

JOÃO CARLOS CARVALHO DE GOUVEIA

**ANÁLISE CRÍTICA DE ENGENHARIA PARA DUTOS RÍGIDOS SUBMETIDOS A  
GRANDES DEFORMAÇÕES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal Fluminense, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Civil. Área de Concentração: Tecnologia da construção.

Orientador: Prof. NELSON SZILARD GALGOUL, Dr-Ing.

Niterói  
2010

Gouveia, João Carlos Carvalho de

**ANÁLISE CRÍTICA DE ENGENHARIA PARA DUTOS RÍGIDOS  
SUBMETIDOS À GRANDES DEFORMAÇÕES / JOÃO CARLOS  
CARVALHO DE GOUVEIA - NITERÓI: UFF / CTC, 2010.**

185 p.

Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil,  
Universidade Federal Fluminense, 2010

1. Dutos Submarinos. 2. Fratura. 3. Fadiga

JOÃO CARLOS CARVALHO DE GOUVEIA

**ANÁLISE CRÍTICA DE ENGENHARIA PARA DUTOS RÍGIDOS SUBMETIDOS A  
GRANDES DEFORMAÇÕES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal Fluminense, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Civil. Área de Concentração: Tecnologia da Construção

Aprovada em janeiro de 2010

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Nelson Szilard Galgoul, Dr-Ing. (Orientador)  
Universidade Federal Fluminense

---

Prof. Elson Antônio do Nascimento, D.Sc.  
Universidade Federal Fluminense

---

Prof. Maria Cascão Ferreira de Almeida, D.Sc.  
Universidade Federal do Rio de Janeiro

Niterói  
2010

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus por me permitir encontrar pessoas que contribuíram significativamente por todos os ensinamentos que recebi.

Ao meu orientador Nelson Szilard Galgoul pela orientação dedicada e por todo apoio e incentivo durante a realização deste trabalho.

Aos amigos e professores Elson Antônio do Nascimento e André Luiz Lupinacci Massa pelo apoio, sugestões e pela amizade dispensada ao longo do meu trabalho.

Aos Engenheiros Petrônio Zumpano e Thiago Kaspary da PETROBRAS pelo apoio e conhecimentos transmitidos.

Aos colegas de trabalho e de mestrado pela amizade e apoio ao longo deste tempo de convivência.

Aos meus pais, esposa e familiares por toda ajuda e orientação.

“Não se pode ensinar tudo a alguém,  
pode-se apenas ajudá-lo a encontrar  
por si mesmo.”  
*Galileu Galilei*

## RESUMO

Dutos rígidos submarinos são instalados em águas profundas para um número variado de aplicações. Estes são dimensionados para suportar as condições mais severas durante as fases de instalação e operação. Avaliação Crítica de Engenharia (ECA) é utilizada como uma técnica para gerar o critério de aceitação de defeitos em soldas a ser utilizado durante a fabricação no campo em substituição a métodos mais simples, como os baseados no método de curvas S-N ou critérios de trabalho publicados em diferentes normas. A natureza dos carregamentos durante as fases de instalação e operação são de suma importância na seleção do método apropriado de avaliação. Neste caso, é sabido que dutos rígidos devem suportar grandes ciclos de deformações plásticas devidas ao *reeling* (instalação). Por esta razão um procedimento mais refinado se faz necessário para se obter um confiável critério de aceitação de defeitos. O presente trabalho descreve o uso do método baseado na mecânica da fratura para elaboração do ECA de soldas circunferenciais em dutos rígidos submarinos. Este inclui a estimativa das forças motrizes para os diferentes níveis de avaliação descritos na BS7910:2005 e a construção dos FADs utilizados nesta avaliação. Este estudo também ilustra a avaliação de crescimentos de trincas por fadiga para diferentes fases durante a vida útil do duto. Por fim, o trabalho descreve como se obter o critério de aceitação final a ser utilizado e os meios para se aplicar a categorização de defeitos.

**Key Words:** Dutos submarinos, fratura, fadiga.

## **ABSTRACT**

Rigid pipelines are installed in deep waters for most varied number of applications. These are designed to support the worst case conditions during its installation and operational phases. Engineering Critical Assessment (ECA) is used as a technique to provide flaw acceptance criteria to be used during pipeline manufacture on site in replacement to more simplistic methods, like those based on S-N approach or workmanship criteria, published in many different codes. The nature of load cases during installation and operational phases are of major importance in selecting appropriate method of evaluation. In this case, it is known that rigid pipelines is supposed to sustain large plastic strain cycles due to reel (installation). For this reason a more refined approach is necessary in order to achieve reliable flaw acceptance criteria. The present work describes the use of fracture mechanical approach in ECA design procedure of girth welds from rigid pipelines. It includes estimation of crack driving force for different assessment levels described in BS7910:2005 and the construction of FADs used in the assessment. Also, it illustrates the assessment of fatigue crack growth for different design phases along flowline design life. Finally, it is described how it is obtained the final acceptance criteria to be used and the means of flaw re-categorization applied.

**Key Words:** Subsea pipelines, fracture, fatigue.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>13</b>
1.1	RESUMO HISTÓRICO .....	13
1.2	OBJETIVO .....	16
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO .....	16
<b>2</b>	<b>PROJETO DE DUTOS</b> .....	<b>18</b>
2.1	VISÃO GERAL.....	18
2.2	DIMENSIONAMENTO MECÂNICO .....	19
2.3	DETERMINAÇÃO DA ROTA .....	20
2.4	ESTABILIDADE DE FUNDO.....	22
2.5	PROTEÇÃO CATÓDICA .....	23
2.6	ANÁLISE DE INSTALAÇÃO .....	25
2.7	ANÁLISE DE VÃOS LIVRES .....	30
2.8	ANÁLISE TERMOMECÂNICA .....	34
<b>3</b>	<b>MECÂNICA DA FRATURA</b> .....	<b>37</b>
3.1	MECÂNICA DA FRACTURA LINEAR ELÁSTICA .....	37
3.1.1	<b>Conceitos iniciais</b> .....	<b>37</b>
3.1.2	<b>Resistência a fratura de materiais íntegros</b> .....	<b>37</b>
3.1.3	<b>Resistência à fratura de materiais com trincas</b> .....	<b>40</b>
3.1.4	<b>Fator de intensidade de tensão</b> .....	<b>48</b>
3.1.5	<b>Equivalência das abordagens do balanço de Energia e do Fator de Intensidade de Tensões</b> .....	<b>54</b>
3.1.6	<b>Princípio da superposição</b> .....	<b>55</b>
3.1.7	<b>Estado plano de tensão e deformação em corpos de prova trincados</b> 55	
3.1.8	<b>Plastificação na ponta da trinca</b> .....	<b>57</b>
3.1.9	<b>Trincas Elípticas</b> .....	<b>60</b>
3.2	MECÂNICA DA FRACTURA ELASTO PLÁSTICA .....	63
3.2.1	<b>Conceitos iniciais</b> .....	<b>63</b>
3.2.2	<b>Método da Abertura Crítica de Trinca (CTOD)</b> .....	<b>63</b>
<b>4</b>	<b>FADIGA</b> .....	<b>71</b>
4.1	CONCEITOS INICIAIS.....	71
4.1.1	<b>Estágios da Propagação de Trincas</b> .....	<b>71</b>
4.1.2	<b>Concentração de tensões</b> .....	<b>74</b>
4.1.3	<b>Defeitos em juntas soldadas</b> .....	<b>78</b>
4.1.4	<b>Descontinuidades dimensionais</b> .....	<b>78</b>
4.1.5	<b>Descontinuidades estruturais</b> .....	<b>81</b>

4.2	AVALIAÇÃO DE FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA.....	85
4.2.1	<b>Conceitos iniciais</b> .....	85
4.2.2	<b>Amplitude do fator de intensidade de tensões</b> .....	86
4.2.3	<b>Equações empíricas de propagação de trincas</b> .....	88
4.2.4	<b>Leis de Propagação de Trincas</b> .....	90
4.2.5	<b>Integração da Lei de Paris</b> .....	92
4.2.6	<b>Fatores que influenciam nas curvas de propagação de trincas</b> .....	93
5	<b>AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA</b> .....	103
5.1	VISÃO GERAL.....	103
5.2	AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA.....	104
5.3	PROCEDIMENTO PARA AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA.....	107
5.4	AVALIAÇÃO DA FRATURA.....	110
5.4.1	<b>Tipos de Defeitos Avaliados</b> .....	111
5.4.2	<b>Tensões Consideradas</b> .....	114
5.4.3	<b>Tenacidade à Fratura</b> .....	118
5.4.4	<b>Níveis de Avaliação</b> .....	124
5.4.5	<b>Avaliação à Fratura - Nível 1</b> .....	126
5.4.6	<b>Avaliação à Fratura - Nível 2</b> .....	129
5.4.7	<b>Avaliação à Fratura - Nível 3</b> .....	132
5.5	FADIGA.....	134
5.5.1	<b>Método baseado na mecânica da fratura</b> .....	135
5.5.2	<b>Tensões flutuantes utilizadas na avaliação de fadiga</b> .....	136
5.5.3	<b>Leis de propagação de trincas</b> .....	137
5.6	RECOMENDAÇÕES PARA AVALIAÇÃO DO ECA .....	141
5.6.1	<b>Caracterização de defeitos</b> .....	141
5.6.2	<b>Desalinhamentos</b> .....	143
5.6.3	<b>Soluções para determinação do fator de intensidade de tensão <math>K_I</math></b> 146	
6	<b>EXEMPLO NUMÉRICO</b> .....	157
6.1	VISÃO GERAL.....	157
6.1.1	<b>Dados geométricos, operacionais e propriedades mecânicas</b> .....	157
6.1.2	<b>Propriedades do material</b> .....	159
6.1.3	<b>Desalinhamentos</b> .....	162
6.1.4	<b>Enrolamento (<i>Reeling</i>)</b> .....	162
6.1.5	<b>Instalação</b> .....	166
6.1.6	<b>Operação</b> .....	169
7	<b>CONCLUSÃO</b> .....	174
7.1	CONSIDERAÇÕES FINAIS .....	174
7.2	SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS .....	176
8	<b>BIBLIOGRAFIA</b> .....	177

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1: Evolução das profundidades de exploração (PETROBRAS). .....	14
Figura 1.2: Sistema submarino de exploração e exportação (BAI, 2001). .....	15
Figura 2.1: Coleta de dados com AUV (TIRANT, 1979). .....	21
Figura 2.2: Exemplo de um estudo de rota (PETROBRAS, 2009). .....	22
Figura 2.3: Balanço de forças no duto assente no leito marinho. ....	23
Figura 2.4: Detalhe típico de um anodo de braçadeira (PETROBRAS, 2009). .....	25
Figura 2.5: Análise de lançamento – método <i>S-Lay</i> (MASSA, 2003). .....	26
Figura 2.6: Embarcação típica para instalação <i>S-Lay</i> . .....	27
Figura 2.7: Análise de lançamento – método <i>J-Lay</i> (MASSA, 2003). .....	28
Figura 2.8: Análise de lançamento – método <i>Reel-Lay</i> (MASSA, 2003). .....	30
Figura 2.9: Vão livre corrigido com <i>Grout Bag</i> . .....	31
Figura 2.10: Detalhe de um suporte mecânico antes de ser instalado. ....	31
Figura 2.11: Resposta in-line - DNV-RP-F105 (2006). .....	33
Figura 2.12: Resposta cross-flow - DNV-RP-F105 (2006). .....	33
Figura 2.13: Análise dos efeitos de flambagem lateral. ....	35
Figura 2.14: Ilustração do efeito de <i>upheaval buckling</i> (MASSA, 2003). .....	36
Figura 3.1: Variação da resistência de coesão com $x$ . .....	38
Figura 3.2: Defeito elíptico em uma chapa infinita. ....	40
Figura 3.3: Trinca analisada pelo modelo de GRIFFITH (1920). .....	43
Figura 3.4: Modelo para cálculo da taxa de liberação de energia elástica. ....	43
Figura 3.5: Variação da energia e da taxa de liberação de energia com o comprimento da trinca. ....	45
Figura 3.6: Modos básicos de carregamento de trincas. ....	49
Figura 3.7: (a) Sólido infinito com trinca vazante submetido à tensão $\sigma$ . (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca. ....	50
Figura 3.8: Variação das tensões na extremidade da trinca com a distância $r$ . ....	52
Figura 3.9: Sólido elástico com trinca vazante submetido a tensão $\sigma$ . ....	55
Figura 3.10: Estado plano de tensão x estado plano de deformação. ....	56
Figura 3.11: Variação das tensões na extremidade da trinca com deformação plástica. ....	58
Figura 3.12: Círculos de Mohr para Estado Plano de Tensão e Estado Plano de Deformação. ....	59
Figura 3.13: Trinca elíptica em um sólido infinito sujeito à tensão uniforme. ....	60
Figura 3.14: Trinca do modelo de Wells. ....	65
Figura 3.15: Curva de Projeto de Wells. ....	70
Figura 4.1: Estágios da propagação de trincas. ....	73
Figura 4.2: Iniciação e fases I e II do crescimento de uma trinca. ....	73
Figura 4.3: Concentração de tensões no perfil de solda. ....	75

Figura 4.4: Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) - DNV-RP-C203.....	76
Figura 4.5: Fator de Concentração de Tensões (SCF) para um detalhe de tubo inserido. - DNV-RP-C203. ....	77
Figura 4.6: Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF).....	77
Figura 4.7: Distorção angular. ....	79
Figura 4.8: Distorção por embicamento. ....	79
Figura 4.9: Distorção por flexão. ....	79
Figura 4.10: Preparação incorreta da junta – desalinhamento entre chapas .....	80
Figura 4.11: Preparação incorreta da junta – abertura de chanfro inadequada .....	80
Figura 4.12: Tamanho incorreto - cordão côncavo e convexo .....	81
Figura 4.13: Perfil incorreto de solda- defeitos típicos.....	81
Figura 4.14: Tipos de distribuição de porosidade.....	82
Figura 4.15: Inclusão de escória .....	82
Figura 4.16: Falta de fusão.....	83
Figura 4.17: Falta de penetração .....	83
Figura 4.18: Mordedura.....	84
Figura 4.19: Trinca em uma junta soldada .....	84
Figura 4.20: Amplitude do fator de intensidade de tensão com pequena zona plástica na ponta da trinca.....	87
Figura 4.21: Curva típica de propagação de trincas.....	89
Figura 4.22: Influência da tensão média na taxa de propagação de trincas.. ....	94
Figura 4.23: Influência do meio ambiente na taxa de propagação de trincas. ....	97
Figura 4.24: Lei de propagação de trincas propostas por VOSIKOVSKY .....	98
Figura 4.25: Lei de propagação de trincas propostas por BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007) para ambientes corrosivos. ....	99
Figura 4.26: Lei de propagação de trincas propostas por BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007) para ambientes com corrosão livre – ambiente marinho.....	100
Figura 4.27: Efeito da frequência de carregamento na taxa de propagação de trincas – BASTIAN (1978).....	101
Figura 5.1: Fatores que afetam a integridade estrutural.....	105
Figura 5.2: Procedimento proposto para análise de ECA em dutos submetidos a grandes deformações.....	109
Figura 5.3: Retângulo que contém o contorno do defeito.....	112
Figura 5.4: Nomenclaturas e dimensões de defeitos planares.....	112
Figura 5.5: Linearização de tensões para defeitos superficiais e internos.. ....	115
Figura 5.6: Procedimento de cálculo da tensão máxima de pico. ....	117
Figura 5.7: Tipos de corpos de prova utilizados em testes de tenacidade à fratura. ....	119
Figura 5.8: Prensa hidráulica para ensaio de tenacidade com corpo de prova SENB. ....	120
Figura 5.9: Modelo para determinação do CTOD em um corpo de prova SENB. ...	122
Figura 5.10: Energia de deformação acumulada.....	123
Figura 5.11: Representação de uma curve de resistência J-R para um material dúctil. ....	124
Figura 5.12: Procedimento de avaliação à fratura através do diagrama FAD. ....	125
Figura 5.13: Diagrama FAD – Nível 1 – BS7910-2005.....	126
Figura 5.14: Diagrama FAD – Nível 2a – BS7910-2005.....	130
Figura 5.15: Diagrama FAD – Nível 2B – BS7910-2005. ....	131

Figura 5.16: Diagrama FAD – Nível 3 – BS7910-2005.....	133
Figura 5.17: Blocos de tensão aplicada ao cálculo de propagação de trincas de fadiga. ....	137
Figura 5.18: Lei de Paris simplificada (a), e com dois estágios (b). ....	138
Figura 5.19: Conversão de defeitos internos em superficiais.....	142
Figura 5.20: Desalinhamento em juntas soldadas de dutos submarinos. ....	144
Figura 5.21: Determinação das tensões e deformações reais a partir do método de Neuber. ....	145
Figura 5.22: Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente – Caso 1. ....	148
Figura 5.23: Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente – Caso 2. ....	151
Figura 5.24: Junta soldada para determinação do fator $M_k$ .....	154
Figura 5.25: Solda circunferencial em um duto submarino (Bureau Veritas). ....	156
Figura 6.1: Curvas tensão-deformação. ....	160
Figura 6.2: Curvas J-R – Lower Bound. ....	161
Figura 6.3: Embarcação de <i>reel-lay</i> durante o spooling da linha.....	163
Figura 6.4: Tensão devida ao ciclo de <i>reel</i> com SCF – Regra de Neuber. ....	164
Figura 6.5: Defeitos pós soldagem após <i>reeling</i> .....	165
Figura 6.6: Exemplo de um diagrama FAD para o nível 3B – CRACKWISE.....	166
Figura 6.7: Histograma para Instalação – CRACKWISE.....	167
Figura 6.8: Defeitos após <i>reeling</i> e após instalação.....	169
Figura 6.9: Tensões de Membrana – Máximo Operacional.....	171
Figura 6.10: Defeitos após instalação e após operação.....	172
Figura 6.11: Exemplo de um diagrama FAD para o nível 3B – CRACKWISE.....	172

## ÍNDICE DE TABELA

Tabela 5.1: Interação entre defeitos planares – BS7910:2005.....	113
Tabela 5.2: Interação entre defeitos planares – BS7910:2005.....	114
Tabela 5.3: Lei de propagação de trincas “ao ar livre”. .....	139
Tabela 5.4: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho.....	139
Tabela 5.5: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho com proteção catódica -850mV (Ag/AgCl).....	140
Tabela 5.6: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho com proteção catódica -1100mV (Ag/AgCl).....	140
Tabela 5.7: Valores de <i>threshold</i> recomendados pela norma BS7910:2005. ....	140
Tabela 5.8: Fatores de majoração de tensões de membrana ( $M_m$ ).....	152
Tabela 5.9: Fatores de majoração de tensões de flexão ( $M_b$ ) .....	153
Tabela 5.10: Fatores de majoração de tensões ( $M_k$ ).....	155
Tabela 6.1: Tenacidade à fratura - SENB .....	161
Tabela 6.2: SCF devido aos desalinhamentos .....	162
Tabela 6.3: Defeitos pós soldagem a após <i>reeling</i> .....	165
Tabela 6.4: Histograma para Instalação – CRACKWISE. ....	168
Tabela 6.5: Defeitos após <i>reeling</i> e após instalação. ....	168
Tabela 6.6: Histograma para Operação – CRACKWISE.....	169
Tabela 6.7: Defeitos após <i>reeling</i> e após instalação.....	171

# **1 INTRODUÇÃO**

## **1.1 RESUMO HISTÓRICO**

A exploração de petróleo em alto mar teve início no século XIX. Os primeiros poços perfurados em águas bem próximas à costa datam de 1890. A perfuração dos poços era feita através de píers que se estendiam rumo ao mar. A primeira plataforma de petróleo foi construída na Louisiana em 1947, para operar a menos de 10 metros de profundidade.

Desde então, a demanda por exploração e produção de óleo e gás tem crescido mundialmente, e como consequência, a indústria vem buscando inovações tecnológicas, nas áreas de estruturas, equipamentos, inspeção e reparo. Este avanço tecnológico permitiu à indústria do petróleo, a exploração e produção de reservas a profundidades cada vez maiores. As estruturas utilizadas para tais fins, acompanharam a tendência de progresso, gerando soluções estruturais capazes de resistir a ambientes cada vez mais extremos.

A evolução das plataformas de petróleo em termos de profundidade pode ser vista na figura a seguir:

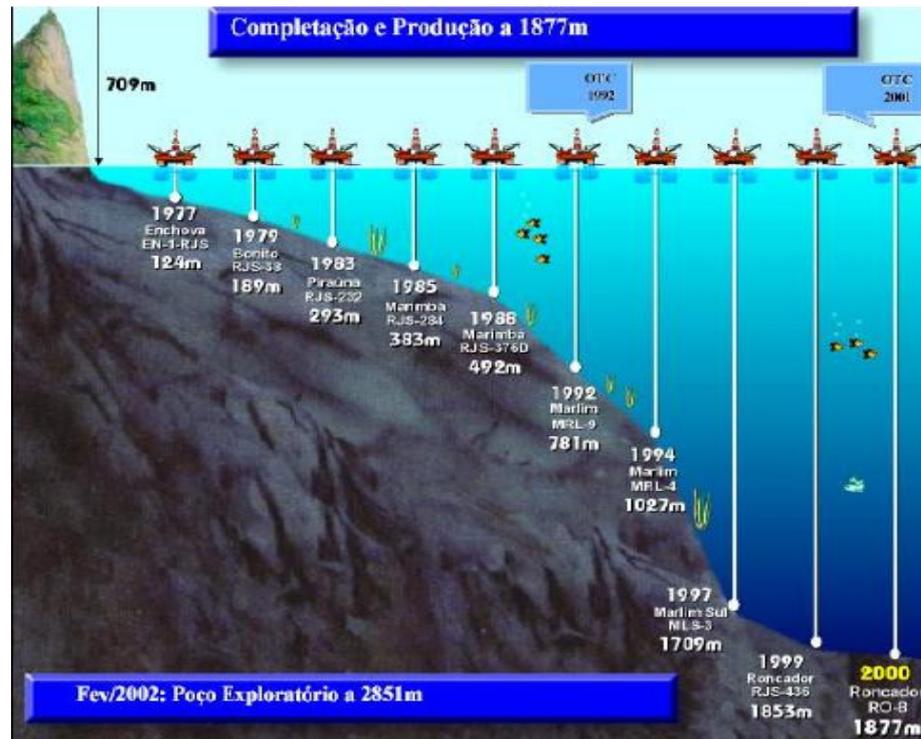


Figura 1.1: Evolução das profundidades de exploração (PETROBRAS).

A crescente demanda por produtos derivados do petróleo intensificou a sua procura nas regiões das plataformas continentais por volta de 1897, quando a exploração de petróleo teve início nos Estados Unidos. Desde então, os dutos submarinos provaram ser um dos meios mais eficientes para transporte de fluidos produzidos ou exportados do fundo do mar.

No Brasil, os primeiros oleodutos também estiveram ligados ao escoamento das fontes de produção. A primeira linha que se tem registro foi construída na Bahia, com diâmetro de 2" e 1km de extensão, ligando a "Refinaria Experimental de Aratu" ao Porto de Santa Luzia, e que recebia o petróleo dos "Saveiros-Tanques" vindos dos campos de Itaparica e Joanes, com início de operação em maio de 1942.

As primeiras linhas de dutos submarinos foram lançados na Baía de Todos os Santos - Bahia, em meados da década de 50. Para tanto eram utilizados duas "barcaças"; uma pertencente à PETROBRAS e a outra à firma Damulakis. Além disso, o início da produção regular da plataforma continental, teve início no Brasil em 1973, nos campos de Guaricema e Caioba, no litoral de Sergipe, através de um oleoduto submarino de 16" para o Terminal de Atalaia.

Desde então, com a necessidade de exploração em campos situados sob lâminas d'água cada vez maiores, os dutos submarinos têm sido amplamente utilizados no transporte de fluidos provenientes da exploração *offshore* (óleo, gás e água).

Os dutos submarinos podem ser utilizados em diversas aplicações como por exemplo:

- Transporte de óleo e/ou gás de poços de produção para *manifolds* submarinos;
- Transporte de óleo e/ou gás de *manifolds* submarinos para unidades de produção;
- Transporte de água e/ou produtos químicos das plataformas produção para *manifolds* de injeção de poços;
- Dutos de exportação e transporte de fluidos de plataformas de produção para terminais *on-shore*;

A Figura 1.2 abaixo ilustra algumas das principais aplicações em um sistema submarino de exploração e exportação.

