_m(d)$					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,103	1,059	0,896	0,663
	0,20	1,219	1,168	0,999	0,667
	0,40	1,529	1,375	1,031	0,670
	0,60	1,939	1,599	1,121	0,686
	0,80	2,411	1,803	1,148	0,702
$\frac{B}{r_i} = 0,20$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,103	1,059	0,896	0,663
	0,20	1,214	1,144	1,004	0,667
	0,40	1,382	1,318	1,030	0,670
	0,60	1,661	1,517	1,124	0,686
	0,80	2,031	1,782	1,192	0,702

Tabela A. 14. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto na superfície livre de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

$M_m(s)$					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,384	0,521	0,697	0,729
	0,20	0,482	0,617	0,731	0,681
	0,40	0,700	0,835	0,801	0,706
	0,60	0,981	1,048	0,889	0,733
	0,80	1,363	1,255	0,993	0,764
$\frac{B}{r_i} = 0,20$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,384	0,521	0,697	0,729
	0,20	0,482	0,617	0,731	0,681
	0,40	0,700	0,835	0,801	0,706
	0,60	0,981	1,048	0,889	0,733
	0,80	1,363	1,255	0,993	0,764

Para o caso de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 59).

Os fatores de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , e no ponto da trinca na superfície livre,  $M_b(s)$ , são definidos respectivamente na Tabela A. 15 e na Tabela A. 16, respectivamente.

Tabela A. 15. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

$M_b(d)$					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,103	1,059	0,896	0,663
	0,20	0,921	0,870	0,731	0,574
	0,40	0,829	0,736	0,504	0,327
	0,60	0,677	0,561	0,306	0,140
	0,80	0,479	0,269	0,014	-0,105
$\frac{B}{r_i} = 0,20$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	1,103	1,059	0,896	0,663
	0,20	0,903	0,851	0,735	0,582
	0,40	0,776	0,698	0,503	0,334
	0,60	0,624	0,515	0,305	0,117
	0,80	0,386	0,253	0,027	-0,099

Tabela A. 16. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto na superfície livre de trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 8.

$M_b(s)$					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,384	0,521	0,697	0,729
	0,20	0,487	0,623	0,628	0,623
	0,40	0,498	0,591	0,563	0,528
	0,60	0,525	0,556	0,502	0,431
	0,80	0,570	0,519	0,445	0,332
$\frac{B}{r_i} = 0,20$		Parâmetro a/c			
		0,10	0,20	0,50	1,00
Parâmetro a/B	0,00	0,384	0,521	0,697	0,729
	0,20	0,487	0,623	0,628	0,623
	0,40	0,498	0,591	0,563	0,528
	0,60	0,525	0,556	0,502	0,431
	0,80	0,570	0,519	0,445	0,332

### Caso 9 – Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros

O **Caso 9**, trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, é esquematizado na Figura A. 9.

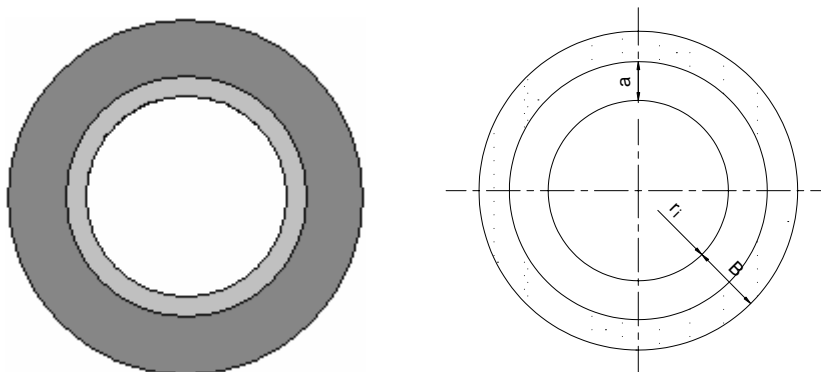


Figura A. 9. Trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 9.

Para o caso de trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais,  $M_m$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 60).

$$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8 ;$$

$$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,2 .$$
(A. 60)

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo da trinca,  $M_m(d)$ , é definido pela Tabela A. 17.

Tabela A. 17. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos esforços normais no ponto mais profundo de trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 9.

$M_m(d)$					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,261	1,582	2,091	2,599
$\frac{B}{r_i} = 0,20$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	1,215	1,446	1,804	2,280

Para o caso de trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, o fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores,  $M_b$ , é definido dentro dos intervalos das inequações (A. 60).

O fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo da trinca,  $M_b(d)$ , é definido pela Tabela A. 18.

Tabela A. 18. Fator de majoração da intensidade das tensões devidas aos momentos fletores no ponto mais profundo de trincas superficiais internas longas orientadas circunferencialmente em cilindros – Caso 9.

<b><math>M_b(d)</math></b>					
$\frac{B}{r_i} = 0,10$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	0,954	0,909	0,810	0,600
$\frac{B}{r_i} = 0,20$	Parâmetro a/B				
	0,00	0,20	0,40	0,60	0,80
	1,122	0,933	0,810	0,650	0,411