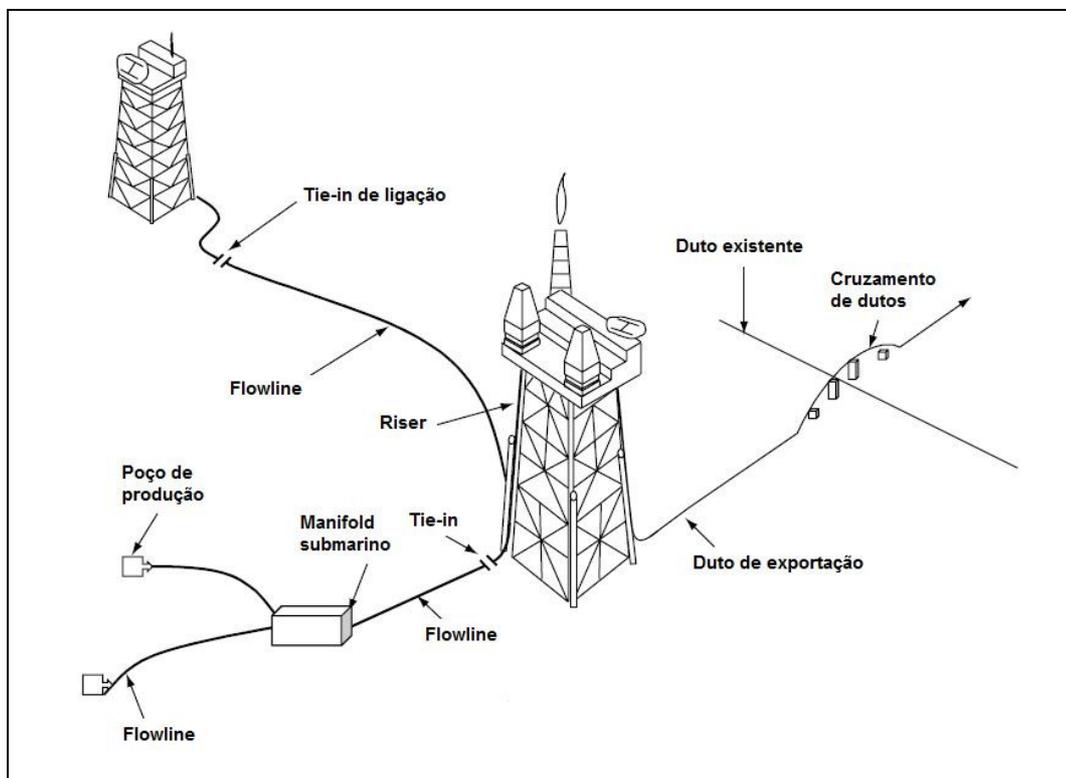


Figura 1.2: Sistema submarino de exploração e exportação (BAI, 2001).

## 1.2 OBJETIVO

O trabalho tem por objetivo enfatizar a etapa de projeto referente à análise de fadiga e fratura em dutos rígidos. Mais precisamente, tem-se por objetivo relacionar os métodos de avaliação da capacidade de resistência das soldas às diversas fontes de solicitações cíclicas que estará sujeita uma linha submarina.

Desta forma, serão descritos alguns métodos de avaliação de fadiga e fratura em estrutura de dutos submarinos, assim como, os efeitos de deformação plástica excessiva que afetam o comportamento estrutural. São descritos os fundamentos da mecânica da fratura linear elástica e elasto plástica, para aplicações em fratura e fadiga, afim de fornecer subsídios ao desenvolvimento da Avaliação Crítica de Engenharia (ECA) para um projeto de duto rígido.

O desenvolvimento do ECA é descrito detalhadamente com a influência de cada uma das fases do projeto de dutos rígidos, da instalação à etapa operacional. Especial ênfase é dada na definição dos problemas que afetam a Avaliação Crítica de Engenharia com relação aos efeitos de plastificação devidos a grandes deformações, seja durante a fase de instalação ou de operação do duto.

Ao final do trabalho, exemplos de aplicações numéricas serão desenvolvidos de modo a ilustrar a influência dos efeitos de fadiga e fratura. Geralmente este efeito se dá em função do método de instalação ou devido a grandes deformações causadas pelo efeito de expansão térmica de uma linha submetida a grandes variações de temperatura.

## 1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este item pretende expor de forma geral uma breve descrição dos tópicos abordados em cada um dos capítulos subseqüentes.

O capítulo 2 fornece uma visão geral das etapas de projeto de dutos rígidos submarinos. São descritas neste capítulo as particularidades envolvidas em cada uma das fases do projeto, da instalação à condição de operação, com ênfase àquelas que afetam diretamente o dimensionamento à fadiga das juntas soldadas. Além disso, são descritos os métodos mais comuns de instalação de dutos rígidos

submarinos e sua influência na geração de efeitos significativos de deformações plásticas.

O capítulo 3 apresenta uma introdução aos conceitos relativos à Mecânica da Fratura Linear Elástica e Elasto-Plástica. São abordados os conceitos de formação e propagação de trincas em materiais frágeis e dúcteis, os modos de carregamentos, os fatores de intensidade de tensões, as condições para consideração de fratura estável.

O capítulo 4 apresenta as formas de se considerar o efeito da fadiga em estruturas de dutos rígidos submarinos com base na teoria da mecânica da fratura. São abordados os fatores que influenciam na propagação de trincas por fadiga e as recomendações das normas aplicáveis, como por exemplo a British Standard BS7910:2005. Adicionalmente, são discutidos os limites de aplicação com as respectivas recomendações de normas adotadas atualmente.

O capítulo 5 apresenta o procedimento de avaliação crítica de engenharia proposto com base em recomendações de normas vigentes e práticas adotadas pela indústria. São apresentadas as informações necessárias para a verificação de fratura e fadiga em dutos rígidos através dos métodos baseados na teoria da mecânica da fratura. São mostrados neste capítulo também as informações necessárias dos carregamentos que atuam sobre a estrutura nas diversas fases de projeto instalação e operação, além das recomendações descritas em normas vigentes para caracterização dos tipos de defeito e as implicações da ocorrência de deformações plásticas excessivas ao longo da vida útil do duto.

O capítulo 6 apresenta exemplos numéricos obtidos para alguns casos de Avaliação Crítica de Engenharia para dutos rígidos submetidos a deformações plásticas excessivas. Para este fim serão utilizadas ferramentas de análise computacional tradicionais, com o auxílio de planilhas desenvolvidas para obtenção de parâmetros de entrada.

Finalmente, o capítulo 7 fornece uma síntese das principais considerações abordadas no presente trabalho, além das conclusões pertinentes. Também são apresentadas, neste capítulo, algumas sugestões para pesquisas ou trabalhos futuros.

## **2 PROJETO DE DUTOS**

### **2.1 VISÃO GERAL**

O presente capítulo apresenta de forma geral as diversas etapas que compõe um projeto de um duto submarino.

O projeto de dutos pode ser organizado em duas etapas distintas:

O projeto básico ou conceitual tem por objetivo estabelecer a viabilidade técnica do empreendimento, identificar as informações a serem requeridas para a etapa de construção e identificar problemas de interface com outros sistemas submarinos,

No dimensionamento geométrico preliminar deve-se determinar a espessura de parede do duto e grau material a ser adotado para servir de base a elaboração do pedido de compra de materiais.

A segunda etapa é definida pelo projeto executivo, ou detalhado. Esta tem como objetivo elaborar análises para comprovar a integridade estrutural do duto em todas as etapas de projeto, ou seja, instalação, teste, operação e desmobilização.

Dentre as fases do projeto podem-se citar as seguintes como sendo principais:

- Dimensionamento mecânico;
- Definição da diretriz, ou rota;
- Verificação de estabilidade de fundo;
- Análise de colapso local e estado limite último;
- Dimensionamento de proteção catódica;
- Análise de instalação;

- Análise de vãos livres;
- Análise de flambagem termo mecânica;
- Análise de fadiga.

## 2.2 DIMENSIONAMENTO MECÂNICO

Segundo PALMER e KING (2004) a etapa de dimensionamento mecânico consiste em determinar o tipo de material a ser utilizado no projeto do duto e suas características geométricas principais, como por exemplo diâmetro e espessura de parede.

Em geral, adota-se para projetos de dutos rígidos, instalados a profundidades acima de 1000 metros, aços com grau API X-60 ou X-65, respectivamente com limites de escoamento de 414MPa e 448MPa. Para profundidades menores pode-se viabilizar o uso de aços com grau de material menor como X-42, X-52 ou X-56.

Outro aspecto importante é o tipo de junta adotada nos dutos rígidos submarinos. A indústria atualmente utiliza dois tipos principais: com ou sem costura longitudinal. Os tubos com costura são usualmente executados com solda de arco submerso simples ou duplo, denominados SAW ou DSAW, e são aplicáveis no caso de dutos de grande diâmetro (maiores que 26 polegadas).

A determinação da espessura mínima de parede do duto é baseada em verificações considerando a pressão interna no fluido e a pressão hidrostática externa. Adicionalmente, também são consideradas avaliações de tensões longitudinais máximas combinadas. Estas verificações são apresentadas por diversas normas sendo as mais utilizadas: DNV-OS-F101 (2000) e API-RP-1111 (1999).

Todas as condições em que o duto estará submetido durante sua vida útil devem ser avaliadas nesta fase de dimensionamento. Isto implica em determinadas considerações que devem ser adotadas. No caso de início de vida útil, deve-se analisar as condições de instalação, quando o duto usualmente estará vazio (sem pressão interna e temperatura), submetido a estados de carregamento específicos relacionado ao tipo de instalação empregado. Deve-se considerar ainda a fase de teste e comissionamento onde atuam as pressões devidas ao teste hidrostático, que

são maiores que as pressões de projeto em que o duto estará submetido durante a fase operacional.

Ao final da vida útil deve-se verificar a integridade estrutural do duto quando submetido às solicitações de operação e de desmobilização, quando for aplicável, porém considerando a perda de seção transversal devida à corrosão interna.

### 2.3 DETERMINAÇÃO DA ROTA

Esta etapa do projeto tem por objetivo analisar a propor a melhor rota a ser assumida durante a instalação do duto submarino. O projeto de rota deve levar em conta aspectos referentes a viabilidade do projeto, ou seja, definir a diretriz tendo em conta otimizar os materiais empregados e obter o menor número possíveis de intervenções antes e após a instalação do duto.

Segundo PALMER e KING (2004) a escolha de uma rota é uma atividade crítica para o projeto de um duto submarino. Uma rota mal escolhida pode levar a custos excessivos nas etapas posteriores do projeto, como por exemplo, surgimento de condições geológicas e geotécnicas não previstas para a região de instalação ou de regiões acidentadas no leito marinho. Desta forma, uma atenção maior nesta etapa inicial do projeto é de grande valia e tende a trazer benefícios substanciais.

Em muitos casos a escolha da rota é simples e direta. Isso ocorre em áreas onde o conhecimento relativo às condições geotécnicas e oceanográficas é significativo. Possivelmente, em tais regiões já existam outros dutos instalados em condições semelhantes às do projeto atual. Pode ocorrer também que em uma dada região a batimetria encontrada nas inspeções indique um perfil suave, uniforme e livre de obstruções ou outros dutos que necessitem de intervenções e infra-estrutura adicionais.

O passo inicial para a determinação da rota é a aquisição de dados referentes a topografia do fundo marinho, e das informações geotécnicas da região prevista para a instalação. Quanto mais detalhados forem os dados disponíveis melhor será o resultado da diretriz analisada.

A batimetria da rota é fornecida em um arquivo contendo as coordenadas de localização xyz colhidas por um aparelho denominado AUV (*Autonomous Underwater Vehicle*) ou veículo autônomo subaquático. A partir da batimetria é preparado um

*layout* submarino da região de instalação do duto, que servirá de base para o estudo de rota. A Figura 2.1 abaixo ilustra o procedimento.

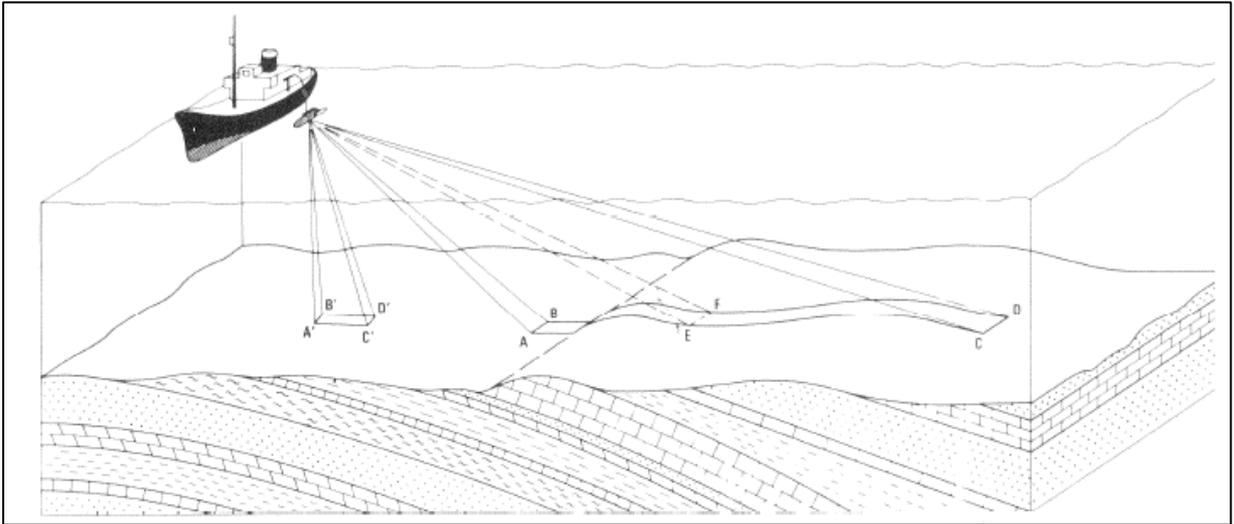


Figura 2.1: Coleta de dados com AUV (TIRANT, 1979).

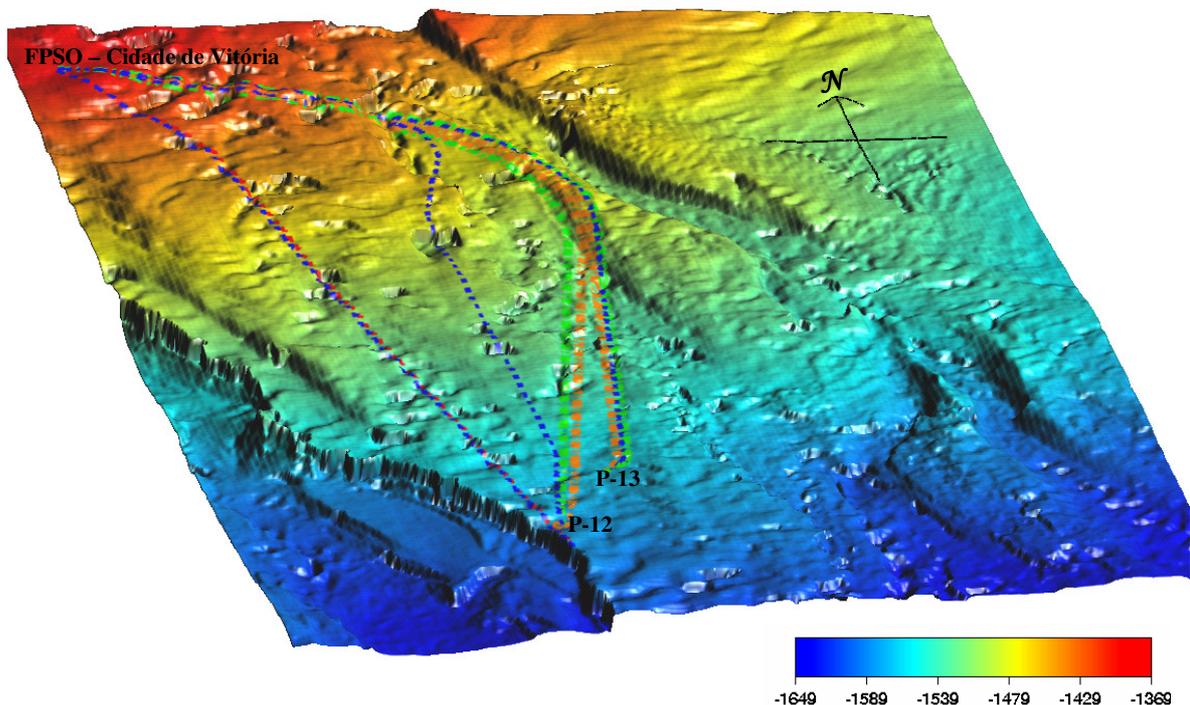
Um duto submarino apoiado sobre o leito marinho pode estar parcial ou totalmente enterrado. Caso as condições do fundo marinho não sejam uniformes, e suas características geotécnicas correspondam a um solo muito rígido, aumenta a possibilidade de ocorrência de grandes vãos que necessitem de correções após a instalação. Solos rígidos não permitem a formação de trincheiras naturais que promovem o enterramento do duto durante a instalação. Este efeito pode levar a condições inadequadas para garantir a estabilidade.

Em alguns casos o fundo marinho pode apresentar conformações que variam com o tempo. Isso ocorre principalmente em locais onde há a predominância de *sand waves*, que se caracteriza por grandes bolsões de terreno arenoso, que podem chegar a ter 15 metros de altura e 100 metros de comprimento. Esses elementos movem-se de maneira significativa sob efeito de ondas e correntes marinhas. Desta forma, um duto que no momento da instalação encontra-se assente sobre o solo, alguns anos depois pode estar em uma condição não-suportada devido ao surgimento de um vão livre.

Deslizamentos e escorregamentos submarinos ocorrem em regiões onde a taxa de sedimentação é muito grande. Nos locais de ocorrência pode haver formações de desníveis e rampas não previstas na determinação da rota que podem

causar variações na condição de suporte do duto com o tempo, alterando o perfil de conformação do fundo marinho.

Todos os exemplos mencionados anteriormente servem para ilustrar alguns aspectos que devem ser levados em conta no momento da determinação de uma rota. Evitar trechos que possam trazer prejuízos às condições de estabilidade e integridade do duto ao longo de sua vida útil é o principal objetivo durante esta etapa. A Figura 2.2 abaixo ilustra um estudo de rota típico.



Batimetria

Dados faciológicos do fundo

Evitar acidentes pockmarks, sand waves, crests, escorregamentos

Figura 2.2: Exemplo de um estudo de rota (PETROBRAS, 2009).

## 2.4 ESTABILIDADE DE FUNDO

Um duto submarino deve ser estável quando assente no leito marinho para todas as condições durante a sua vida útil. Se for um duto leve, existe a possibilidade que este se desloque lateralmente sob ação das cargas ambientais de ondas e corrente. Por outro lado, um duto pesado acarretará maiores custos de construção e instalação.

Segundo PALMER e KING (2004), para garantir a estabilidade de um duto, o projeto pode prever o aumento do peso, adicionando novas camadas de revestimento de concreto. Além de auxiliar a estabilidade, o concreto garante proteção mecânica e aumento da rigidez da linha. De outra maneira, pode-se aumentar a espessura da parede do duto para aumentar o peso submerso, embora esta opção não seja por muitas vezes economicamente vantajosa.

Segundo BAI (2001), outra forma comum de aumentar a estabilidade é promover o “entrancheiramento” do duto logo após a instalação. Quando lançado dentro de valas, ou trincheiras, e coberto posteriormente com solo ou rochas, o duto tem sua estabilidade praticamente garantida.

A Figura 2.3 ilustra o balanço de forças atuantes na seção transversal de um duto assente em solo marinho.

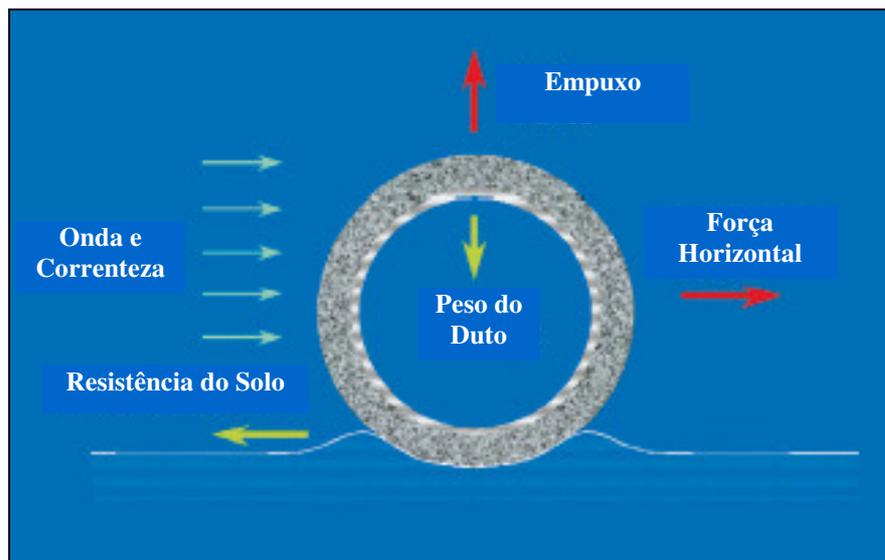


Figura 2.3: Balanço de forças no duto assente no leito marinho.

## 2.5 PROTEÇÃO CATÓDICA

Segundo, GUO, et al. (2005), o revestimento aplicado à superfície exterior de um duto submarino é a principal barreira contra a corrosão externa. A proteção catódica previne a corrosão em áreas onde o revestimento pode não estar atuando devido a danos e falhas. Esta também pode ser encarada como um meio de tornar o aço termodinamicamente mais estável. Este aumento de estabilidade é alcançado ao prover elétrons para a reação catódica que substituem os elétrons gerados pelo processo normal de corrosão. Os elétrons são transferidos através da fuga de

corrente que passa através do duto. O circuito elétrico é fechado utilizando um anodo através do qual a corrente é transmitida ao meio externo. A corrente elétrica pode ser proveniente de um gerador (corrente imposta) ou através do contato do metal com outro elemento mais alcalino que irá formar uma pilha eletroestática. (anodo de sacrifício). Na prática, dutos submarinos são protegidos pelo sistema de anodo de sacrifício.

O número de elétrons retirados dos anodos deve ser igual ao número de elétrons que normalmente seriam removidos da reação catódica. A proteção catódica funciona apenas se existe um meio condutor ao redor do material a ser protegido. A água do mar e seus sedimentos formam excelentes condutores, também chamados de eletrólitos. Todas as reações elétricas ocorrem na superfície exposta do duto, e conseqüentemente, a proteção catódica empregada protege apenas a superfície externa de modo que a corrosão interna não é afetada. O sistema de proteção catódica é normalmente dimensionado para garantir a proteção do duto para uma falha de aproximadamente 25% do revestimento externo. Deste modo, é recomendável realizar inspeções periódicas da proteção catódica para identificar áreas de possíveis falhas e verificar se o sistema está integralmente ativo.

Anodos são formados por um material de sacrifício que são aplicados sobre uma armadura de aço. Este arranjo promove resistência aos esforços externos e condutividade suficiente para permitir que a reação catódica aconteça. Os anodos são fixados ao duto em espaçamentos regulares e são conectados eletricamente através de cabos ou contatos metálicos soldados diretamente ao metal base. A maioria dos anodos são fabricados como braçadeiras que são fixadas circunferencialmente ao duto.

O material de sacrifício é um material alcalino, que permite criar uma pilha eletroestática com o material do duto. O anodo corrói e fornece elétrons para a reação. Os materiais usados como anodo são normalmente zinco e alumínio.

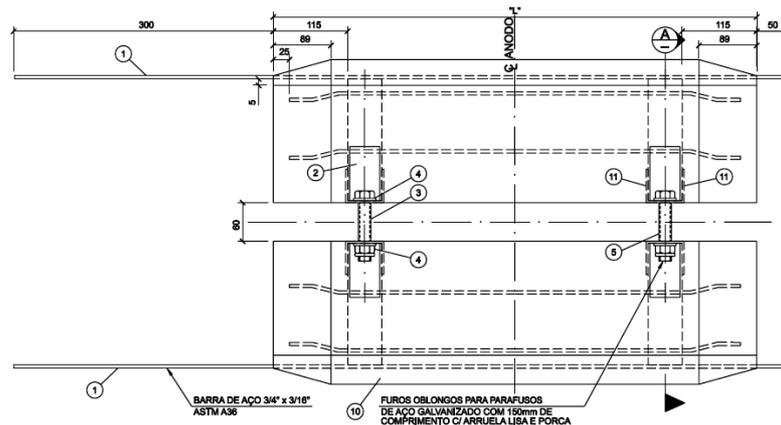


Figura 2.4: Detalhe típico de um anodo de braçadeira (PETROBRAS, 2009).

## 2.6 ANÁLISE DE INSTALAÇÃO

A análise de instalação visa garantir a integridade estrutural do duto durante a fase de lançamento da linha. Existem diversos métodos empregados na instalação de dutos submarinos. A maioria deles envolve o uso de embarcações especializadas para esta finalidade. Em função do método de instalação empregado, o duto submarino é submetido a diferentes tipos de solicitações, sendo que as principais são: pressão hidrostática, tração e momentos fletores ao longo da linha, causados principalmente pela ação dos carregamentos ambientais e pelos movimentos da embarcação de lançamento. Faz parte do escopo de uma análise de instalação completa determinar a mínima tensão de lançamento necessária para garantir que os raios de curvatura, formados ao longo da catenária suspensa, estejam dentro dos limites de resistência admissíveis.

Segundo PALMER e KING (2004), dentre os diversos métodos de instalação de dutos pela superfície, os mais empregados atualmente são o método *S-Lay*, o método *J-Lay* e o método *Reel-Lay*.

No método de instalação *S-Lay* a construção do duto é feita na posição horizontal e o lançamento é efetuado através de uma rampa extensível, localizada na popa da embarcação, denominada *stinger*. A linha de produção é equipada com estações de soldagem, ensaios não destrutivos, estação de revestimento e tracionadores que irão manter o posicionamento da linha durante o trabalho de soldagem das juntas. Os trechos de duto já soldados são lançados, ao mesmo

tempo em que a embarcação se desloca para vante, sendo tracionadas por suas âncoras ou através de rebocadores.

Na linha de produção e no *stinger* o duto permanece apoiado sobre estruturas denominadas roletes, que em conjunto com os tracionadores, dão o formato curvilíneo ao duto no momento em que este deixa o final da rampa. Pode-se notar, que são criadas duas regiões de curvatura acentuada. Próxima à embarcação é denominada *overbend* e próxima ao fundo, ou *touchdown point*, é denominada *sagbend*.

As Figuras 2.5 e 2.6 mostram uma operação de lançamento através do método *S-Lay* mostrando a trajetória do duto entre a embarcação e o leito marinho. A curvatura máxima no *overbend* é controlada através do posicionamento dos roletes do *stinger* e da tração aplicada no topo da linha. A tração necessária para se manter a curvatura requerida da linha é uma função de diversos fatores, tais como: lâmina d'água, peso submerso da linha, raio de curvatura admissível e, naturalmente, da geometria do *stinger*.

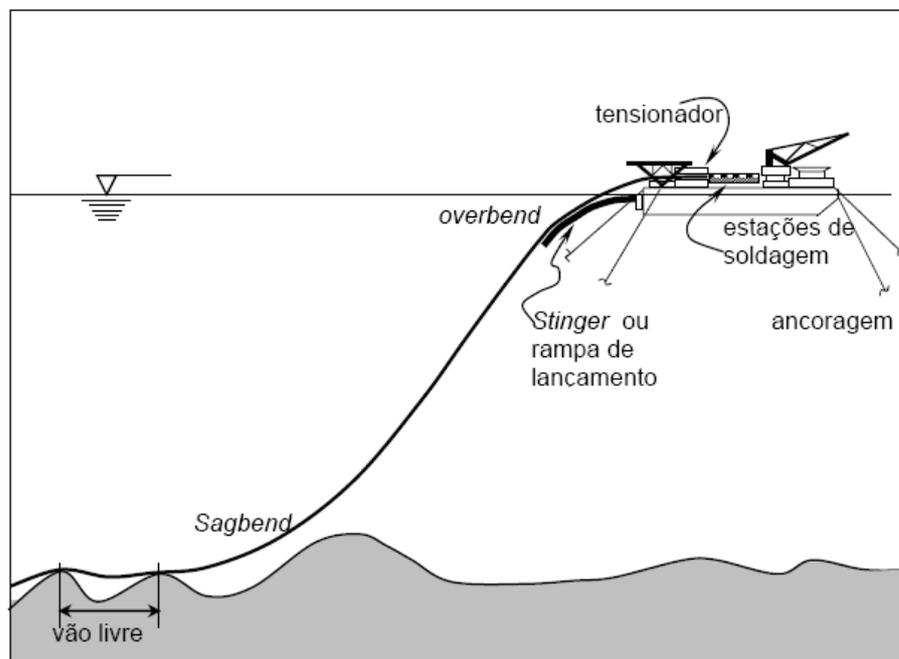


Figura 2.5: Análise de lançamento – método *S-Lay* (MASSA, 2003).



Figura 2.6: Embarcação típica para instalação *S-Lay*.

O método *S-Lay* possui limitações quanto à lâmina d'água máxima em que o duto pode ser instalado. O duto sai quase horizontalmente e entra no *stinger* onde toma a forma da curvatura em *overbend*. A catenária suspensa do duto curva-se em direção contrária a medida que se aproxima do leito marinho, formando a curvatura em *sagbend*. O peso da linha no *sagbend* é suportado pela tração aplicada nos tracionadores. A tração aplicada deve ser grande o suficiente para manter a curvatura da linha no *sagbend* abaixo dos limites admissíveis.

Em águas rasas é possível garantir estas condições sem aumentar drasticamente o comprimento do *stinger* ou a tração exercida pela embarcação. É indesejável ter um *stinger* muito extenso, pois sua estrutura torna-se muito esbelta e sujeita a falhas devidas à ação de correntes e ondas. Da mesma maneira, uma tração alta na linha é prejudicial para balancear o posicionamento da embarcação, além de gerar riscos maiores de dano ao tracionador durante a instalação.

Dependendo das variáveis de projeto, nem sempre é possível garantir a viabilidade da instalação *S-Lay* a medida em que a profundidade de instalação aumenta. O conceito *J-Lay* oferece vantagens para contornar tais limitações. A linha de montagem do duto é posicionada verticalmente à embarcação e não mais na horizontal. O duto é construído em uma rampa com inclinação em torno de  $75^\circ$  com a horizontal. Este arranjo não necessita da utilização de *stinger* e,

consequentemente, o duto não possui uma curvatura *overbend* próximo à saída da embarcação. Todo o comprimento da linha fica suspenso tomando a forma de uma catenária em J. A Figura 2.7 ilustra o conceito da instalação na configuração *J-Lay*.

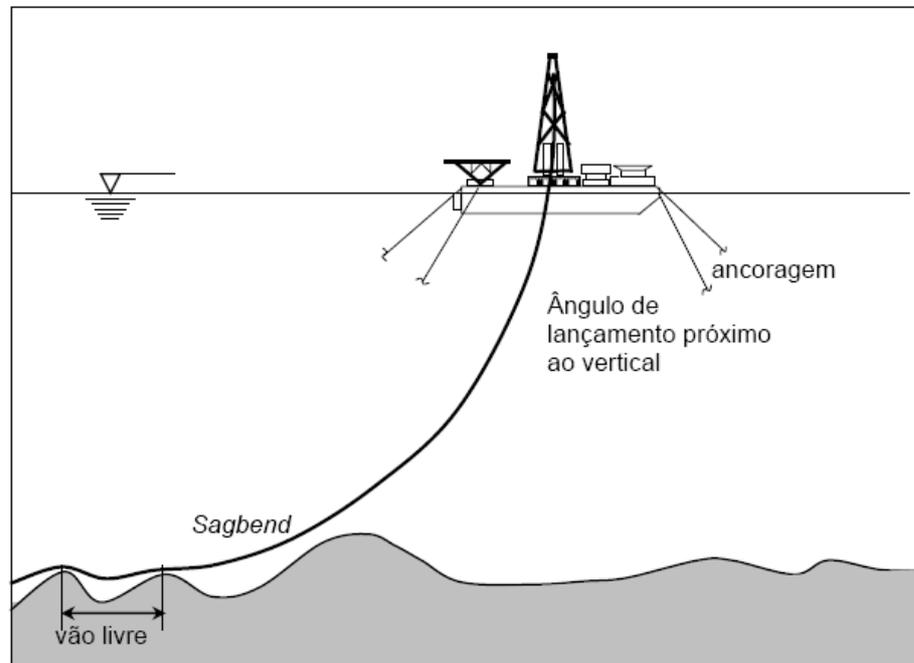


Figura 2.7: Análise de lançamento – método J-Lay (MASSA, 2003).

Esta configuração apresenta algumas vantagens. Como o duto deixa a embarcação em ângulo quase vertical, as tensões são governadas apenas pela curvatura no *sagbend*. Não há a necessidade de limitar a catenária suspensa em função do comprimento de *stinger*, e desta forma, as tensões de lançamento são mais baixas que em outros métodos. Consequentemente, o *touchdown point* não é tão afastado da embarcação como no método S-Lay, o que ajuda no posicionamento da embarcação, torna o lançamento mais preciso e reduz o número de vãos livres ao longo da rota.

Caso haja uma parada no lançamento devido às condições ambientais (uma tormenta por exemplo), é possível baixar o trecho da linha que está na embarcação até uma profundidade em que as cargas de ondas e movimentos não afetem significativamente as tensões no duto, recolhendo-o após o período de parada. Esta é uma vantagem fundamental pois evita o abandono da linha e sua posterior recuperação.

O método *J-Lay* possui também desvantagens com relação a outros métodos, tais como:

- Dificuldade em produzir uma linha de montagem. Tendo vista que o lançamento é vertical, seria difícil montar estações de trabalho (soldagem, revestimento e inspeção) em uma sequência como é feito no *S-Lay*.
- A torre que suporta a rampa de lançamento possui grande altura, e com isso, afeta significativamente a estabilidade da embarcação.
- Caso seja adotado em águas muito rasas, o lançamento em *J-Lay* pode acarretar curvaturas muito acentuadas no *sagbend*.

Outro método de instalação bastante utilizado atualmente, sobretudo em aplicações para águas profundas, é o *Reel-Lay*. Este método de instalação foi desenvolvido na década de 60 quando se iniciou a conversão nas embarcações tradicionais para capacitá-las a instalar em *Reel-Lay*. Neste método de instalação o duto é fabricado em terra, em linhas de produção de grande comprimento, onde são estocados em trechos de até um quilômetro de linha já soldada. Posteriormente, a linha é enrolada em carretéis de grande diâmetro e levados a bordo da embarcação de instalação.

O diâmetro do carretel é um dos fatores mais importantes na instalação por *Reel-Lay*. A deformação máxima imposta durante o enrolamento, ou *spooling*, é inversamente proporcional ao diâmetro do carretel. Usualmente, as embarcações de instalação atuais empregam carretéis com diâmetros que variam de 7 a 10 metros. Com isso, a operação de enrolamento do duto induz grandes deformações no material, que rotineiramente ultrapassam os limites de escoamento do aço, e resultam em deformações plásticas permanentes. Este cenário é detalhadamente levado em conta no projeto estrutural da linha, tendo em vista que a inclusão de grandes deformações pode causar problemas relacionados à qualidade da solda e à sua resistência à fadiga e fratura durante as etapas operacionais.

Por este motivo, o método de *Reel-Lay* será apresentado em mais detalhes como base para o estudo do comportamento dos dutos submarinos submetidos a grandes deformações, e suas implicações quanto a fratura e fadiga das soldas circunferenciais.

A Figura 2.8 ilustra o conceito da instalação na configuração *Reel-Lay*.

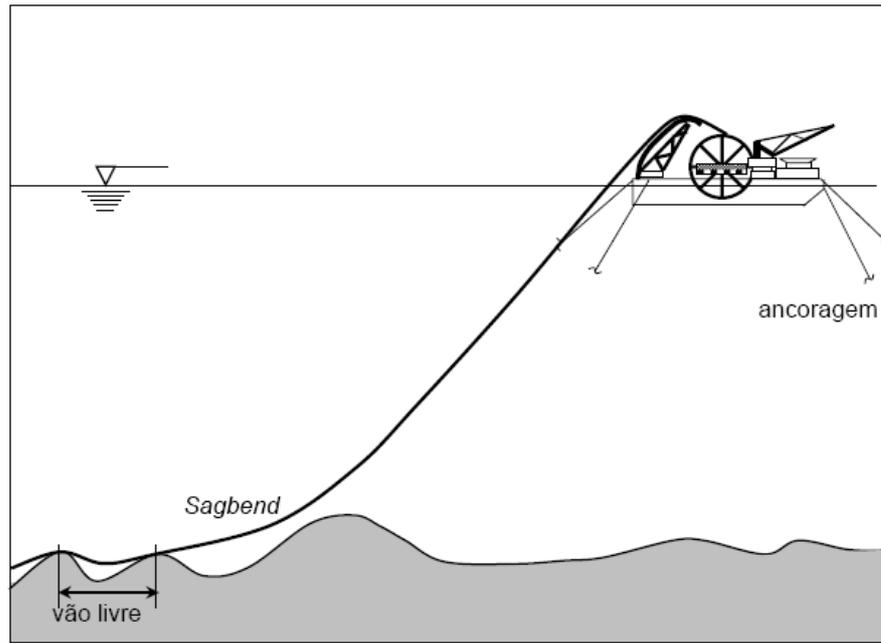


Figura 2.8: Análise de lançamento – método Reel-Lay (MASSA, 2003).

No método de *Reel-Lay* o duto é carregado por meio de carretéis, e usualmente uma embarcação pode transportar mais de 20 quilômetros de linha a bordo. Esta característica, aliada ao fato de que o duto já é levado a bordo soldado e com o revestimento aplicado, faz com que o *Reel-Lay* seja um método de instalação bastante rápido e eficiente.

Entretanto, o método de *Reel-Lay* possui algumas desvantagens. Devido ao enrolamento do duto, existe um diâmetro máximo recomendável para que as deformações plásticas não sejam muito excessivas. Este método tem sido utilizado para diâmetros de até 16 polegadas. Além disso, não é possível considerar revestimento de concreto no duto uma vez que o mesmo não resistiria às deformações impostas durante o enrolamento. Isto é um limitante para dutos que necessitam de intervenções para garantir a sua estabilidade lateral.

## 2.7 ANÁLISE DE VÃOS LIVRES

Segundo PALMER e KING (2004), um vão é formado quando um duto submarino é lançado sobre uma região onde o solo marinho apresenta depressões ou rugosidades. Alguns vãos livres necessitam de correções para evitar riscos à integridade estrutural do duto. Existem diversos métodos empregados na mitigação de vãos livres. Alguns dos mais usuais estão apresentados a seguir.

Na técnica de estabilização por *rock dumping*, o duto é coberto por uma camada de rochas após sua instalação que permite estabilizá-lo através do acréscimo de peso.

Outro método empregado consiste na instalação de suportes com o objetivo de reduzir o comprimento do vão livre. Os tipos de suporte mais empregados são os *grout bags*, que consistem em bolsões de concreto instalados sob o duto, ou suportes mecânicos. As Figuras 2.9 e 2.10 ilustram os dois tipos de suportes mencionados.



Figura 2.9: Vão livre corrigido com Grout Bag.



Figura 2.10: Detalhe de um suporte mecânico antes de ser instalado.

A correção de um grande número de vãos livres gera, por vezes, um impacto grande no custo do empreendimento. No caso de dutos de pequenos comprimentos, o custo de mobilização de equipamentos e instalação de suportes pode tornar-se oneroso, e podem até mesmo inviabilizar um projeto. Desta forma, deve-se julgar com certo critério o número de vãos livres que necessitam de intervenções. Além disso, a escolha da rota tem grande relevância neste processo. Uma escolha criteriosa permite minimizar o impacto gerado pela instalação de suportes.

O problema clássico causado pela presença de vãos livres em dutos submarinos é o efeito de vibração induzida por vórtices. O fluxo de água percorrendo o duto suspenso sobre um vão livre induz à formação de vórtices a uma taxa determinada pela velocidade do fluxo. Forças hidrodinâmicas acompanham a formação de vórtices e induzem forças oscilatórias no corpo submerso. A componente vertical desta força, no topo do duto, está em direção oposta à força induzida por vórtices abaixo do duto, onde uma parcela menor de forças horizontais têm a mesma direção. Segue-se que a excitação dinâmica devida à velocidade de fluxo possui uma parcela vertical, denominada *cross-flow*, e uma componente horizontal, denominada *in-line*.

Um duto em vão livre está liberado para oscilar em ambas as direções. Quando um dos modos de vibração possui uma frequência natural próxima à da excitação pode ocorrer a oscilação do duto. Os movimentos causados, apesar de induzirem variações de tensões muito pequenas, podem comprometer a vida à fadiga do material, principalmente nas regiões de solda.

Existem algumas complexidades envolvidas no fenômeno. Naturalmente, a velocidade de corrente não permanece constante ao longo do tempo, mas varia tanto em direção quanto em módulo. Assim, a velocidade que gera a excitação do vão livre está associada a uma probabilidade de ocorrência no tempo, e desta forma, uma análise determinística do problema trará resultados imprecisos. Além disso, a proximidade do duto com o leito marinho afeta a passagem do fluxo e, por conseguinte, a hidrodinâmica do fenômeno.

Segundo GUO, et al. (2005), o parâmetro adimensional utilizado para definir a relevância de uma excitação é denominado velocidade reduzida.

$$V_R = \frac{U}{f \cdot D} \quad (2.01)$$

Onde:

U é a velocidade do fluxo;

F é a frequência natural;

D é o diâmetro do duto.

As Figuras 2.11 e 2.12 mostram as respostas dinâmicas obtidas para um dado valor de velocidade reduzida. Os gráficos são apresentados na norma DNV-RP-F105 (2006). Pode-se notar que a resposta na direção *in-line* (Figura 2.11) tem início a uma velocidade reduzida de aproximadamente 1.4, e a resposta *cross-flow* (Figura 2.12) entre 2 e 3.

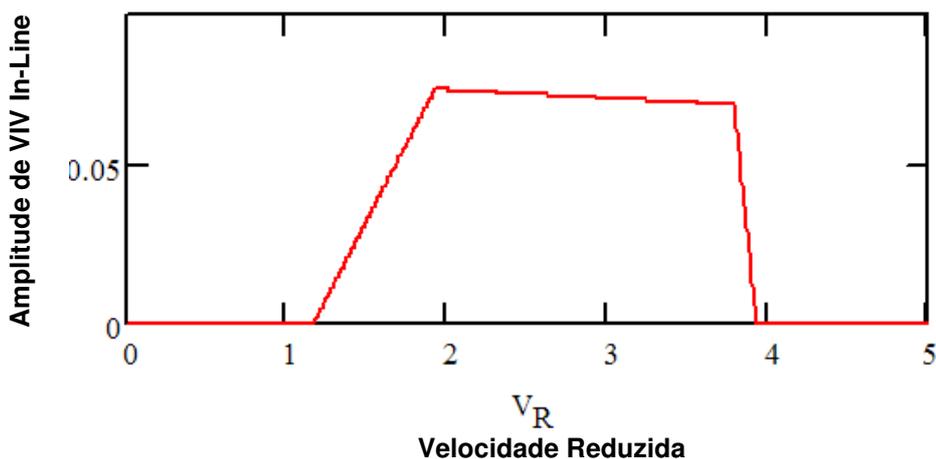


Figura 2.11: Resposta in-line - DNV-RP-F105 (2006).

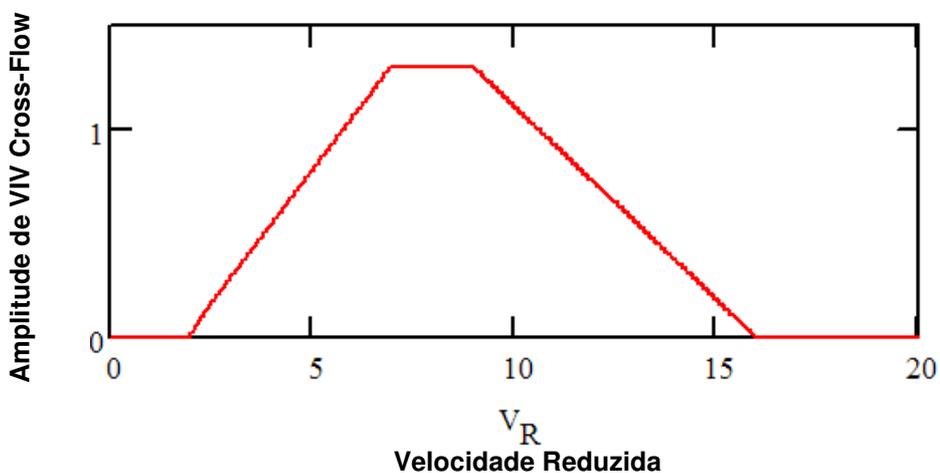


Figura 2.12: Resposta cross-flow - DNV-RP-F105 (2006).

Tendo em vista que o problema associado a vãos livres é um problema de fadiga, existem critérios adotados para determinar a vida fadiga de uma estrutura e definir se esta encontra-se dentro de parâmetros aceitáveis.

## 2.8 ANÁLISE TERMOMECAÂNICA

Cada vez mais, os dutos submarinos são obrigados a operar submetidos a maiores níveis de temperatura e pressão. Com o aumento da lâmina d'água, novas tecnologias de revestimento térmico têm sido desenvolvidas para propiciar um transporte adequado dos fluidos. Em contrapartida, a temperatura ao longo de uma linha aumenta e resulta em maior potencial de flambagem térmica.

Segundo PALMER e KING (2004), o fenômeno de flambagem ocorre quando existe a tendência de dilatação axial do duto devida ao aumento da temperatura, e esta é total ou parcialmente impedida pelo atrito com o solo. Com isso, há o surgimento de forças axiais de compressão que serão maiores com o aumento de temperatura. O duto passa então a apresentar um comportamento similar ao de uma coluna propensa a se tornar instável sob o efeito de flambagem global de Euler.

Dutos submarinos são instalados sobre o leito marinho, e estão em contato, mesmo que parcialmente, com o solo. Dependendo do nível de enterramento de um duto no solo, pode-se classificar o fenômeno de flambagem térmica em dois comportamentos distintos:

- *Duto Não Enterrado*: Nesta condição há a concorrência entre dois modos principais de flambagem, na direção horizontal e vertical. A tendência de instabilidade vertical é contraposta pelo peso próprio do duto que tende a impedir o seu levantamento. Na direção horizontal existe a resistência lateral promovida pelo contato com o solo. Esta resistência pode ser descrita como sendo uma parcela causada pelo atrito na interface solo duto aliada aos efeitos devidos à sucção em solos coesivos e do empuxo formado no contato do solo com a parede do duto. Quando há a tendência de flambagem o duto perde momentaneamente o contato com o solo fazendo com que o modo de flambagem na direção horizontal torne-se preponderante. Assim, formam-se alças devidas ao deslocamento lateral da linha. A este efeito, em que o duto assume uma conformação sinuosa, dá-se o nome de *snaking*. A Figura 2.13

ilustra uma análise de flambagem lateral, através da modelagem em elementos finitos, e mostra a configuração de um duto durante a flambagem.

- *Duto Enterrado*: Neste caso a resistência lateral é muito grande fazendo com que o modo de flambagem na vertical seja dominante. O deslocamento vertical consegue vencer a resistência imposta e o duto 'afloira' na superfície do leito marinho. A este fenômeno dá-se o nome de *upheaval buckling*. Ao contrário do caso anterior, para dutos enterrados o peso de solo atuando sobre o duto também oferece resistência a este deslocamento vertical. Em termos de projeto, o objetivo torna-se determinar qual o peso total a ser considerado de modo a garantir a estabilidade do duto. A Figura 2.14 ilustra este fenômeno.

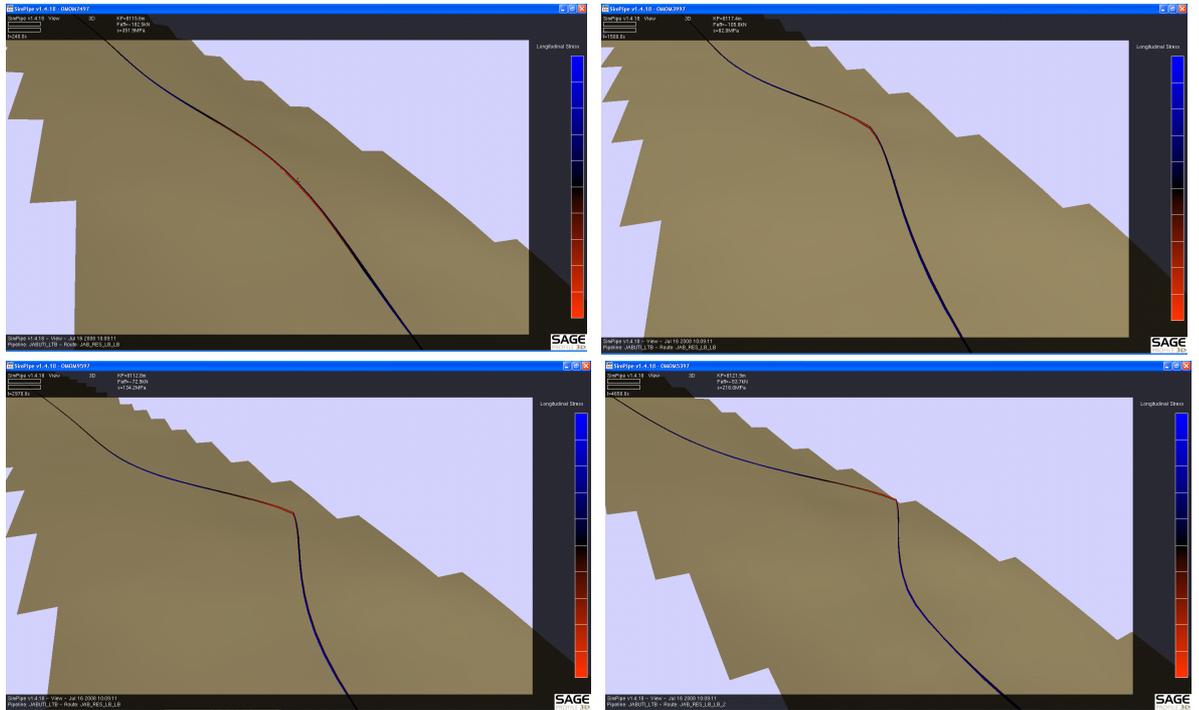


Figura 2.13: Análise dos efeitos de flambagem lateral.

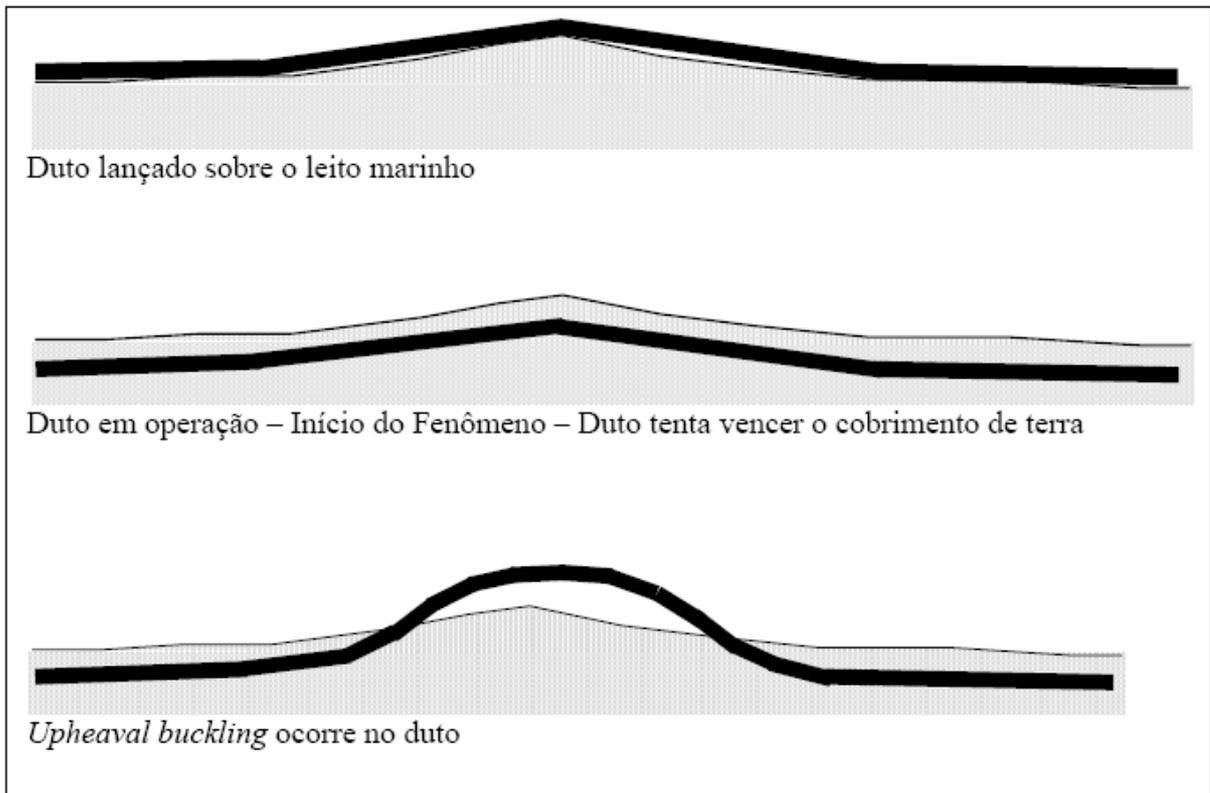


Figura 2.14: Ilustração do efeito de *upheaval buckling* (MASSA, 2003).

### **3 MECÂNICA DA FRATURA**

#### **3.1 MECÂNICA DA FRACTURA LINEAR ELÁSTICA**

##### **3.1.1 Conceitos iniciais**

Segundo BASTIAN (1978), as estruturas em geral apresentam descontinuidades, trincas e outros defeitos provenientes de sua fabricação. Estes defeitos formam pontos de concentração de tensões que podem criar condições que levem à fratura dos elementos mesmo quando submetidos a tensões menores que aquelas para as quais a estrutura foi projetada.

Segundo BRANCO (1986), as estruturas são normalmente dimensionadas para atender critérios convencionais de projeto. Estes baseiam-se principalmente nos estados limites de escoamento do material, resistência à tração e ao cisalhamento, além das tensões limites de flambagem elástica. Estes critérios são suficientes quando se trata de estruturas em que não se considera a ocorrência de trincas ou defeitos nas mesmas. Para representar este comportamento, desenvolveu-se as teorias baseadas na mecânica da fratura linear elástica, que se mostrou uma ferramenta bastante útil para compensar as inadequações existentes nos critérios de dimensionamento convencionais.

Nos itens a seguir serão descritos os conceitos referentes à resistência à fratura dos materiais íntegros, ou seja, sem trincas, e dos materiais apresentando trincas.

##### **3.1.2 Resistência a fratura de materiais íntegros**

Segundo BASTIAN (1978) resistência à fratura é uma função das forças de atração entre os átomos. Dois átomos, separados entre si por uma distância  $b$ , estão em sua configuração não deformada. Com a aplicação de uma tensão de tração a

distância interatômica aumenta de um valor  $x$ , e assim, também aumenta a força necessária para separar os dois átomos por uma distância  $(x+b)$  entre si. A força de atração aumenta com a distância até o limite dado pela coesão máxima em  $x_c$ . Neste ponto a força de coesão não é mais suficiente para manter a ligação e com isso há a separação entre os átomos. A máxima tensão que pode ser suportada pelo corpo sólido, em  $x_c$ , é chamada resistência teórica de coesão do material.

A resistência de coesão, mostrada na Figura 3.1, pode ser aproximada através da equação da senóide. Esta pode ser deduzida conforme mostrado a seguir:

$$\sigma = \sigma_c \cdot \text{sen}\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \quad (3.1)$$

Onde:

$\sigma$  é a tensão aplicada;

$\lambda$  é o período.

Considerando-se que as distâncias envolvidas no fenômeno são muito pequenas, pode-se assumir que:

$$\text{sen}\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \approx \left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \quad (3.2)$$

Além disso, pela lei de Hooke, assume-se a seguinte relação tensão deformação em regime linear elástico:

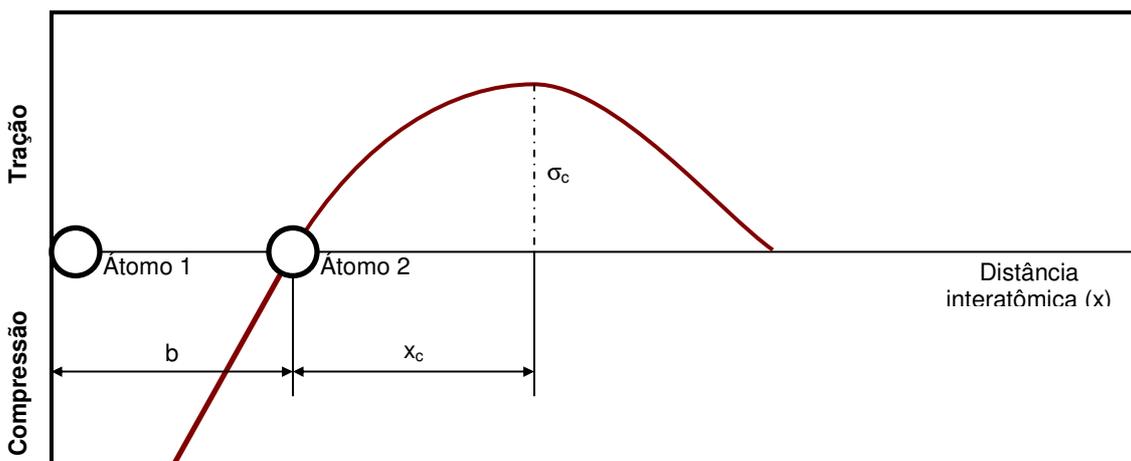


Figura 3.1: Variação da resistência de coesão com  $x$

$$\sigma = E.\varepsilon \quad (3.3)$$

Onde:

E é o módulo de elasticidade;

$\varepsilon$  é a deformação também definida por  $\frac{x}{b}$ .

Substituindo (3.3) e (3.2) em (3.1) tem-se:

$$\sigma_c = \frac{E\lambda}{2b} \quad (3.4)$$

O trabalho necessário para separar os planos atômicos é definido pela área sob a curva da Figura 3.1 entre  $x=0$  e o ponto de fratura, ou seja,  $x = x_c$ .

Com a fratura, formar-se-ão dois diferentes planos, e desta forma a área sob a curva será igual a duas vezes a tensão superficial em cada um deles.

$$\int_0^{\frac{\lambda}{2}} \sigma_c \cdot \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) dx = 2\gamma_s \quad (3.5)$$

Onde:

$\gamma_s$  é a tensão superficial no plano.

Integrando a equação (3.5) obtém-se:

$$\frac{\lambda\sigma_c}{\pi} = 2\gamma_s \quad (3.6)$$

Substituindo em (3.4):

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{b}} \quad (3.7)$$

Esta equação resulta na coesão teórica em função do módulo de elasticidade, da tensão superficial e do espaçamento interatômico.

Em geral, a resistência de coesão é bem superior ao limite de resistência do material. Isso se deve ao fato de se tratar de materiais sem defeitos intrínsecos. Este cenário é dificilmente encontrado na prática, pois os materiais possuem os mais diversos tipos de defeitos oriundos da fabricação. Assim, os sólidos rompem por fratura prematuramente em pontos de ocorrência de trincas pré-existentes ou outros

concentradores de tensão, como por exemplo desalinhamentos ou imperfeições geométricas.

Desta forma, é de fundamental importância definir uma expressão para a tensão de fratura de materiais que apresentam defeitos intrínsecos.

No item a seguir serão apresentadas duas teorias que tratam desta questão.

### 3.1.3 Resistência à fratura de materiais com trincas

Dois abordagens serão apresentadas neste item. A primeira define a tensão de fratura através da análise de tensões no sólido, e a segunda, é fundamentada nos estudos de GRIFFITH (1920), e baseada no balanço energético.

Como descrito por BASTIAN (1978) através da teoria da resistência dos materiais, pode-se determinar uma expressão para o cálculo da concentração de tensões provocada por um defeito elíptico contido em uma chapa submetida a uma tensão de tração, perpendicular ao defeito, em regime elástico.

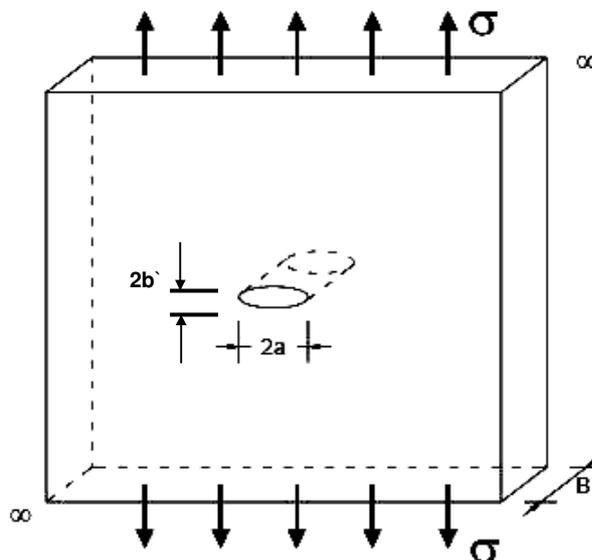


Figura 3.2: Defeito elíptico em uma chapa infinita.

De acordo com o modelo mostrado na Figura 3.2, uma tensão  $\sigma$  é aplicada em uma placa de comprimento infinito onde existe um defeito elíptico com eixo maior igual a  $2a$  e eixo menor igual a  $2b'$ .

Nas extremidades do defeito ocorrem concentrações de tensão, sendo o valor máximo definido por:

$$\sigma_{MAX} = \left(1 + \frac{2a}{b'}\right) \quad (3.8)$$

Define-se o raio de curvatura da elipse por:

$$\rho = \frac{b'^2}{a} \quad (3.9)$$

Substituindo em (3.8):

$$\sigma_{MAX} = \sigma \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}}\right) \quad (3.10)$$

Na equação da tensão máxima mostrada acima pode-se verificar que a concentração de tensão aumenta com o aumento do comprimento e com a redução do raio de curvatura na extremidade do defeito.

Como a maioria das trincas apresenta o valor de comprimento muito maior que o raio de curvatura, pode-se simplificar a expressão da tensão máxima conforme mostrado a seguir:

$$\sigma_{MAX} = 2\sigma\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (3.11)$$

Onde o termo  $2\sqrt{\frac{a}{\rho}}$  é chamado de fator de concentração de tensão. Na iminência da fratura tem-se que  $\sigma_{MAX} = \sigma_C$ , assim:

$$\sigma_C = 2\sigma_{cr}\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (3.12)$$

Onde:

$\sigma_{cr}$  é a tensão nominal limite para início da fratura quando existir uma trinca.

Substituindo a equação de  $\sigma_c$  (3.7) na equação (3.12):

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{E\gamma_s\rho}{4ab'}} \quad (3.13)$$

A máxima acuidade para uma trinca seria dada para  $\rho \cong b'$ . Desta forma, pode-se reescrever a equação como:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{4a}} \quad (3.14)$$

Em geral o valor da tensão nominal de fratura é significativamente inferior ao valor da tensão de coesão do material. Portanto, pode-se concluir que a presença da trinca induz concentradores de tensões que são determinantes na diminuição da tensão de ruptura do material.

O método baseado na simples análise de tensão no sólido possui a limitação de considerar que a tensão máxima na ponta da trinca deve permanecer no regime linear elástico do material. Isto é necessário para tornar válida a aplicação da teoria da resistência dos materiais. Contudo, nas trincas em geral, há deformações plásticas nas extremidades, que mantém a tensão próxima do limite de escoamento do material nesta região.

Como descrito por BRANCO (1986), em 1920 foi desenvolvida por GRIFFITH (1920) uma abordagem para análise das tensões na trinca baseada no balanço energético.

O critério de GRIFFITH (1920), conforme ilustrado na Figura 3.3, define que uma trinca só se propaga de modo instável se o decréscimo de energia elástica for no mínimo igual à energia necessária para criar novas superfícies de trinca. Em outras palavras, a trinca só se propaga de maneira instável se a taxa de liberação de energia elástica armazenada pelo carregamento do material for menor ou igual ao aumento da energia superficial resultante do crescimento da trinca.

Para a formulação do modelo de GRIFFITH (1920), considera-se uma chapa de comprimento infinito, contendo um defeito elíptico vazante e com espessura  $B$ , carregada com uma tensão de tração  $\sigma$ , perpendicularmente ao plano do eixo maior da elipse. A chapa encontra-se no regime elástico e no estado plano de tensões, considerações válidas para chapas finas. A trinca possui dimensões pequenas em relação à chapa.

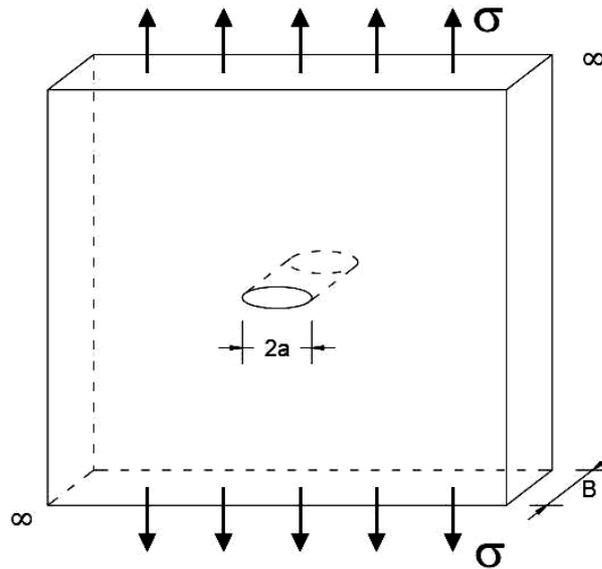


Figura 3.3: Trinca analisada pelo modelo de GRIFFITH (1920).

Para considerar o balanço energético deve-se definir a taxa de liberação de energia elástica com a propagação da trinca. O modelo proposto considera metade da trinca de comprimento  $a$  e a chapa carregada conforme mostrado na Figura 3.4 abaixo.

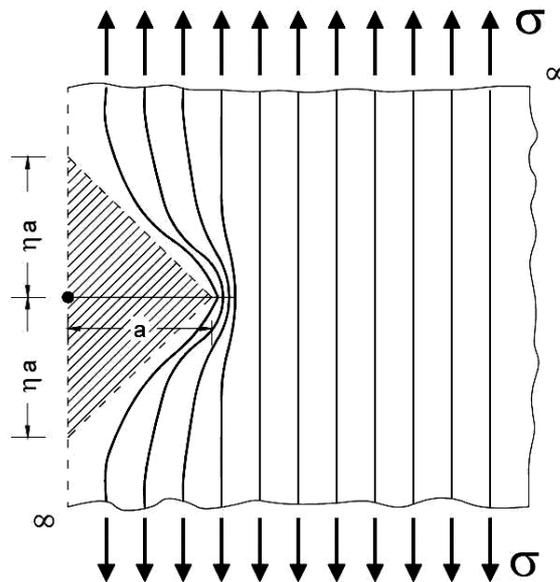


Figura 3.4: Modelo para cálculo da taxa de liberação de energia elástica.

As regiões livres de tensão acima e abaixo da trinca são supostas triangulares e estendem-se até uma altura  $\eta a$ . Assim, para uma trinca de altura  $a$ , a energia de deformação plástica liberada por unidade de espessura é dada pela metade do produto entre tensão, deformação e área hachurada da Figura 3.4.

$$U_E = -\frac{1}{2} \sigma \frac{\sigma}{E} \eta a^2 \quad (3.15)$$

Segundo a formulação proposta por GRIFFITH (1920), o valor de  $\eta \cong \pi$ . Assim:

$$U_E = -\frac{1}{2} \sigma \frac{\sigma}{E} \pi a^2 \quad (3.16)$$

O ganho de energia com a criação de uma superfície de fratura com comprimento  $a$  é:

$$U_S = 2\gamma_S a \quad (3.17)$$

A variação total de energia é dada por:

$$U = U_E + U_S \quad (3.18)$$

Na Figura 3.5 estão apresentadas as variações da energia de deformação elástica da energia superficial e da energia total do sistema, com o comprimento da trinca.

A energia potencial e a energia superficial têm sinais contrários. A energia armazenada na forma de deformação elástica decresce quando há o crescimento da trinca, e por conseguinte, a energia superficial aumenta. Este balanço energético é representado como visto a seguir:

$$U = U_E + U_S = -\frac{1}{2} \frac{\sigma^2 \pi a^2}{E} + 2\gamma_S a \quad (3.19)$$

Como pode ser observado na Figura 3.5 a curva da energia total atinge o valor máximo para um valor crítico de comprimento de trinca  $a_{cr}$ .

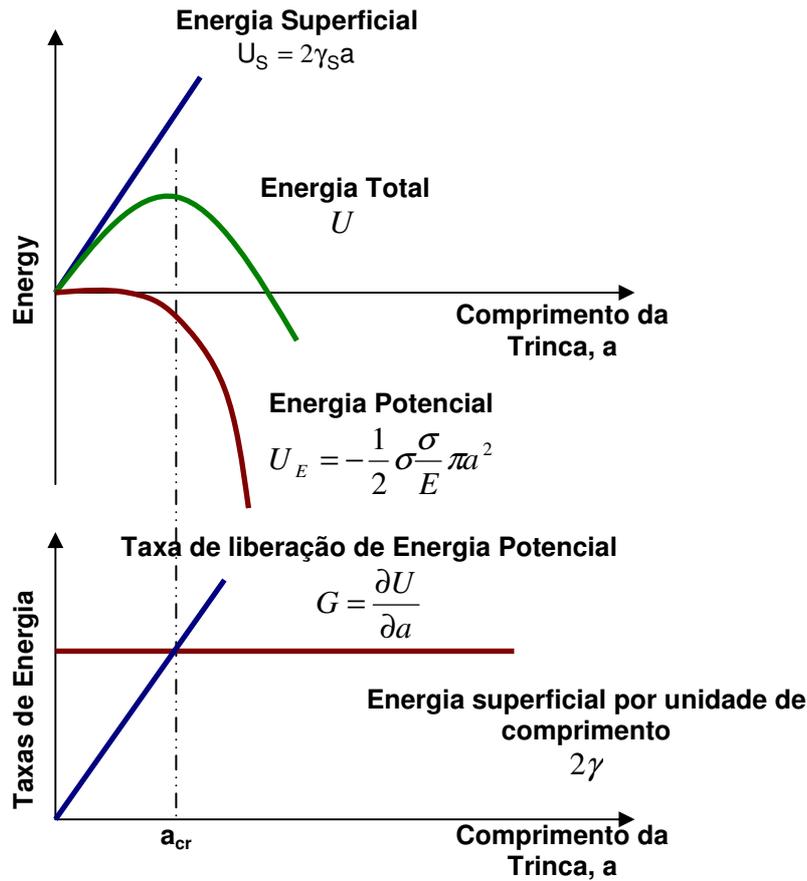


Figura 3.5: Variação da energia e da taxa de liberação de energia com o comprimento da trinca.

Pela formulação do modelo de GRIFFITH (1920), e conforme apresentado em BASTIAN (1978), têm-se as seguintes equações:

$$\frac{\partial U_E}{\partial a} + \frac{\partial U_S}{\partial a} = 0 \quad (3.20)$$

$$\frac{\partial U}{\partial a} = 0 \quad (3.21)$$

Desta maneira, substituindo a equação (3.19) em (3.21):

$$\frac{\sigma^2 \pi a}{E} = 2\gamma_s \quad (3.22)$$

A igualdade acima é satisfeita no ponto em que a reta que representa a taxa de liberação de energia potencial  $\frac{\partial U_E}{\partial a}$ , designada por  $G$ , cruza com a reta da energia superficial por unidade de comprimento, dada pela taxa de variação da energia superficial  $\frac{\partial U_S}{\partial a}$ .

Na Figura 3.5 vê-se que para comprimentos de trinca inferiores ao valor crítico  $a_{cr}$  não há propagação instável da trinca, pois:

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| < \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (3.23)$$

Para esta condição só haveria propagação da trinca se houvesse um acréscimo de energia total do sistema refletido no aumento da tensão aplicada, ou seja,  $\frac{\partial U}{\partial a} > 0$ .

Por outro lado, caso a trinca apresente um comprimento maior que  $a_{cr}$ , há propagação instável pois

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| > \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (3.24)$$

Pode-se também expressar o grau de severidade do comprimento da trinca em termos da taxa de liberação de energia potencial  $G$ . Assim:

- Para  $G < \frac{\partial U_S}{\partial a}$ , não há propagação instável da trinca.
- Para  $G > \frac{\partial U_S}{\partial a}$ , há propagação instável da trinca.

Da equação (3.14) é possível calcular a tensão de fratura da chapa para o estado plano de tensão linear elástico, válida para o caso de placas de espessuras finas:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E\gamma_S}{\pi a}} \quad (3.25)$$

No caso de grandes espessuras têm-se a supressão da deformação ao longo da direção da espessura, caracterizando-se a condição de estado plano de deformação. Desta forma a expressão da tensão crítica é dada por:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E\gamma_S}{\pi(1-\nu^2)a}} \quad (3.26)$$

A expressão (3.26) acima é bastante similar a mostrada em (3.13). Entretanto, a abordagem baseada no balanço energético possui algumas particularidades. Esta preocupa-se com as variações de energia durante a propagação da trinca, e desta forma não considera os detalhes referentes ao processo de fratura na ponta da

trinca. As expressões desenvolvidas por este método consideram a formação da trinca para materiais em regime linear elástico contendo um defeito planar de pontas aguçadas (trinca de GRIFFITH). Não são considerados os efeitos devido ao formato da ponta da trinca, considerando o raio de curvatura  $\rho$ , e seus concentradores de tensão -  $K_T$ . Desta maneira, as expressões (3.25) e (3.26) se aplicam ao cálculo de tensões de ruptura em materiais contendo defeitos com raio de curvatura extremamente pequenos, ou seja, trincas com pontas muito aguçadas.

A teoria de GRIFFITH (1920) aplica-se satisfatoriamente a materiais completamente frágeis. Para materiais dúcteis, como os aços estruturais, as tensões concentradas na ponta da trincas geram regiões de plastificação, onde a energia para a fratura é muito superior à energia consumida para a criação das superfícies.

OROWAN (1949) propôs uma alteração na formulação de GRIFFITH (1920) de modo a possibilitar a consideração da plasticidade envolvida no processo de propagação da trinca. Ele propôs o termo  $\gamma_P$  que corresponde a energia absorvida no processo de deformação plástica. Este termo deveria ser somado a energia necessária para a criação das superfícies de fratura  $\gamma_S$ . Desta maneira, a expressão da tensão de ruptura seria alterada para:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E(\gamma_S + \gamma_P)}{\pi a}} \quad (3.27)$$

Apesar de ser interessante do ponto de vista teórico, na prática a determinação de  $\gamma_P$  não é trivial.

Com o desenvolvimento de IRWIN (1948) foi possível aplicar a teoria de GRIFFITH (1920) para materiais que apresentem deformação plástica na ponta da trinca. A metodologia se baseia na definição da energia elástica total liberada no processo de propagação de trinca. Assim utiliza-se a taxa de liberação de energia elástica,  $G$ , que representa a energia elástica liberada na propagação da trinca por unidade de comprimento:

$$G = \frac{\partial U_E}{\partial a} \quad (3.28)$$

A diferença entre os enfoques de OROWAN e IRWIN está no fato que o primeiro define a energia consumida no processo de fratura como sendo  $(\gamma_S + \gamma_P)$  e o

segundo define a energia elástica total liberada, isto é, a fonte de energia para o processo de fratura.

Desta forma, na iminência da propagação instável da trinca pode-se reescrever a equação (3.27) como:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{EG_{cr}}{\pi a_{cr}}} \quad (3.29)$$

O termo  $G_{cr}$  é uma característica do material e varia de acordo com a temperatura, velocidade de carregamento, estado de tensões e modo de carregamento. Como já visto anteriormente, para um material elástico frágil, onde toda energia elástica liberada no processo de propagação de trinca é consumida para criação da superfície de fratura sem deformação plástica, o valor  $G_{cr}$  é:

$$G_{cr} = 2\gamma_S \quad (3.30)$$

De modo geral o valor  $G_{cr}$  não é restrito a fratura de materiais frágeis elásticos pois trata-se da taxa de liberação de energia elástica do material sob fratura, independente da energia ser integralmente consumida para a criação das superfícies de fratura ou conter uma parcela associada a deformação plástica associada a extensão das paredes da trinca. Desta forma a contribuição de IRWIN permitiu estender a teoria de GRIFFITH (1920) para materiais que apresentem certa deformação plástica associada ao processo de propagação da trinca.

Para trincas subcríticas tem-se as expressões:

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a}} \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (3.31)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a(1-\nu^2)}} \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (3.32)$$

### 3.1.4 Fator de intensidade de tensão

No item anterior foi mostrado o desenvolvimento da mecânica da fratura com base na abordagem de GRIFFITH (1920) que considera o balanço energético. Neste item será mostrado o desenvolvimento com enfoque no comportamento mecânico na vizinhança da ponta da trinca.

Segundo BASTIAN (1978) existem três modos básicos de propagação de trincas em função do carregamento aplicado.

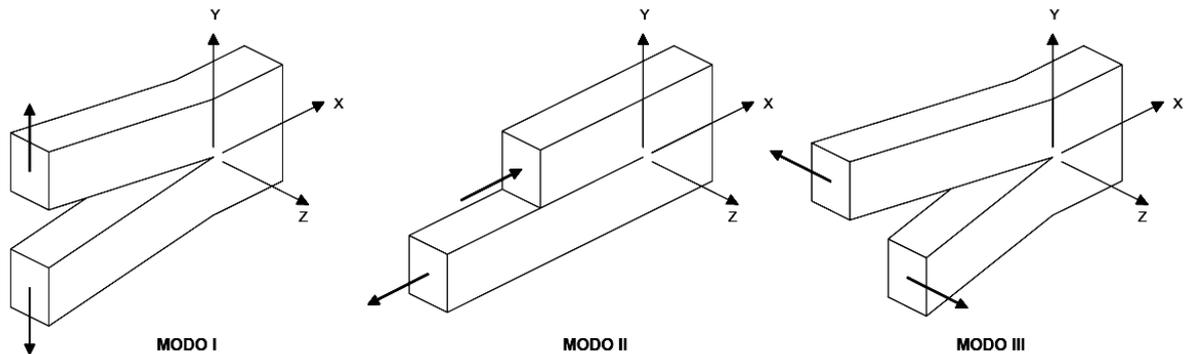


Figura 3.6: Modos básicos de carregamento de trincas.

No modo I o carregamento é devido a esforços de tração com deslocamento das superfícies da trinca perpendicularmente entre si. No modo II o carregamento é devido ao cisalhamento puro com deslocamento das superfícies da trinca paralelamente entre si e perpendiculares à frente de propagação. No modo III o carregamento é devido ao cisalhamento fora do plano com deslocamento das superfícies de trinca paralelamente entre si.

A Figura 3.7 indica o modelo utilizado por WESTERGAARD (1964) no estudo da distribuição de tensões nas vizinhanças da trinca. O modelo considera uma trinca afiada, vazante, de comprimento  $2a$ , em uma chapa infinita de um material elástico linear, submetida a uma tensão de tração perpendicular ao plano de trinca, com propagação pelo modo I.

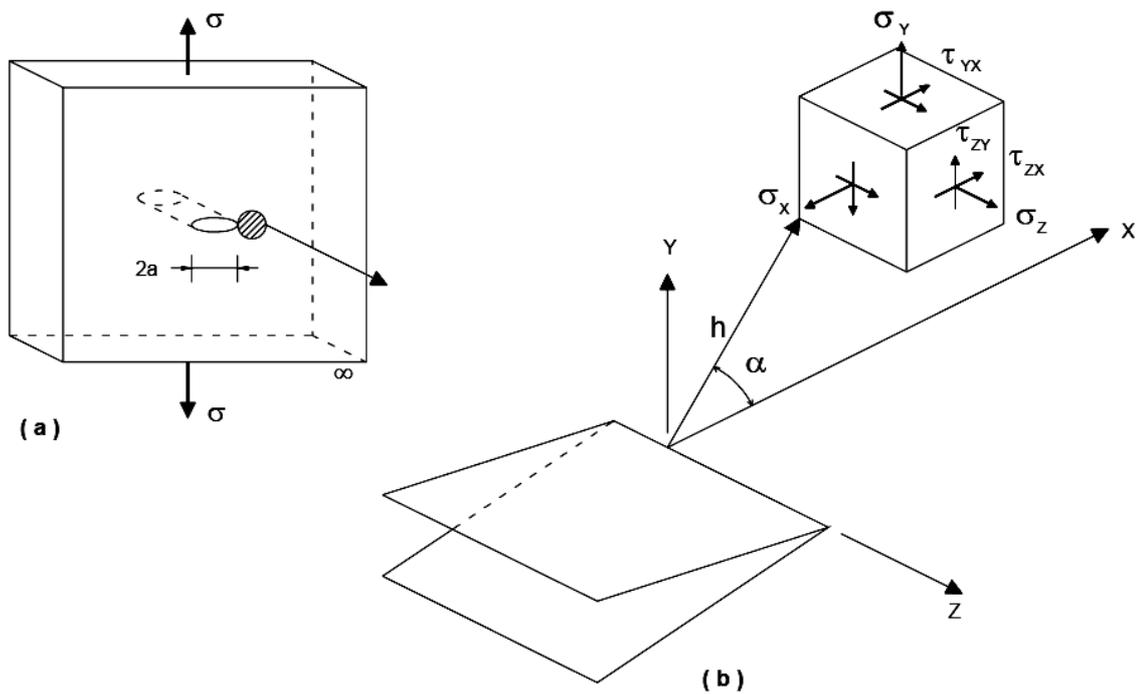


Figura 3.7: (a) Sólido infinito com trinca vazante submetido à tensão  $\sigma$ . (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca.

As expressões desenvolvidas por WESTERGAARD estão mostradas a seguir:

$$\sigma_{xx} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3.33)$$

$$\sigma_{yy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3.34)$$

$$\sigma_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (3.35)$$

$$\sigma_{zz} = 0 \text{ (estado plano de tensão)} \quad (3.36)$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \text{ (estado plano de deformação)} \quad (3.37)$$

$$\sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0 \quad (3.38)$$

Onde:

$r$  e  $\theta$  são as coordenadas cilíndricas de um ponto em relação à ponta da trinca;

$\sigma$  é a tensão de tração aplicada à chapa;

$a$  é a metade do comprimento da trinca.

Em regime linear elástico as tensões nas vizinhanças da extremidade da trinca são proporcionais a tensão aplicada  $\sigma$  e variam com a raiz quadrada do tamanho da trinca. Nota-se nas equações mostradas anteriormente que as tensões tendem a infinito quando  $r$  tende a zero, e ainda, para  $\theta$  igual a zero, a tensão  $\sigma_{yy}$  tende a zero quando  $r$  torna-se muito grande. Estas singularidades mostram que as equações são válidas apenas nas vizinhanças da extremidade da trinca.

As equações anteriores podem ser descritas na forma generalizada conforme mostrado a seguir:

$$\sigma_{ij} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} f_{ij}(\theta) \quad (3.39)$$

IRWING verificou que todo o campo de tensões ficava definido de o termo  $\sigma\sqrt{a}$  fosse conhecido. Desta forma, pode-se definir o fator de intensidade de tensão,  $K$ , que no modo de carregamento I é dado por:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.40)$$

Assim, a expressão (3.39) pode ser reescrita como:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (3.41)$$

O fator de intensidade de tensão define o campo de tensões na extremidade da trinca. É definido por um termo correspondente à tensão externa aplicada e outro correspondente à dimensão da trinca. Tanto  $\sigma_{xx}$  quanto  $\sigma_{yy}$  apresentam valores máximos para  $\theta$  igual a zero, ou seja, no plano da trinca, onde  $\sigma_{xy} = 0$ .

Assim:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (\theta = 0^\circ) \quad (3.42)$$

A variação das tensões acima com a distância  $r$  é mostrada na Figura 3.8 a seguir:

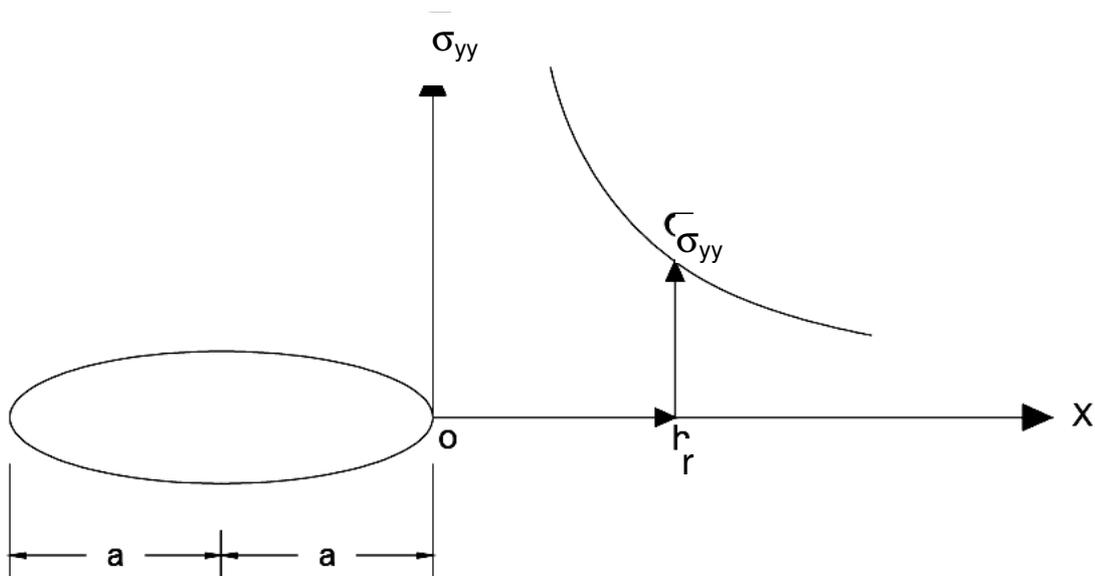


Figura 3.8: Variação das tensões na extremidade da trinca com a distância  $r$ .

Fatores de intensidade de tensão para o modo I de carregamento para trincas de diferentes formas, orientações e posições podem ser expressos na forma geral:

$$K_I = C_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.43)$$

Onde  $C_1$  é denominado fator geométrico do modo I de carregamento. Este é um fator adimensional que depende da distância da trinca aos contornos da chapa, ou outras trincas, da orientação e forma da trinca e restrições na estrutura contendo a trinca.

Para uma trinca vazante isolada de tamanho  $2a$  em uma chapa submetida a uma tensão uniforme  $\sigma$ , remota com relação à trinca e aplicada perpendicularmente ao plano da trinca, o fator geométrico é 1. Desta forma a equação (3.43) resulta na equação (3.40). Esta é a expressão do fator de intensidade de tensões definido por IRWIN (1948) para o modelo de trinca analisado por WESTERGAARD (1964).

O fator geométrico  $C_1$ , e conseqüentemente o fator de concentração de tensões, aumentam pronunciadamente com o aumento da dimensão da trinca. No

caso de uma chapa de largura infinita  $W$  e comprimento infinito, contendo uma trinca vazante de dimensão  $2a$  e submetida à tensão  $\sigma$  a seguinte expressão de  $K_I$  pode ser utilizada:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (3.44)$$

No caso de uma trinca de comprimento  $a$  na borda da chapa, sob as mesmas condições anteriores, o fator de intensidade de tensões é definido por:

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (3.45)$$

No caso da situação ilustrada acima tratar-se de uma trinca de comprimento  $a$  muito pequeno em relação à largura da chapa ( $a \ll W$ ) a equação (3.45) torna-se:

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.46)$$

Conforme apresentado acima pode-se concluir que existem diversas formulações para vários tipos de trinca e geometrias de chapas. Várias normas e compêndios abordam configurações de trinca e seus respectivos fatores de intensidade de tensões (BRANCO, 1986).

Assim como há fatores de intensidade de tensão para o modo I de carregamento há também para  $K_{II}$  e  $K_{III}$ .

Pode-se escrever de forma generalizada:

$$K_I = C_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.47)$$

$$K_{II} = C_2 \tau \sqrt{\pi a} \quad (3.48)$$

Onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento no plano.

$$K_{III} = C_3 \tau \sqrt{\pi a} \quad (3.49)$$

Onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento fora do plano.

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

Na expressão de  $K_I$  que o fator de intensidade de tensão depende dos valores de  $\sigma$  e de  $a$  para uma dada geometria de trinca e corpo de prova. Assim,  $K_I$  aumenta com o valor de  $\sigma$  e  $a$  até chegar ao valor limite onde ocorre a fratura do corpo de prova.

Isto caracteriza o fator crítico de intensidade de tensão,  $K_{IC}$ , em que quando este valor é atingido, ocorre a fratura do material. Este fator é uma propriedade intrínseca do material e depende apenas das condições de temperatura, velocidade de carregamento meio ambiente externo, não dependendo da geometria da trinca ou do corpo de prova.

A esse valor  $K_{IC}$  dá-se o nome de tenacidade à fratura do material.

### 3.1.5 Equivalência das abordagens do balanço de Energia e do Fator de Intensidade de Tensões

Da abordagem do balanço energético de GRIFFITH, obtém-se a seguinte expressão para a taxa de liberação de energia elástica, para o modo I de carregamento da trinca.

$$G_I = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \quad (3.50)$$

Por outro lado, através da abordagem do fator de intensidade de tensões, para a mesma geometria da trinca e da chapa, e para mesmo modo de carregamento, obtém-se a seguinte expressão:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.51)$$

Da comparação entre as expressões (3.73) e (3.74) resulta-se em:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (3.52)$$

$$G_I = \frac{K_I^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (3.53)$$

Na fratura, quando ocorre a propagação instável da trinca, as expressões (3.75) e (3.76) podem ser escritas como:

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (3.54)$$

$$G_I = \frac{K_{IC}^2}{E(1-\nu^2)} \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (3.55)$$

### 3.1.6 Princípio da superposição

O princípio da superposição determina que, para um dado sólido submetido a uma combinação de diferentes carregamentos definidos pelos índices (i), (ii), (iii), o fator de intensidade de tensão é dado por:

$$K_I = K_I^{(i)} + K_I^{(ii)} + K_I^{(iii)} + \dots \quad (3.56)$$

Se cada um dos carregamentos individualmente provocar uma propagação de trinca no modo I o fator de intensidade de tensão final será a soma dos fatores de cada carregamento. O mesmo princípio é válido para os modos II e III, porém combinações entre modos não são possíveis.

### 3.1.7 Estado plano de tensão e deformação em corpos de prova trincados

Seja um sólido elástico contendo uma trinca vazante submetido a uma tensão  $\sigma$  conforme mostrado na figura abaixo:

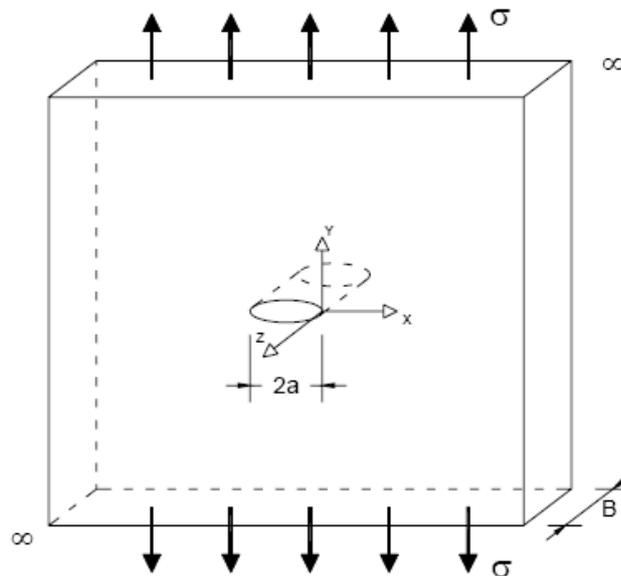


Figura 3.9: Sólido elástico com trinca vazante submetido a tensão  $\sigma$ .

As tensões na direção  $y$  apresentam valores elevados na ponta da trinca, devido aos fatores de intensificação, e decrescem com o afastamento da mesma. Assim, tem-se na proximidade da trinca um gradiente de tensões  $\sigma_{yy}$ . Como

decorrência desse gradiente, se desenvolve na ponta da trinca uma tensão na direção  $x$  que é nula na ponta da trinca devido ao fato de não haver neste ponto nenhuma restrição a deformação elástica na direção  $x$ . Esta tensão  $\sigma_{xx}$  cresce para o interior do sólido até o valor máximo e decresce com o afastamento da ponta da trinca.

No caso da direção da espessura  $z$  existem duas situações distintas. Se o corpo de prova for de pequena espessura, não se desenvolvem tensões na direção  $z$ , isto é,  $\sigma_{zz} = 0$ . O corpo de prova com pequena espessura não possui restrição elástica na direção  $z$ , o que caracteriza o estado Plano de Tensão. Se o corpo de prova for espesso, nas proximidades da superfície externa a tensão  $\sigma_{zz}$  é nula pois não há restrição elástica localizada. A medida que se aproxima do interior do sólido desenvolve-se uma tensão na direção  $z$ . Essa tensão decresce com o afastamento da ponta da trinca. Assim, pode-se afirmar que há um estado tensão plana na superfície livre do corpo de prova e deformação plana em seu interior. Este processo está ilustrado na figura a seguir:

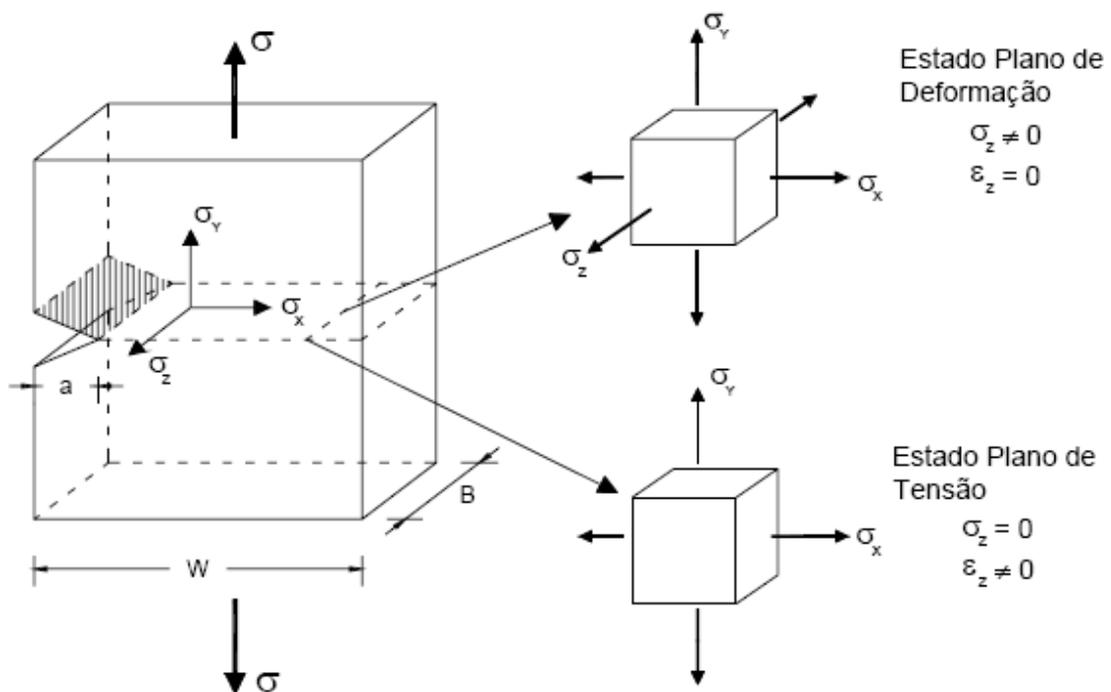


Figura 3.10: Estado plano de tensão x estado plano de deformação..

### 3.1.8 Plastificação na ponta da trinca

Nos itens anteriores considerou-se que os materiais possuem comportamento puramente elástico. Este princípio foi utilizado para descrever a Mecânica da Fratura Linear elástica. Contudo na prática, na maioria dos materiais, a ponta da trinca apresenta determinados níveis de deformação plástica. Desta forma, alguns conceitos adotados na Mecânica da Fratura Linear Elástica precisam ser adaptados para representar tal comportamento.

Conforme visto no item 3.1.4 as equações de Irwin-Wastergaard demonstram que quando a distância até a ponta da trinca tende a zero, as tensões existentes tendem ao infinito. Naturalmente, esta hipótese não é encontrada na prática. em materiais reais. Os materiais, especialmente os metais, apresentam uma tensão de escoamento acima da qual possuem comportamento plástico. Assim, na ponta de uma trinca, onde se tenha atingido deformações plásticas, as tensões estarão limitadas tensões de escoamento e desta forma não tendem ao infinito.

Uma avaliação da extensão da zona plástica na ponta da trinca torna-se necessária para representação do fenômeno. O modelo desenvolvido por Irwin é bastante utilizado para este fim. Irwin estabelece que o valor máximo de tensão na ponta da trinca não deve exceder ao limite de escoamento do material ( $\sigma_Y$ ).

Segundo o modelo de Irwin pode-se demonstrar que:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (3.57)$$

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (3.58)$$

A figura a seguir ilustra a variação de tensão ao longo do sólido e a relação com a plastificação na ponta da trinca:

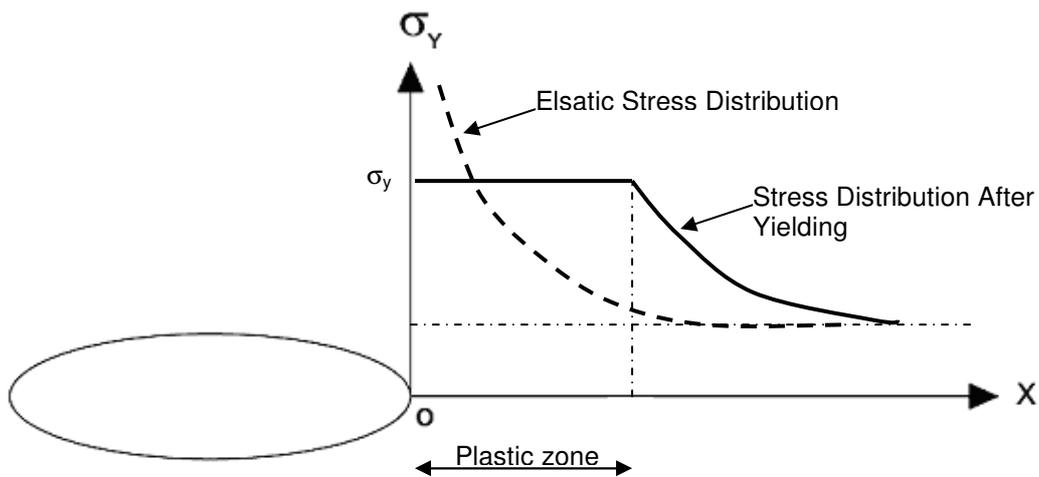


Figura 3.11: Variação das tensões na extremidade da trinca com deformação plástica.

Pode-se verificar a partir das expressões (3.57) e (3.58) que a deformação plástica na ponta da trinca é maior para o estado plano de tensão do que no estado plano de deformação. Isso ocorre porque na deformação plana a existência de uma tensão na direção da espessura do corpo de prova inibe o processo de deformação plástica e restringe o volume de material que sofre a deformação plástica.

Com o auxílio do círculo de Mohr é possível demonstrar que há inibição na deformação plástica em corpos de prova de grande espessura no estado plano de deformação.

Considerando as tensões principais por convenção:  $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$ , no estado plano de tensão tem-se:  $\sigma_I > \sigma_{II} \neq 0$ , e ainda,  $\sigma_{III} = 0$ .

No estado plano de deformação tem-se:  $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III} \neq 0$ .

Estas tensões estão mostradas no círculo de Mohr abaixo:

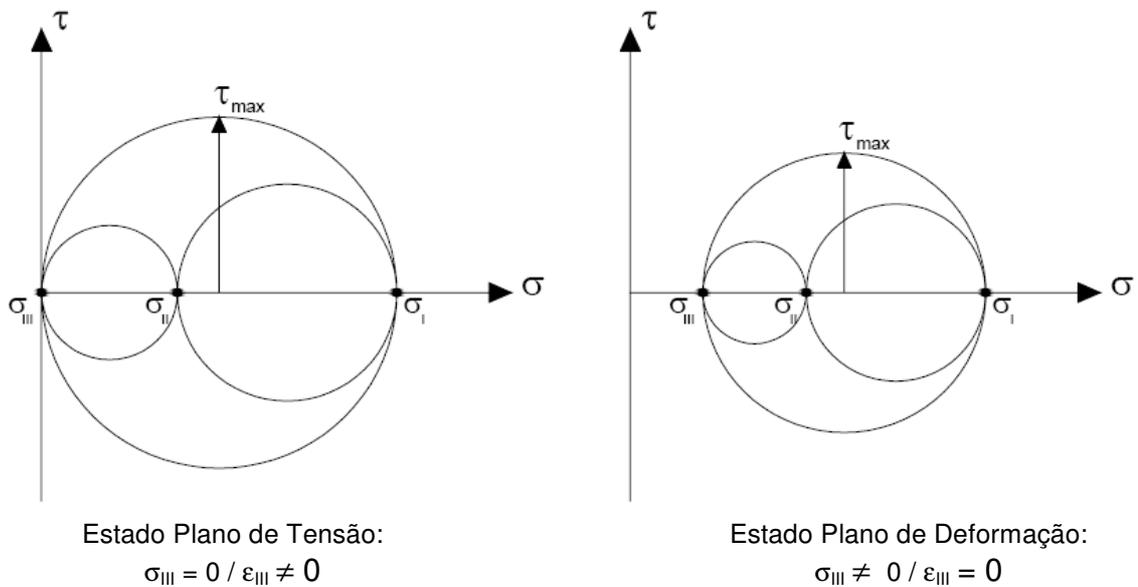


Figura 3.12: Círculos de Mohr para Estado Plano de Tensão e Estado Plano de Deformação.

Sabe-se que no círculo de Mohr a máxima tensão cisalhante ( $\tau_{\max}$ ) é dada por:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_I - \sigma_{III}}{2} \quad (3.59)$$

Considerando os valores de tensões principais em tensão plana e deformação plana conforme mostrado na Figura 3.12 vê-se que o cisalhamento máximo para estado plano de tensões é maior do que no estado plano de deformações. Como a deformação plástica no corpo de prova é provocada pela tensão cisalhante isto explica o fato de se ter maior zona plástica na ponta da trinca quando o estado de tensões é plano.

Uma consequência dos diferentes tamanhos de zona plástica em função da espessura do corpo de prova é que corpos de prova finos, quando ensaiados até a fratura apresentam fatores de intensidade de tensão críticos superiores àqueles de corpos de prova espessos.

Segundo BASTIAN, estudos empíricos realizados com diversas ligas metálicas mostram que a espessura mínima do corpo de prova necessária para garantir um estado plano de deformação deve atender a seguinte condição:

$$B_0 \geq 2.5 \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (3.60)$$

Onde:

$K_{IC}$  é o valor crítico de  $K_I$  em deformação plana;

$\sigma_Y$  é o limite de escoamento.

Quando se realiza um ensaio com corpo de prova que atenda ao requisito de espessura mínima, obtém-se um valor crítico de  $K_I$  ( $K_{IC}$ ) chamado de tenacidade à fratura em deformação plana do material do corpo de prova. Esse valor de  $K_{IC}$  é uma propriedade intrínseca do material para a temperatura de ensaio e velocidade de carregamento.

### 3.1.9 Trincas Elípticas

Segundo BASTIAN, as trinca naturais são frequentemente iniciadas em cantos vivos, arestas ou nas bordas de estruturas. Estas trinca tendem a crescer penetrando no componente e assumindo uma forma semi-elíptica. Tendo em vista que estas trinca são muito encontradas em situações práticas eles serão analisadas mais detalhadamente.

Seja uma chapa infinita contendo uma trinca elíptica, conforme a Figura 3.13, e submetida a uma tensão uniforme.

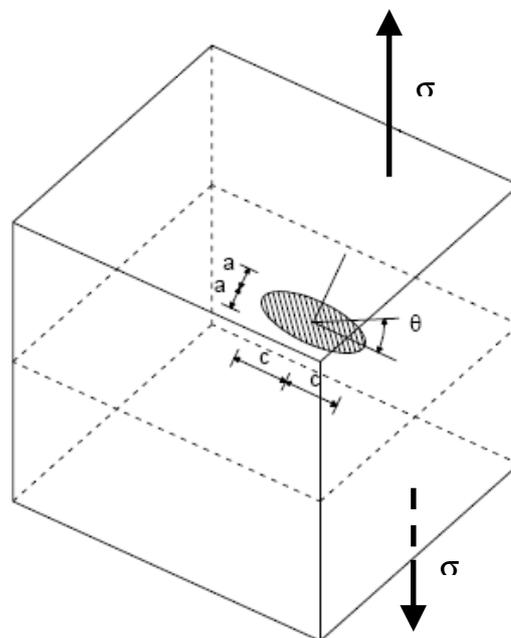


Figura 3.13: Trinca elíptica em um sólido infinito sujeito à tensão uniforme.

O fator de intensidade de tensão para qualquer ponto do perímetro da elipse é:

$$K_I = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\phi} \left( \text{sen}^2\beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2\beta \right)^{1/4} \quad (3.61)$$

Onde:

a é o semi-eixo menor da elipse;

c é o semi-eixo maior da elipse;

$\beta$  é o ângulo que define o ponto no perímetro da elipse cujo fator de intensidade de tensão é  $K_I$  mostrado acima;

$\phi$  é a integral elíptica dada por:

$$\phi = \int_0^{\pi/2} \left[ 1 - \frac{c^2 - a^2}{c^2} \text{sen}^2\beta \right]^{1/2} d\beta \quad (3.62)$$

Os valores de  $\phi$  podem ser encontrados em tabelas e gráficos na literatura, ou também pode-se desenvolvê-lo em série conforme mostrado abaixo:

$$\phi = \frac{\pi}{2} \left[ 1 - \frac{1}{4} \frac{c^2 - a^2}{c^2} - \frac{3}{64} \left( \frac{c^2 - a^2}{c^2} \right)^2 - \dots \right] \quad (3.63)$$

O truncamento da série resulta em:

$$\phi \cong \frac{3\pi}{8} + \frac{\pi}{8} \frac{a^2}{c^2} \quad (3.64)$$

É importante também salientar que o fator de intensidade de tensão varia ao longo da ponta da trinca elíptica.

Na extremidade do eixo menor, onde  $\beta = \frac{\pi}{2}$ , tem-se:

$$K_{I\left(\beta=\frac{\pi}{2}\right)} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\phi} \quad (3.65)$$

Na extremidade do eixo maior, onde  $\beta = 0$ , tem-se:

$$K_{I(\beta=0)} = \frac{\sigma \sqrt{\frac{\pi a^2}{c}}}{\phi} \quad (3.66)$$

Como  $a < c$ , tem-se que  $\frac{a}{c} < 1$  e  $\frac{a^2}{c} < a$ . Deste modo  $K_{I(\beta=\frac{\pi}{2})} > K_{I(\beta=0)}$  e portanto na extremidade do eixo menor o fator de intensidade de tensão ( $K_I$ ) é máximo.

Como normalmente há uma certa deformação plástica nas pontas da trinca, costuma-se fazer uma correção para o tamanho da zona plástica, adicionando esse tamanho real da trinca, para os cálculos de  $K_I$ .

Desta maneira considera-se uma trinca virtual cujo tamanho é o mesmo da trinca real adicionado do tamanho da zona plástica.

Assim, substituindo em (3.61) as dimensões da trinca real pela virtual ( $a+r_p$ ), sendo:

$$r_p \cong \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (3.67)$$

Resulta em:

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{\phi^2 - 0,212 \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^2}} \left( \text{sen}^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (3.68)$$

Pode-se ainda simplificar a expressão de  $K_I$  introduzindo o conceito do fator de forma da trinca ( $Q$ ). Este fator é determinado através de equações e apresentam valores do fator de forma em função da razão  $\frac{\sigma}{\sigma_Y}$  e de  $\frac{a}{2c}$ :

$$Q = \phi^2 - 0,212 \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (3.69)$$

Substituindo em (3.69) tem-se:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \left( \text{sen}^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (3.70)$$

Quando a trinca é superficial a expressão de  $K_I$  é modificada para:

$$K_I = 1,12\sigma\sqrt{\pi\frac{a}{Q}\left(\sin^2\beta + \frac{a^2}{c^2}\cos^2\beta\right)^{1/4}} \quad (3.71)$$

Onde 1,12 é o fator de correção para trincas superficiais.

## 3.2 MECÂNICA DA FRACTURA ELASTO PLÁSTICA

### 3.2.1 Conceitos iniciais

Segundo BASTIAN a mecânica da fratura linear elástica tem aplicação nos casos em que o regime é linear elástico, o que ocorre tipicamente em materiais frágeis contendo trincas e defeitos. O mesmo se aplica a ligas metálicas de alta e altíssima resistência mecânica e baixa tenacidade à fratura, onde o tamanho da zona plástica na ponta da trinca é pequeno com relação a espessura do componente, de modo a prevalecer um estado plano de deformação na ponta da trinca.

Com o aumento da tenacidade, há um substancial aumento no tamanho da zona plástica e afastamento das condições de utilização da mecânica da fratura linear elástica. Por outro lado, nesses casos, apesar da ocorrência de deformação plástica na ponta dos defeitos presentes, o componente carregado no regime elástico pode ainda apresentar risco de fratura catastrófica.

Com o objetivo de prevenir a fratura catastrófica de elementos estruturais foram desenvolvidos métodos adotados para prever a interação entre colapso plástico e fratura. Dentre eles pode-se citar: *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD), J integral e curva de resistência R.

### 3.2.2 Método da Abertura Crítica de Trinca (CTOD)

De acordo com hipóteses apresentadas por Wells (*apud* BASTIAN) quando ocorre deformação plástica significativa o processo de fratura é governado pela deformação plástica adjacente a ponta da trinca. A medida da intensidade desta deformação é então estabelecida correlacionando-a com a separação entre as superfícies da trinca e a sua propagação está atrelada ao valor limite de abertura. Deste fato baseia-se o nome do método Abertura Crítica de Trinca, ou ainda *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD).

Desta forma pode-se assumir que para evitar a fratura frágil do material deve-se definir um valor crítico de abertura de trinca ( $\delta_c$ ). Supõe-se que qualquer carregamentos que provoque uma abertura na ponta da trinca inferior a  $\delta_c$  não promoverá a ruptura ou surgimento de fratura instável no material.

É necessário portanto definir métodos capazes de prever qual valor de abertura de trinca ( $\delta$ ) será provocado por um dado carregamento e valor de tensão aplicada. Do mesmo modo, deve ser possível determinar o valor crítico  $\delta_c$  através de ensaios específicos em laboratório.

A seguir serão apresentados alguns modelos que permitem determinar os valores de  $\delta$  em função dos modos de carregamento e tensões atuantes.

#### 3.2.2.1 Método de Wells

Este modelo embora não seja muito utilizado atualmente possui uma importância histórica por ter sido o primeiro a ser adotado internacionalmente e por ter estabelecido a sistemática das curvas de projeto de  $\delta$ , que é a forma utilizada até o presente.

WELLS (apud BASTIAN) considera em seu modelo uma chapa de comprimento infinito contendo uma trinca plana vazante de comprimento  $2a$ , submetida a uma tensão uniforme de tração igual a  $\sigma$ .

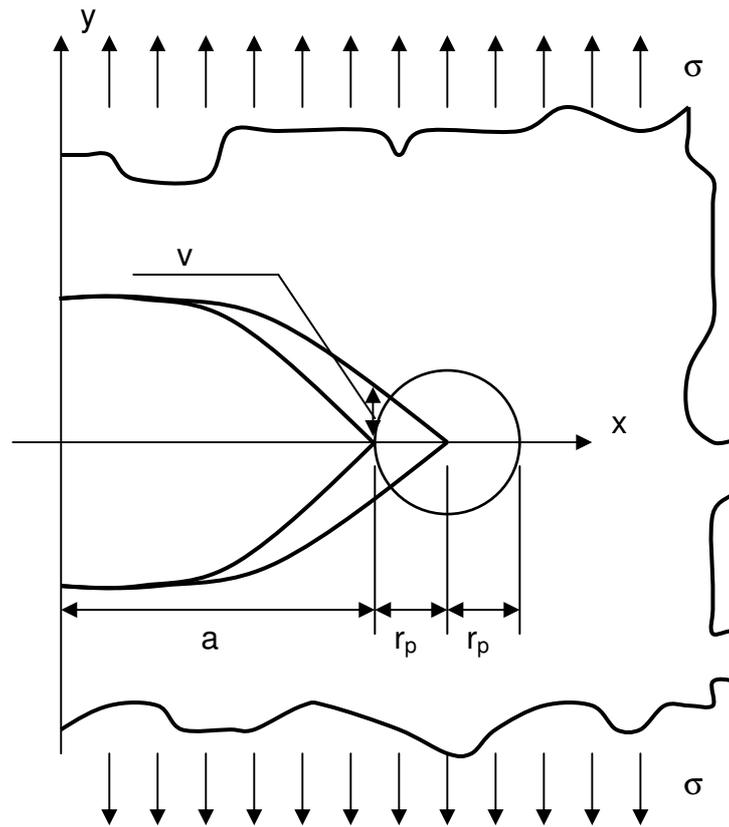


Figura 3.14: Trinca do modelo de Wells

O modelo baseia-se na equação desenvolvida para materiais elásticos que define o afastamento entre as faces da trinca:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad \text{para } x \leq a \quad (3.72)$$

Onde:

$v$  é o afastamento da face da trinca;

$\sigma$  é a tensão aplicada

$E$  é o módulo de elasticidade do material elástico da chapa;

$a$  é a metade do tamanho da trinca;

$x$  é a distância entre o centro da trinca, segundo a direção  $x$ .

Desta expressão vê-se que, para materiais elásticos, o afastamento da trinca assume os seguintes valores:

Para  $x = a$ :  $v=0$  (na ponta da trinca)

$$\text{Para } x = \frac{a}{2} \quad v = 1,7 \frac{\sigma a}{E}$$

$$\text{Para } x = 0 \quad v = 2 \frac{\sigma a}{E}$$

Para os materiais com deformação plástica na ponta da trinca WELLS (apud BASTIAN) considerou uma trinca virtual de tamanho  $(a+r_p)$  onde  $a$  é a metade do comprimento da trinca real e  $r_p$  é o raio da zona plástica.

Para chapas finas tem-se:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad \text{para estado plano de tensão} \quad (3.73)$$

Substituindo o comprimento da trinca real pelo virtual na equação (3.72) tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{(a+r_p)^2 - x^2} \quad (3.74)$$

Fazendo  $x=a$  na ponta da trinca e assumindo que para deformações plástica pequenas  $a \gg r_p$ , pode-se escrever:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2a.r_p} \quad (3.75)$$

Substituindo o valor de  $r_p$  obtido para estado plano de tensão (3.73) em (3.75) resulta:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{\frac{a}{\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2} \quad (3.76)$$

Como o fator de intensidade de tensão  $K_I$  é:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.77)$$

Substituindo na equação (3.77) obtém-se:

$$v = \frac{2K_I^2}{\pi E \sigma_Y} \quad (3.78)$$

Conforme mostrado na Figura 3.14 pode-se afirmar que  $\delta=2v$ , onde  $\delta$  é a abertura na ponta da trinca real. Assim pode-se escrever:

$$\delta = \frac{4K_I^2}{\pi E \sigma_Y} \quad (3.79)$$

Ou ainda, introduzindo a equação da taxa de liberação de energia elástica conforme visto no item 3.1.5:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \text{ para estado plano de tensão} \quad (3.80)$$

Assim:

$$\delta = \frac{4G_I}{\pi \sigma_Y} \quad (3.81)$$

A zona plástica é definida por uma distância  $\delta$  perpendicular ao plano da trinca. De acordo com WELLS (apud BASTIAN), mais trabalho irreversível deve ser realizado na zona plástica do que o correspondente a distância  $\delta$ . Sendo assim, WELLS (apud BASTIAN) propôs a seguinte correção para a equação (3.81), que resulta no valor de abertura na ponta de uma trinca real para uma determinada taxa de liberação de energia elástica.

$$\delta = \frac{G_I}{\sigma_Y} \quad (3.82)$$

Essa equação pode ser re-escrita:

$$\delta = \frac{K_I^2}{E \sigma_Y} \quad (3.83)$$

Que resulta no valor de abertura de trinca para um determinado fator de intensidade de tensão.

### 3.2.2.2 Curva de projeto de Wells

A curva de projeto tem por objetivo determinar o tamanho máximo de defeitos toleráveis em uma estrutura. A etapa inicial da montagem da curva de projeto de Wells consiste na dedução de uma expressão para o tamanho da zona plástica em função do valor da abertura da trinca  $\delta$ .

Para trinca de Wells tem-se a expressão do fator de intensidade de tensão:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.84)$$

Para  $\theta = 0^\circ$ :

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} = \sqrt{\frac{EG_I}{2\pi r}} \quad (3.85)$$

Na expressão acima, fazendo-se  $\sigma_{yy} = \sigma_Y$ ,  $r = r_p$  e  $G_I = \sigma_Y \delta$  resulta:

$$\sigma_Y^2 = \frac{E\sigma_Y \delta}{2\pi r_p} \quad (3.86)$$

Ou ainda:

$$r_p = \frac{E\delta}{2\pi\sigma_Y} = \frac{\delta}{2\pi\varepsilon_Y} \quad (3.87)$$

Onde:

$\varepsilon_Y$  é a deformação no início do escoamento plástico.

A expressão (3.87) relaciona o raio da zona plástica com a abertura da ponta da trinca. Esta relação é a base para se determinar a curva de projeto conforme mostrado a seguir.

Na expressão da máxima tensão principal (3.86) pode-se representar o estado tensional na ponta da trinca, com o efeito da plastificação, substituindo os seguintes valores:  $a$  por  $a+r_p$ ,  $r$  por  $r_p$  e  $\sigma_{yy}$  por  $\sigma_Y$ .

$$\frac{\sigma_Y}{\sigma} = \sqrt{\frac{a+r_p}{2r_p}} \quad (3.88)$$

A expressão acima pode ser reescrita como:

$$\frac{a}{r_p} = 2\left(\frac{\sigma_Y}{\sigma}\right)^2 - 1 \quad (\text{válida para } \sigma < \sigma_Y) \quad (3.89)$$

Substituindo o resultado obtido para a distância de plastificação na ponta da trinca (3.87) na equação (3.89) pode-se escrever:

$$\frac{2\pi\varepsilon_Y a}{\delta} = 2\left(\frac{\sigma_Y}{\sigma}\right)^2 - 1 \quad (\text{válida para } \sigma < 0.9\sigma_Y) \quad (3.90)$$

Segundo WELLS (apud BASTIAN) a equação acima deve ser limitada a um valor mais restrito quanto a tensão atuante de:  $\sigma < 0.9\sigma_Y$ .

De maneira análoga WELLS estabeleceu uma correlação para tensões superiores ao escoamento:

$$\frac{2\pi\varepsilon_Y a}{\delta} = \frac{\varepsilon_Y}{\varepsilon} \quad (3.91)$$

WELLS (apud BASTIAN) denominou CTOD adimensional ( $\phi$ ) a seguinte grandeza adotada nas equações (3.90) e (3.91):

$$\phi = \frac{\delta}{2\pi\varepsilon_Y a} \quad (3.92)$$

Substituindo a equação do CTOD adimensional nas equações (3.90) e (3.91) resulta:

$$\phi^{-1} = 2\left(\frac{\sigma_Y}{\sigma}\right)^2 - 1 \quad (\text{para } \sigma < 0.9\sigma_Y) \quad (3.93)$$

$$\phi^{-1} = \frac{\varepsilon_Y}{\varepsilon} \quad (\text{para } \sigma > 0.9\sigma_Y) \quad (3.94)$$

De posse das equações (3.92) e (3.93) WELLS (apud BASTIAN) propôs um gráfico tendo como dos x os seguintes valores:

$$\frac{\sigma}{\sigma_Y}, \text{ para } \sigma \leq 0.9\sigma_Y$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_Y}, \text{ para } \sigma > 0.9\sigma_Y$$

Neste gráfico o eixo dos y é dado pelo valor do CTOD adimensional ( $\phi$ ).

Este gráfico é denominado curva de projeto de WELLS conforme mostrado a seguir:

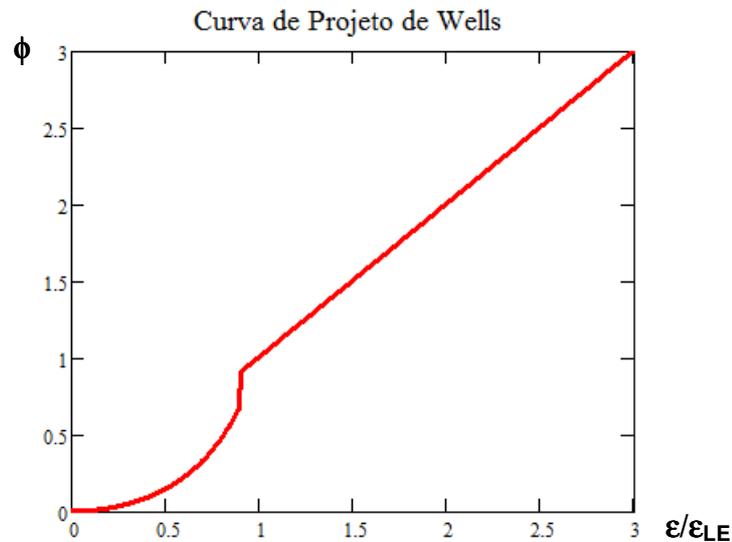


Figura 3.15: Curva de Projeto de Wells

A curva de projeto é utilizada para determinar de maneira prática o maior tamanho possível de trinca para que a abertura de trinca  $\delta$  não ultrapasse o valor crítico  $\delta_c$ .

Assim, para um certo material, de posse do valor de tensão ou deformação atuante, pode-se determinar na curva de projeto o valor de CTOD adimensional.

Sendo fornecido os valores de tensão e deformação limite de escoamento ( $\sigma_Y$  e  $\varepsilon_Y$ ) e abertura crítica de trinca  $\delta_c$ , pode-se obter o máximo valor permitido para o tamanho da trinca ( $a$ ) tolerável pela estrutura.

A curva de projeto de WELLS é importante pelo seu caráter pioneiro na avaliação de trincas admissíveis. Nos itens subseqüentes serão definidos outros métodos mais adotados na atualidade.

## **4 FADIGA**

### **4.1 CONCEITOS INICIAIS**

#### **4.1.1 Estágios da Propagação de Trincas**

Segundo BRANCO (1986), designa-se por fadiga o fenômeno de ruptura progressiva de materiais sujeitos a ciclos repetidos de tensão deformação. Os primeiros estudos envolvendo a fadiga dos materiais datam de 1850. Na época, não se entendia a razão de determinadas estruturas serem levadas ao colapso após pouco tempo de uso, tendo em vista estarem dimensionadas corretamente de acordo com os critérios de resistência estática. Esse relato identifica um problema caracteristicamente causado por fadiga. Mesmo para um carregamento que gere tensões consideradas pequenas, se comparadas com os limites de resistência estática, quando aplicado ciclicamente, por um grande número de vezes, pode resultar em fratura do material e início da propagação de trincas.

Segundo BRANCO (1986), o mecanismo de fadiga compreende as seguintes fases sucessivas: nucleação ou iniciação da fissura por fadiga, propagação da fissura e ruptura final.

A iniciação de uma fissura de fadiga verifica-se normalmente próxima a superfície do corpo visto que neste ponto a concentração de tensões é máxima. Por outro lado, os cristais da superfície beneficiam-se de menos apoio mútuo que os cristais do interior, e estão portanto mais sujeitos à ocorrência de deformação plástica sob tensão. Por fim, é na superfície onde se observa mais acentuadamente o efeito do contato com o meio ambiente (corrosão fadiga). O início da formação de trincas depende de um número de fatores como: presença de altas concentrações de tensão, estado superficial e propriedades do material base.

Uma vez iniciada, a propagação da fissura de fadiga dá-se em três fases. A fase I consiste em um crescimento a  $45^\circ$  que corresponde à direção das tensões máximas, ou tensões principais.

Na fase II a fissura tende a propagar-se perpendicularmente à sollicitação externa, comportamento provavelmente governado pelo valor de tensão normal. Devido a redução do nível de tensões longe da região de superfície, a propagação de trincas internas é mais restrita comparada as trincas superficiais. Nesta fase, a avaliação do comportamento evolutivo da trinca pode ser considerada linear com relação ao número de ciclos. A propagação da trinca prossegue até que o defeito inicial desenvolva em uma fissura desenvolvida através de toda a espessura da peça.

A transição entre as fases I e II é geralmente atribuída à redução do quociente tensão de cisalhamento sobre tensão normal na vizinhança da extremidade da fissura. A velocidade de propagação na fase II é função da amplitude do fator de intensidade de tensão. Finalmente atingido o valor crítico do comprimento da fissura, dá-se a ruptura instável final. A fase II apresenta normalmente estrias perpendiculares à direção de propagação, especialmente em materiais dúcteis, como por exemplo, os aços estruturais.

A Fase III da propagação da trinca é de pequeno interesse as aplicações de engenharia. Após comprometer toda a espessura do nó estrutural, a propagação da trinca reduz a rigidez local da peça, levando a ruptura.

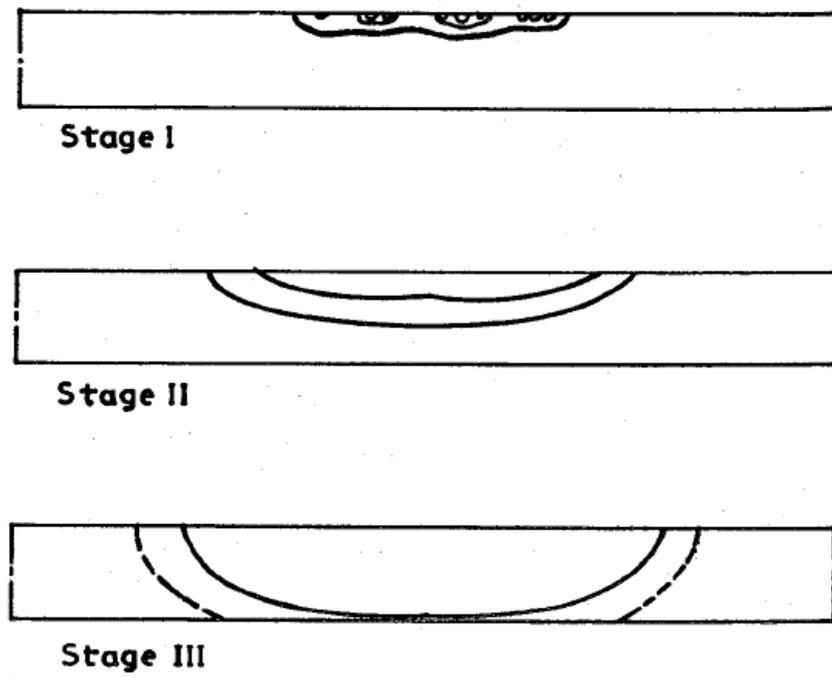


Figura 4.1: Estágios da propagação de trincas.

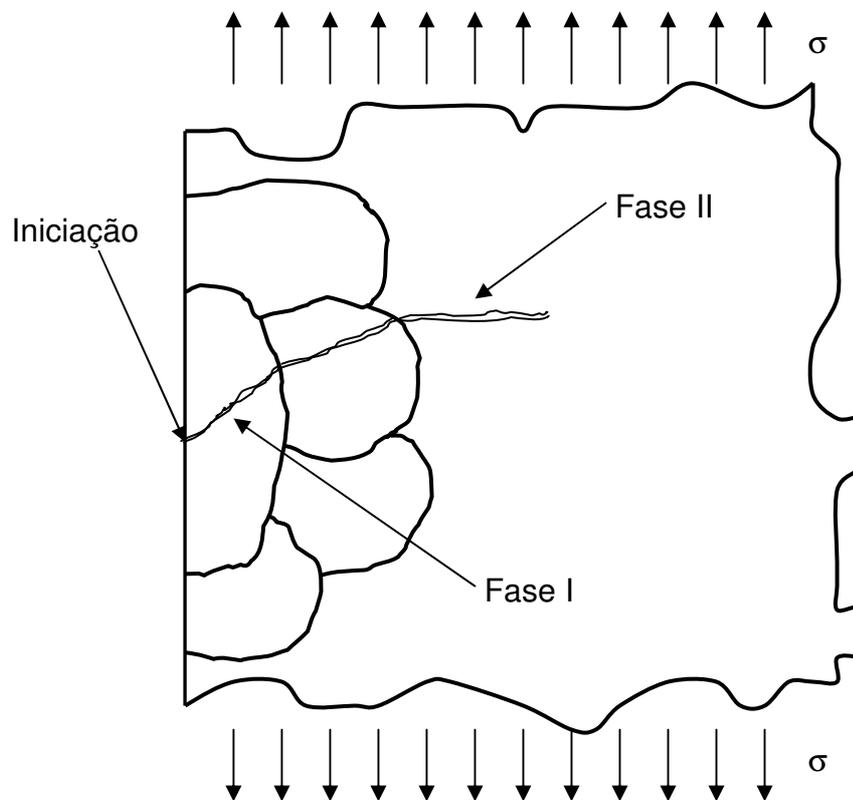


Figura 4.2: Iniciação e fases I e II do crescimento de uma trinca.

Observa-se que, os dutos submarinos são formadas por estruturas com seções tubulares unidas entre si através de ligações soldadas. Tipicamente, as conexões soldadas entre estes perfis tubulares apresentam os pontos de maior concentração de tensões. Estes pontos são denominados nós ou juntas estruturais.

Ainda, nestas regiões a probabilidade de surgimento de defeitos devido ao processo de soldagem é consideravelmente maior. Regiões de solda criam zonas termicamente afetadas nas quais as propriedades do material sofrem alterações. Durante o resfriamento das soldas microfissuras se formam nos pontos de concentração de tensão levando ao início do surgimento de trincas.

A qualidade do processo de execução da solda, assim como os procedimentos de inspeção e teste são de suma importância na avaliação da resistência à fadiga. Ao evitar o surgimento de trincas iniciais, devido ao processo de fabricação, diminui a velocidade de propagação da trinca.

É importante salientar que em ambientes agressivos, como os que estão presentes as estruturas submarinas, a velocidade de propagação de trincas pode ser aumentada consideravelmente.

#### **4.1.2 Concentração de tensões**

Problemas devido a fadiga em estruturas de dutos submarinos em geral ocorrem em função de sucessivas variações de tensão nas ligações soldadas. Devido a descontinuidades geométricas localizadas, as juntas soldadas representam pontos de alta concentração de tensões. A figura abaixo ilustra um exemplo de um ponto de concentração de tensões localizado na 'margem' do cordão de solda.

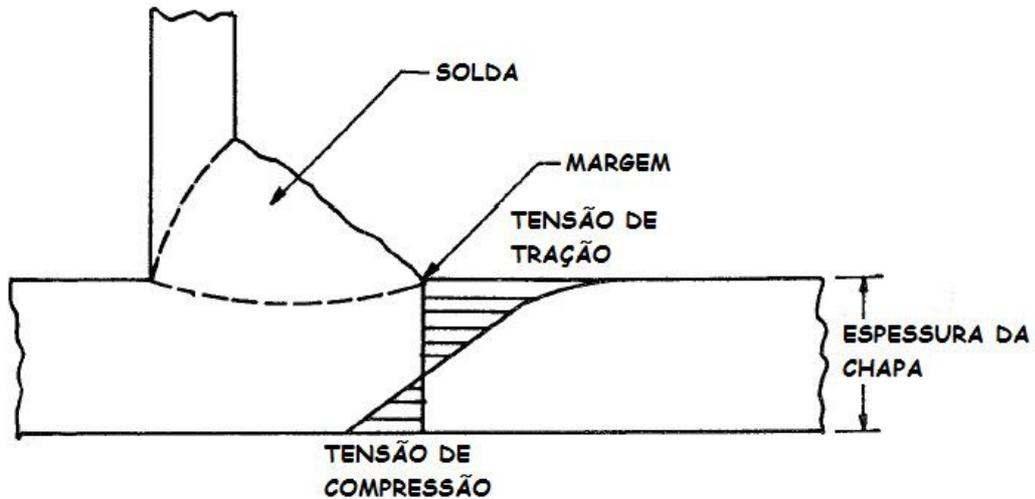


Figura 4.3: Concentração de tensões no perfil de solda

Pode-se notar que a distribuição de tensões ao longo da espessura é basicamente linear, sendo que na proximidade do ponto de concentração o perfil de tensões apresenta valores de pico.

Existem algumas condições locais que modificam a variação de tensões próximo as juntas soldadas sujeitas a fadiga. Estes efeitos locais dificilmente são detectados através de uma análise estrutural global. Portanto, os resultados devem ser modificados a fim de representar tais efeitos localizados. Isso é feito através da consideração de um fator que é aplicado a tensão nominal no ponto em questão. Este fator denomina-se Fator de Concentração de Tensões, ou simplesmente SCF (Stress Concentration Factor). Esta nomenclatura será encontrada na grande maioria das bibliografias.

O exposto acima é representado através da equação:

$$\sigma_{local} = SFC \times \sigma_{nominal} \quad (4.1)$$

Onde a tensão nominal é definida como o nível de tensões em uma região afastada o suficiente da região de concentração, onde o comportamento linear da distribuição de tensões não seja modificado por descontinuidades geométricas.

A figura a seguir representa esta situação. Neste caso, a tensão local é maior devido a uma descontinuidade geométrica – como por exemplo um furo em uma chapa de aço.

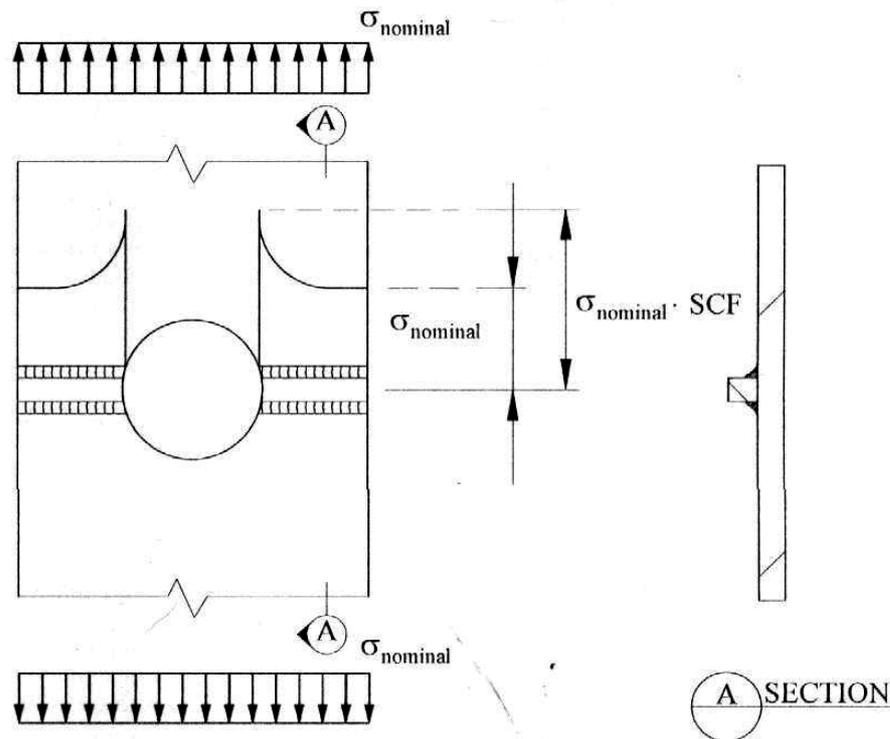


Figura 4.4: Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) - DNV-RP-C203.

Existem duas formas de se obter o fator de concentração de tensões para um dado detalhe estrutural: referências normatizadas ou através de uma análise por elementos finitos.

Diversas normas de uso corrente indicam formulações teóricas que definem os fatores de concentração de tensões para detalhes estruturais típicos e de uso corriqueiro. Não é difícil presumir que, na prática, muitos dos detalhes estruturais são de geometria mais complexa que as apresentadas em norma. Neste caso, deve-se partir para uma análise em elementos finitos para determinar os fatores de concentração de tensões. Contudo, seria altamente custosa a realização desse tipo de análise para um número muito grande de juntas soldadas. Desta forma, adota-se na prática o uso destas análises para detalhes estruturais onde sabidamente os fatores de concentração de tensões são preponderantes e de natureza complexa.

As figuras a seguir ilustram os dois métodos de determinação do SCF em detalhes de juntas soldadas.

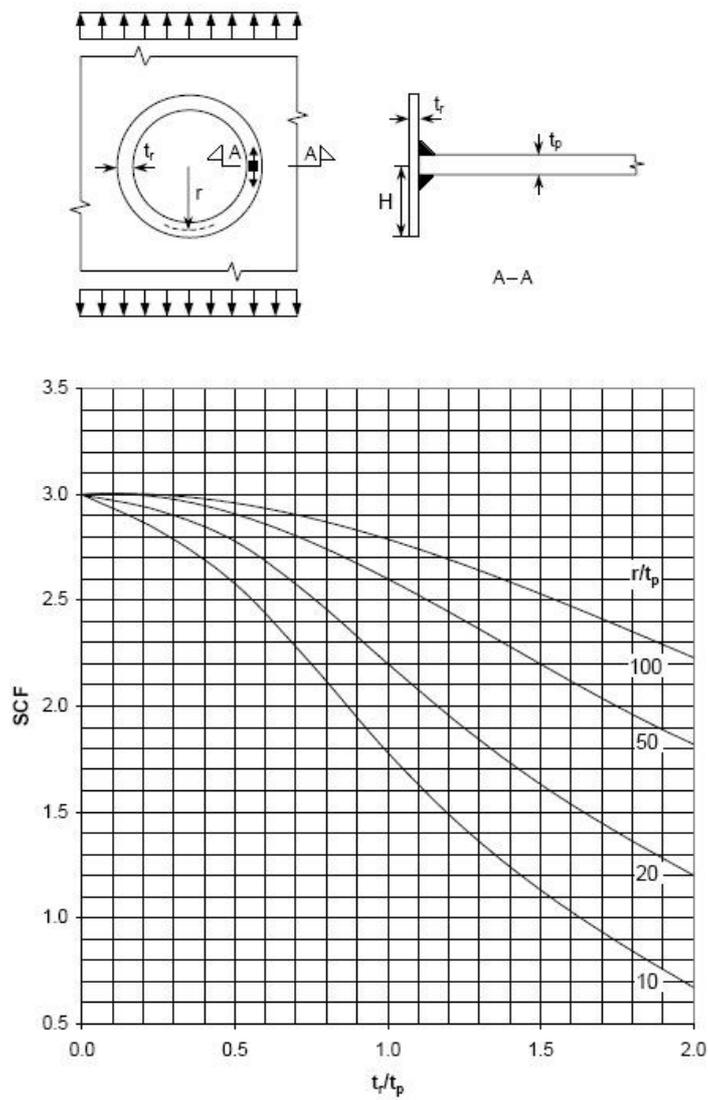


Figura 4.5: Fator de Concentração de Tensões (SCF) para um detalhe de tubo inserido. - DNV-RP-C203.

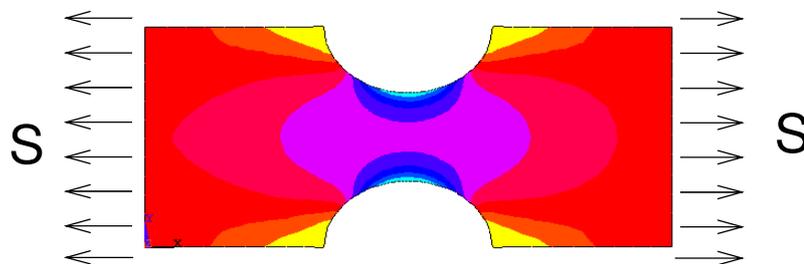


Figura 4.6: Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF).

### **4.1.3 Defeitos em juntas soldadas**

Como visto anteriormente, as juntas soldadas são consideradas pontos críticos com relação a fadiga em função da presença de descontinuidades geradas pelo próprio perfil de solda ou por defeitos oriundos da fabricação e utilização da junta. Estes pontos são típicos locais de concentração de tensões.

O presente item tem por objetivo apresentar os tipos mais comuns de defeitos que podem vir a ocorrer em detalhes soldados e correlacionar sua ocorrência com fatores de concentração de tensões a serem considerados na análise a fadiga do detalhe soldado.

Define-se como descontinuidade em uma junta soldada qualquer interrupção da estrutura padrão da solda. Assim, pode-se considerar como descontinuidade a não homogeneidade de características físicas e metalúrgicas da solda. Define-se como defeito em uma junta soldada quando esta possui uma ou mais fontes de descontinuidades, que não atendam aos requisitos mínimos estabelecidos em norma para sua utilização. De forma geral, as normas estabelecem critério de inspeção que visam determinar as descontinuidades em juntas soldadas que posteriormente serão verificadas de acordo com um critério de aceitação descrito em normas.

As descontinuidades podem ser classificadas em quatro tipos principais: descontinuidades dimensionais, descontinuidades estruturais, descontinuidades relacionadas as propriedades do material da solda e do metal base.

### **4.1.4 Descontinuidades dimensionais**

Para que um perfil de solda seja considerado satisfatório ele deve atender as dimensões especificadas em projeto, no que se refere ao formato e tamanho da solda.

Uma solda que não atenda aos critérios dimensionais é considerada defeituosa e deve ser reparada antes da aceitação final da estrutura. As principais descontinuidades estruturais são:

**Distorção:**

Durante a operação de soldagem os elevados gradientes de temperatura podem causar deformações térmicas na junta soldada. As expansões e contrações térmicas induzem tensões na estrutura que permanecem depois do resfriamento.

Defeitos causados por distorção podem ser evitados através de medidas como o projeto cuidadoso do detalhe da junta, seleção da correta seqüência de soldagem e adequação dos métodos de fixação. Em caso de necessidade de reparo, podem-se adotar técnicas de desempenho com ou sem aplicação de calor, ou até mesmo a substituição da solda defeituosa.

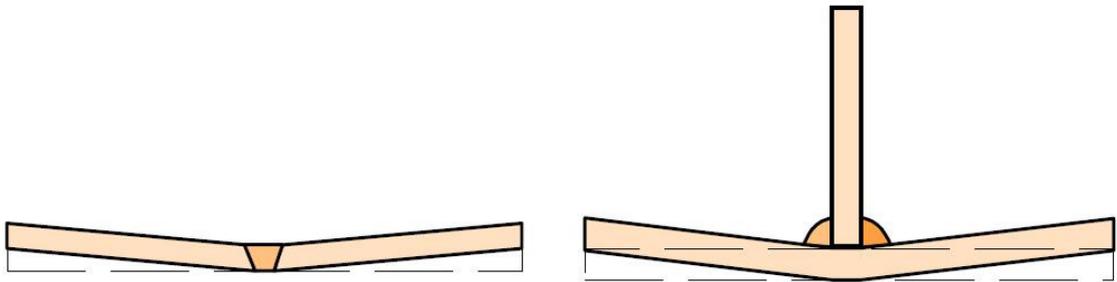


Figura 4.7: Distorção angular.

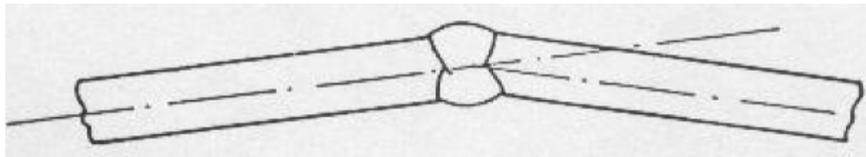


Figura 4.8: Distorção por embicamento.

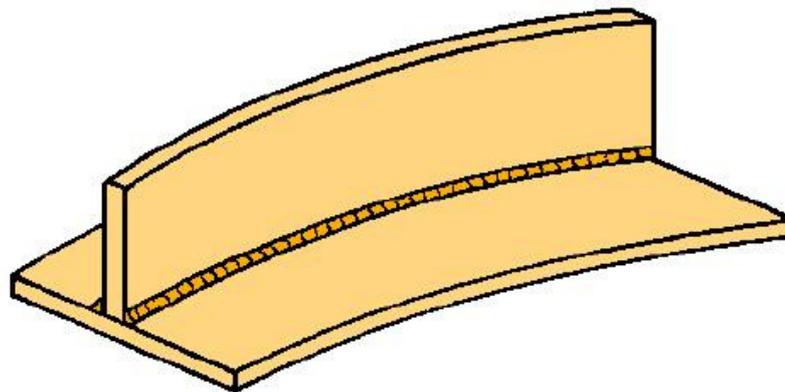


Figura 4.9: Distorção por flexão.

**Preparação incorreta da junta:**

Este tipo de defeito pode ocorrer por uma falha em produzir chanfros com dimensões apropriadas, em manter o alinhamento entre partes a serem soldadas ou em respeitar os afastamentos estabelecidos em projeto.

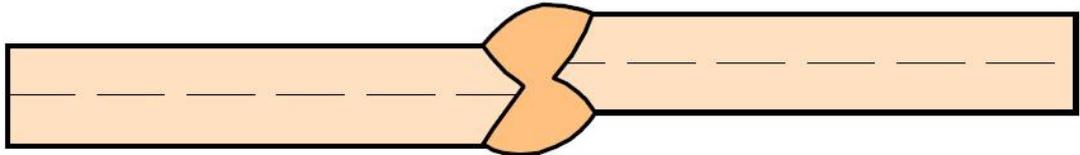


Figura 4.10: Preparação incorreta da junta – desalinhamento entre chapas

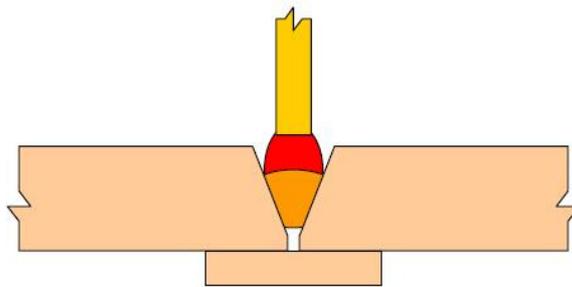


Figura 4.11: Preparação incorreta da junta – abertura de chanfro inadequada

**Tamanho incorreto da solda:**

As dimensões de uma solda são determinadas de forma a atender a um nível de resistência mecânica especificada em projeto. Solda com dimensões fora do especificado podem ser consideradas defeituosas seja por falta de material (menor resistência) ou por excesso (desperdício de material). As dimensões de uma solda podem ser aferidas através de um gabarito.

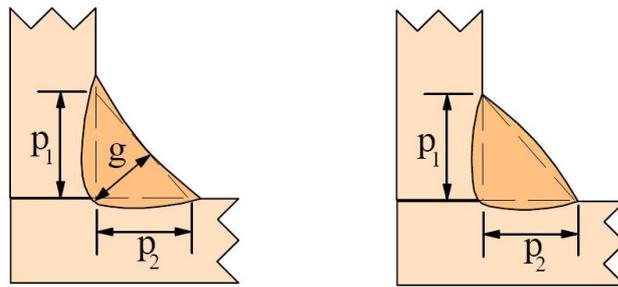


Figura 4.12: Tamanho incorreto - cordão côncavo e convexo

### **Perfil incorreto da solda:**

Um perfil de solda irregular é um ponto crítico de concentração de tensões, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de trincas devido a fadiga. Este tipo de defeito está ligado a falhas no processo construtivo, falhas na operação ou nos parâmetros de soldagem. As falhas devido a operação podem acarretar defeitos de solda como falta de fusão, inclusão de escórias e penetração excessiva.

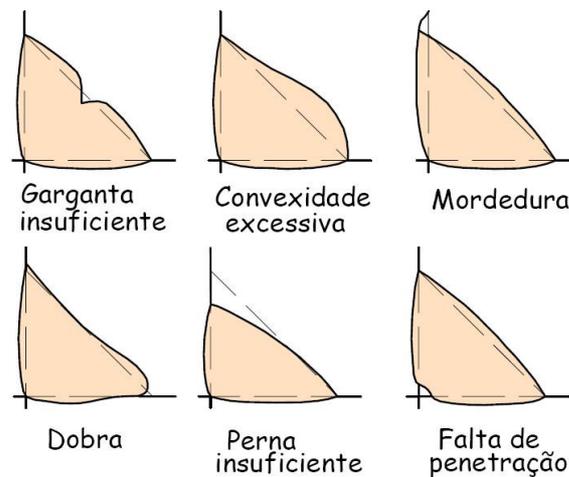


Figura 4.13: Perfil incorreto de solda- defeitos típicos

### **4.1.5 Descontinuidades estruturais**

#### **Porosidade**

Porosidade são vazios formados pelo aprisionamento de gases na poça de fusão após o resfriamento e solidificação do material de solda. As causas do surgimento de poros são usualmente ligadas a presença umidade, oxidação, óleos e graxa na superfície do metal base ou nos consumíveis de soldagem. Além disso, parâmetros inadequados especificados pelo procedimento de soldagem, tais como corrente excessiva ou arco muito longo podem ocasionar a formação de poros.

A figura abaixo ilustra exemplos de caracterização dos defeitos devido a formação de poros:

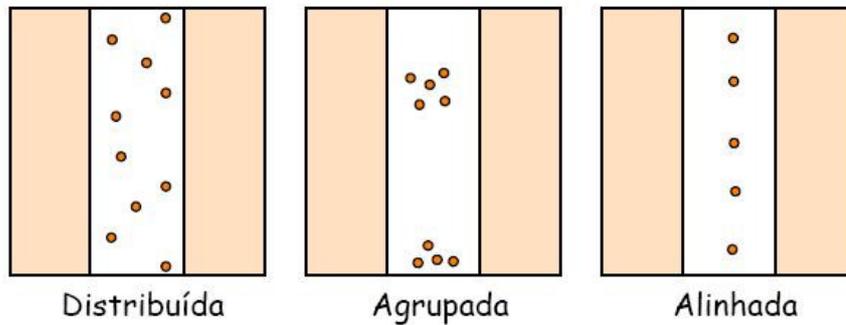


Figura 4.14: Tipos de distribuição de porosidade

### **Inclusões de escória**

Este tipo de defeito é causado pelo aprisionamento de partículas sólidas não metálicas entre os passes de solda, ou ainda entre a solda e o metal base.

Durante a deposição do metal de solda os materiais do revestimento dos eletrodos e a escória produzida tende a flutuar na poça de fusão devido a sua menor densidade. Uma manipulação incorreta do eletrodo pode forçar a escória para dentro do cordão, aprisionando-a após a solidificação. Além disso, quando o detalhe soldado exige diversos passes de solda, uma remoção irregular entre passes favorece o aprisionamento de escória no interior da solda final.

As inclusões de escória na solda geram pontos de concentração de tensões induzindo o aparecimento de trincas devido a fadiga.



Figura 4.15: Inclusão de escória

### **Falta de fusão**

A falta de fusão ocorre quando há a ausência de união por fusão entre o material de solda e o metal base, ou entre passes sucessivos de um detalhe

soldado. É causada pela manipulação inadequada do eletrodo, uso de baixa energia de soldagem, chanfros muito fechados ou falta de limpeza da junta.

Este tipo de defeito reduz a seção útil da solda e, por conseguinte, sua resistência mecânica. Além disso, é um ponto crítico de concentração de tensões e propenso a formação de trincas.

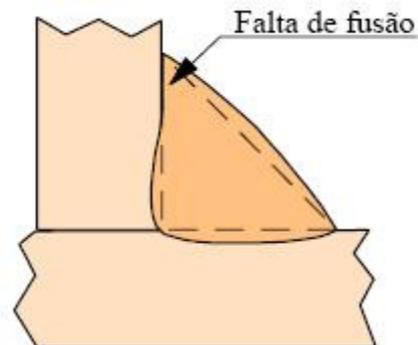


Figura 4.16: Falta de fusão

### **Falta de penetração**

Tipo de defeito que ocorre devido a falta de fusão completa entre o material de solda e o material base na raiz da solda.

Dentre as causas mais comuns para a ocorrência deste defeito estão a manipulação incorreta do eletrodo, um projeto de solda inadequado, com ângulos de chanfro e aberturas de raiz insuficientes e a utilização de baixa energia de soldagem.

Este tipo de defeito reduz a seção útil da solda e, por conseguinte, sua resistência mecânica. Além disso, é um ponto crítico de concentração de tensões e propenso a formação de trincas.

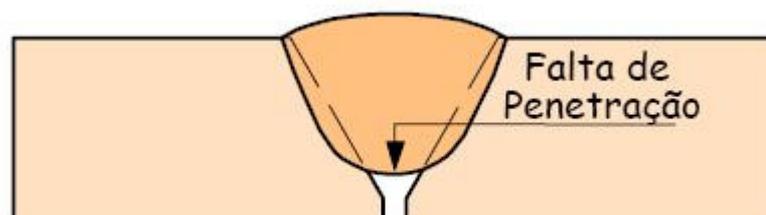


Figura 4.17: Falta de penetração

### **Mordedura**

Defeito causado pelo surgimento de entalhos agudos nas bordas da solda. É geralmente causado por manipulação inadequada do eletrodo, velocidade de soldagem elevada e intensidade excessiva da corrente de solda.

Este tipo de defeito é um ponto crítico de concentração de tensões e propenso a formação de trincas devido a fadiga.

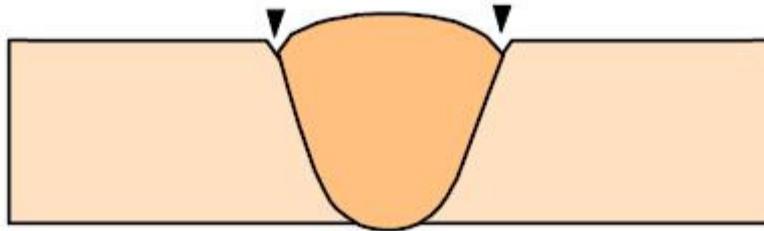


Figura 4.18: Mordedura.

### **Trincas**

As trincas são descontinuidades causadas por atuação de tensões de tração locais, que excedem a resistência do material de solda. Elas podem se formar durante o processo de soldagem, ou em outras etapas da vida útil da estrutura.

Trincas são defeitos extremamente críticos quando se trata de problemas de fadiga. As zonas de extremidade das trincas são pontos de alta concentração de tensões, que geralmente levam a plastificação do material base. Em estruturas sujeitas a esforços cíclicos, esta trinca poderá se propagar a levar a ruptura da junta.

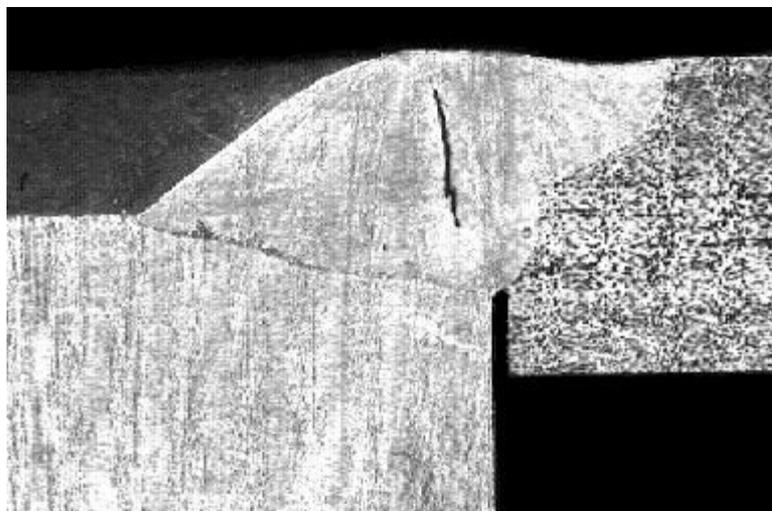


Figura 4.19: Trinca em uma junta soldada

## 4.2 AVALIAÇÃO DE FADIGA PELA MECÂNICA DA FRATURA

### 4.2.1 Conceitos iniciais

Sabe-se que uma estrutura contém defeitos como trincas, porosidades, inclusões e defeitos de solda que são inerentes ao processo de fabricação. Estes defeitos são primordialmente encontrados em estruturas soldadas. A presença de uma ligação soldada reduz consideravelmente a resistência a fadiga do elemento a níveis inferiores aos do material base. Isso se deve ao fato da ligação soldada introduzir fatores de concentração de tensões e descontinuidades geométricas no elemento. Naturalmente, o nível de redução vai depender do tipo de detalhe soldado em questão.

Tudo o que foi mostrado nos capítulos anteriores diz respeito a estruturas com falhas, ou trincas, submetidas a carregamentos monotônicos. O presente item trata do crescimento de uma trinca existente em um corpo sólido quando submetido a carregamentos de natureza cíclica.

Segundo ANDERSON em meados de 1960 Paris demonstrou que a teoria da mecânica da fratura é uma ferramenta bastante útil para caracterizar a propagação de uma trinca por fadiga. Desde então a aplicação da mecânica da fratura para propor soluções estes tipos de problemas tornou-se rotineira.

A ação de carregamentos cíclicos durante a vida útil pode gerar a propagação de defeitos mesmo aqueles que não sejam significativos na estrutura recém construída. Além disso, trincas e defeitos podem ser iniciados sob ação de esforços cíclicos. Segundo BASTIAN para ambos os casos praticamente a totalidade da vida fadiga é consumida na propagação de trinca por fadiga. Assim, o comportamento detalhado da propagação dos defeitos de soldagem devem ser minuciosamente estudado no caso de estruturas sujeitas a esforços cíclicos.

A abordagem através do método tradicional, baseado nas curvas S-N, apresenta dificuldades pois o método não considera informações referentes ao período de iniciação e propagação das trincas. O mesmo só possui enfoque no estado limite último de fissuração da estrutura, se atentar para o histórico de propagação de defeitos da mesma e sua influência na vida fadiga.

Modernamente, a teoria de propagação de trincas através da mecânica da fratura se baseia no conceito da variação do fator de intensidade de tensões  $\Delta K$ . Reconhecidamente na bibliografia é o método mais empregado para definir um campo de tensões na ponta de uma trinca.

Segundo BASTIAN, o conceito de fator de intensidade de tensão pode ser normalmente aplicado ao estudo da propagação de trincas para as condições de fadiga pois os tamanhos das zonas plásticas nas pontas das trincas são pequenos. Desta forma a utilização de  $K$  não compromete o rigor da análise.

As superfícies de uma trinca por fadiga usualmente se propagam pelo modo I. Desta forma as análises mostradas neste item irão focar neste modo de propagação de trincas.

#### 4.2.2 Amplitude do fator de intensidade de tensões

Como mostrado no item 3.1.4 o fator de intensidade de tensão define o campo de tensões na extremidade da trinca em função da geometria e da tensão aplicada.

O que rege o fenômeno de propagação de trincas por fadiga não é o valor máximo absoluto das tensões atuantes, mas sim a sua variação ao longo do tempo. Devido a variação cíclica das tensões aplicadas, o fator de intensidade de tensão  $K_I$  varia a cada instante. Para cada valor máximo e mínimo de tensão ( $\sigma_{\max}$ ,  $\sigma_{\min}$ ) existe um fator de intensidade de tensão correspondente ( $K_{I,\max}$ ,  $K_{I,\min}$ ).

Várias equações empíricas foram propostas para se determinar a relação entre a propagação da trinca e os esforços de natureza cíclica. Em todos os métodos a variação do tamanho da trinca é função da diferença entre ( $K_{I,\max} - K_{I,\min}$ ). Esta diferença dá-se o nome de amplitude do fator de intensidade de tensão  $\Delta K_I$ . Desta forma pode-se escrever:

$$\Delta K_I = K_{I,\max} - K_{I,\min} \quad (4.2)$$

Segundo BASTIAN é possível afirmar que no estudo da propagação de trincas de 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.

Considerando o crescimento de uma trinca na presença de uma amplitude do fator de intensidade de tensão constante. Uma zona plástica se forma na ponta da trinca e se esta for suficientemente pequena é possível assumir que a hipótese de comportamento elástico linear é válida. Desta forma o crescimento da trinca pode ser definido como uma função da amplitude do fator de intensidade de tensão, da razão entre os valores mínimo e máximo do fator de intensidade de tensão e da geometria da trinca.

$$\frac{dA}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (4.3)$$

Onde:

$dA$  é o aumento da trinca para um número de ciclos  $dN$

$R$  é a razão entre os valores máximo e mínimo do fator de intensidade de tensão:

$$R = \frac{K_{I,\min}}{K_{I,\max}} \quad (4.4)$$

Diversas expressões para  $f(\Delta K, R)$  foram propostas ao longo dos anos. No próximo item serão analisadas algumas das mais relevantes para o estudo da propagação de trincas por fadiga.

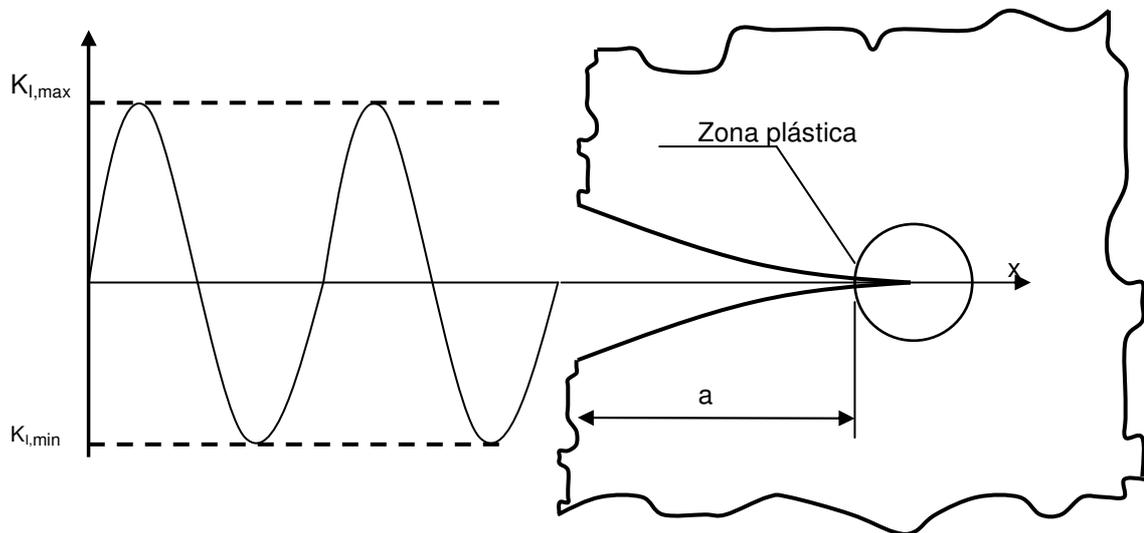


Figura 4.20: Amplitude do fator de intensidade de tensão com pequena zona plástica na ponta da trinca.

### 4.2.3 Equações empíricas de propagação de trincas

Desde o início do desenvolvimento dos estudos a respeito da propagação de trincas constatou-se que existe uma correlação entre o incremento no comprimento da trinca em cada ciclo de carregamento com a amplitude do fator de intensidade de tensão.

Sendo  $N$  o número de ciclos de carregamento o incremento do comprimento da trinca a cada ciclo pode ser definido como  $\frac{dA}{dN}$ . Esta grandeza é também denominada taxa de crescimento de trinca. A questão primordial portanto resume-se a determinar uma relação entre  $\frac{dA}{dN}$  e a amplitude do fator de intensidade de tensão  $\Delta K_I$ . Esta relação é definida através de ensaios que utilizam uma ampla gama de corpos de prova utilizados em testes de fadiga e avaliação de tenacidade. Os testes são realizados em amplitudes de carregamento constantes onde as medidas de comprimento da trinca são monitoradas em intervalos de tempo determinados. Com os resultados obtidos é possível construir curvas de propagação de trincas.

A metodologia para estimar a vida fadiga de um elemento através do método baseado na mecânica da fratura consiste em avaliar as características do carregamento cíclico empregado e aplicar nas expressões obtidas a partir da integração da curva de propagação de trincas apropriada. As recomendações para estimativa da vida fadiga baseado na metodologia da mecânica da fratura estão apresentadas na norma BS7910:2005.

Segundo a norma BS7910:2005 a avaliação de fadiga baseada na mecânica da fratura assume como premissas defeitos de pontas agudas e se propagam de acordo com uma lei que relaciona taxa de propagação de trincas  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  com a variação do fator de intensidade de tensões ( $\Delta K_I$ ). A lei de propagação de trincas é determinada experimentalmente e deve servir de base para o estudo de ECA (*Engineering Critical Assessment*) conforme será visto em detalhes no capítulo 5.

A Figura 4.21 ilustra uma curva típica de propagação de trincas. Segundo MEGGIOLARO e CASTRO (1997) a curva tem comportamento sigmoidal e contém três regiões distintas: a fase inicial ou região I, cuja derivada é crescente, a

intermediária ou região II, com derivada constante, e a fase final ou região III de derivada crescente.

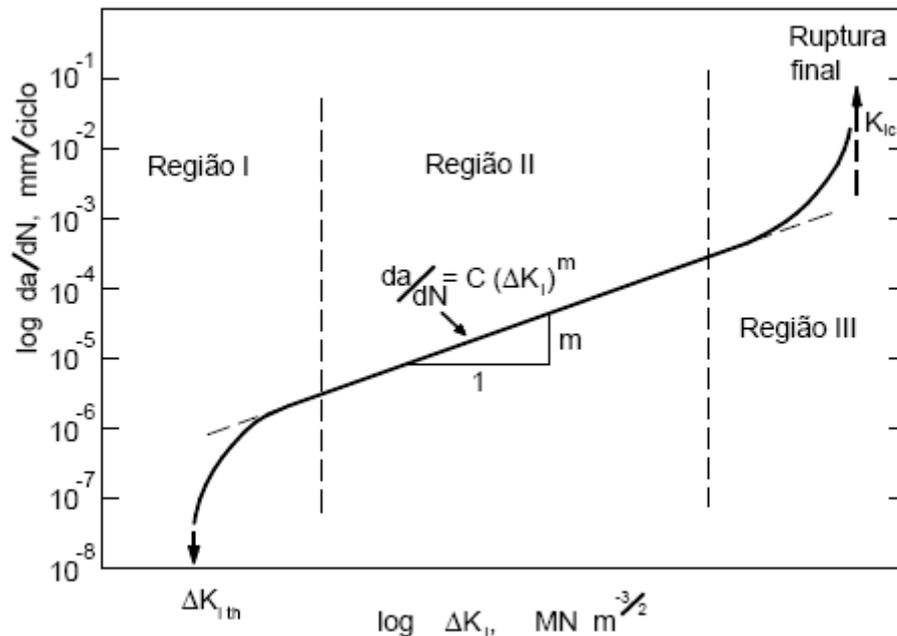


Figura 4.21: Curva típica de propagação de trincas.

Região I é representada por um valor característico  $\Delta K_{I,th}$ , ou *threshold*, abaixo do qual a razão  $\frac{dA}{dN}$  se aproxima de zero, ou seja, a trinca não se propaga.

Região II mostra uma relação linear entre  $\log\left(\frac{dA}{dN}\right)$  e  $\log(\Delta K_I)$ . Esta região corresponde a expressão originalmente proposta por Paris, conforme mostrado abaixo:

$$\frac{dA}{dN} = A \cdot \Delta K_I^n \quad (4.5)$$

Onde:

$n$  é a inclinação da reta;

$A$  é o ponto de cruzamento entre o trecho linear e a reta  $\Delta K_I = 1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

Segundo MEGGIOLARO e CASTRO (1997) a gama de deformações elastoplásticas que acompanha a ponta da trinca de fadiga controla o principal mecanismo de crescimento na Região II. A regra de Paris (4.5) funciona bem nesta

região pois: (i)  $\Delta K_I$  é diretamente correlacionado com a gama de deformações cíclicas, e (ii) a carga de abertura e a tenacidade do material pouco influem nas taxas de propagação.

Região III é caracterizada por um alta taxa de propagação da trinca e trabalha nos limites da região onde o fator de intensidade de tensão atinge seu valor crítico  $K_{IC}$ .

Desta forma, pode-se dizer que a região III é predominantemente governada pela tenacidade à fratura do material (item 3.1.4). Por se tratar de uma região onde as condições da trinca encontram-se muito próximas ao limite de ruptura a região III é de pouco interesse nas aplicações de engenharia.

Existem diversas curvas publicadas para representar as leis de propagação de trincas obtidas a partir de dados experimentais coletados ao longo dos anos. Além da lei de propagação proposta por Paris (4.5), algumas outras metodologias encontradas nas bibliografias são apresentadas no item seguinte. De maneira geral, a norma BS7910:2005 admite o uso de dados de correlação entre  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  e  $(\Delta K_I)$  obtidos a partir de curvas publicadas. Entretanto, é recomendado por esta norma, a adotado amplamente pela indústria, o uso das curvas obtidas originalmente por Paris devido a sua simplicidade matemática. Entretanto, segundo MEGGIOLARO e CASTRO (1997), é importante salientar que tal metodologia pode se mostrar extremamente conservativa em todos os casos onde as trincas iniciais sejam pequenas e com valores de variação do fator intensidade de tensões  $(\Delta K_I)$  próximos ao valor de *threshold*  $(\Delta K_{I\ th})$ . E também pode ser não conservativa em valores altos de  $(\Delta K_I)$ .

#### 4.2.4 Leis de Propagação de Trincas

Além da lei proposta por Paris, e apresentada no item anterior, existem vários outros modelos publicados que descrevem a forma sigmoïdal da curva  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  vs  $(\Delta K_I)$ . Alguns destes modelos estão apresentadas a seguir de acordo com metodologia proposta por BASTIAN (1978), MEGGIOLARO e CASTRO (1997).

A regra de Foreman tem como base a constatação de que ocorre um acentuado aumento da taxa de crescimento da trinca  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  para valores elevados de  $(\Delta K_I)$ . Portanto, a regra de Foreman permite modelar a Região III da curva, onde os valores de  $\Delta K_{I \text{ MAX}}$  se aproxima do valor de tenacidade a fratura  $K_{IC}$ . Desta forma ela apresenta limitações quando o  $\Delta K_I$  for pequeno de forma similar a lei de Paris, mas encontra uso prático quando a taxa de propagação já estiver na Região II. Além disso, este modelo leva em conta os efeitos da carga média (R) no valor de  $\Delta K_{I \text{ th}}$ .

$$\frac{dA}{dN} = \frac{A \cdot \Delta K_I^n}{(1-R) \cdot K_{IC} - \Delta K_I} \quad (\text{Foreman}) \quad (4.6)$$

O efeito da carga média é usualmente levado em conta nos modelos que descrevem as leis de propagação de trincas através da grandeza R que pode ser descrita como:

$$R = \frac{K_{I \text{ mín}}}{K_{I \text{ máx}}} \quad (4.7)$$

Substituindo a definição de variação do fator de intensidade de tensão  $\Delta K_I$ , apresentada na equação (4.2), obtém-se a seguinte relação:

$$K_{I \text{ máx}} = \frac{\Delta K_I}{(1-R)} \quad (4.8)$$

Já o modelo proposto por Priddle contempla as três regiões da curva de propagação trincas porém não considera a influência da carga média (R) no valor de  $(\Delta K_{I \text{ th}})$ .

$$\frac{dA}{dN} = A \left[ \frac{\Delta K_I - \Delta K_{I \text{ th}}}{K_{IC} - K_{I \text{ máx}}} \right]^n \quad (\text{Priddle}) \quad (4.9)$$

Várias outras expressões presentes na bibliografia poderiam ser apresentadas. Todas elas são obtidas a partir da observação do comportamento em fadiga dos materiais submetidos a esforços de carregamento cíclico. Como a regra de Paris é a mais utilizada, e inclusive é adotada pela norma BS7910:2005 esta será adotada como referência para o presente trabalho.

#### 4.2.5 Integração da Lei de Paris

Segundo BASTIAN (1978), através da integração da equação de Paris, que relaciona  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  com  $(\Delta K_I)$ , entre um tamanho inicial e final de comprimento de defeitos, é possível calcular o número de ciclos de carregamento necessários para atingir tal crescimento. Desta forma, é possível também avaliar a vida fadiga do elemento se for considerado um critério de estado limite, como por exemplo o critério de tamanho de trinca admissível como demonstrado no item 3.

Seja a equação de Paris como descrita em (4.5).

$$\frac{dA}{dN} = A \cdot \Delta K_I^n \quad (4.10)$$

Considerando a propagação de uma trinca vazante, em uma chapa submetida a um carregamento cíclico uniaxial de tração perpendicular ao plano da trinca, o fator de intensidade de tensão, conforme demonstrado no item 3.1.4, pode ser descrito por:

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.11)$$

A expressão mostrada acima foi ligeiramente modificada para incluir a notação dada pela norma BS7910:2005 que considera  $Y\sigma$  como sendo a tensão de tração nominal aplicado-se os fatores de forma da trinca e de concentração de tensões. A relevância e o método de cálculo de tais fatores será abordado no capítulo 5.

Assim a variação do fator de intensidade de tensão é dada por:

$$\Delta K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.12)$$

Ou ainda:

$$\Delta K_I = Y\sigma_{\max}\sqrt{\pi a} - Y\sigma_{\min}\sqrt{\pi a} = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.13)$$

A substituição de (4.13) em (4.10) resulta em:

$$\frac{dA}{dN} = A \cdot (Y\Delta\sigma)^n (\pi a)^{\frac{n}{2}} \quad (4.14)$$

Ou ainda:

$$dN = \frac{dA}{A \cdot (Y\Delta\sigma)^n (\pi a)^{\frac{n}{2}}} \quad (4.15)$$

Integrando a expressão acima no intervalo estabelecido entre o tamanho de trinca inicial e final é possível obter o número total de ciclos ( $N_f$ ) necessário para gerar tal crescimento.

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{dA}{A \cdot (Y\Delta\sigma)^n (\pi a)^{\frac{n}{2}}} \quad (4.16)$$

$$N_f = \frac{1}{A \cdot (\Delta\sigma)^n} \int_{a_i}^{a_f} \frac{dA}{(Y)^n (\pi a)^{\frac{n}{2}}} \quad (4.17)$$

A expressão (4.17) resulta no número de ciclos necessários para que uma trinca vazante crescer de um tamanho  $a_i$  para um tamanho  $a_f$  por fadiga sob ação de uma tensão cíclica de tração de  $\Delta\sigma$ .

O fator  $Y$  é determinado em função da geometria da trinca e do elemento estrutural analisado.  $A$  e  $n$  são fatores específicos da equação de Paris e são característicos para cada tipo de material e condição ambiental a qual está submetido o elemento.

O valor  $a_f$  corresponde à dimensão máxima da trinca ao final do número de ciclos  $N_f$ . Na prática, o cálculo de vida fadiga apresentado é combinado com uma verificação de fratura cujo o objetivo é determinar se o tamanho de defeito final resulta em uma trinca estável ou não, a partir dos valores de  $K_{IC}$ , conforme apresentado no item 3. Apenas com as duas verificações combinadas é possível afirmar que  $N_f$  é representativo da vida fadiga do elemento estrutural analisado.

#### 4.2.6 Fatores que influenciam nas curvas de propagação de trincas

Existem diversos fatores que influenciam na taxa de propagação de trincas em um dado material. A seguir serão apresentados alguns destes fatores.

### Influência da Tensão Média:

Como já mostrado anteriormente a razão do fator de intensidade de tensão (R) é um parâmetro que afeta a curva de propagação de trincas. A equação (4.18) define a grandeza R como sendo:

$$R = \frac{K_{I\text{mín}}}{K_{I\text{máx}}} \quad (4.18)$$

Segundo BASTIAN (1978), com o aumento de R há o aumento de  $K_{I\text{mín}}$  e  $K_{I\text{máx}}$ , e por conseguinte, o aumento da variação do fator de intensidade de tensão. Desta forma observa-se o aumento da taxa de propagação de trincas.

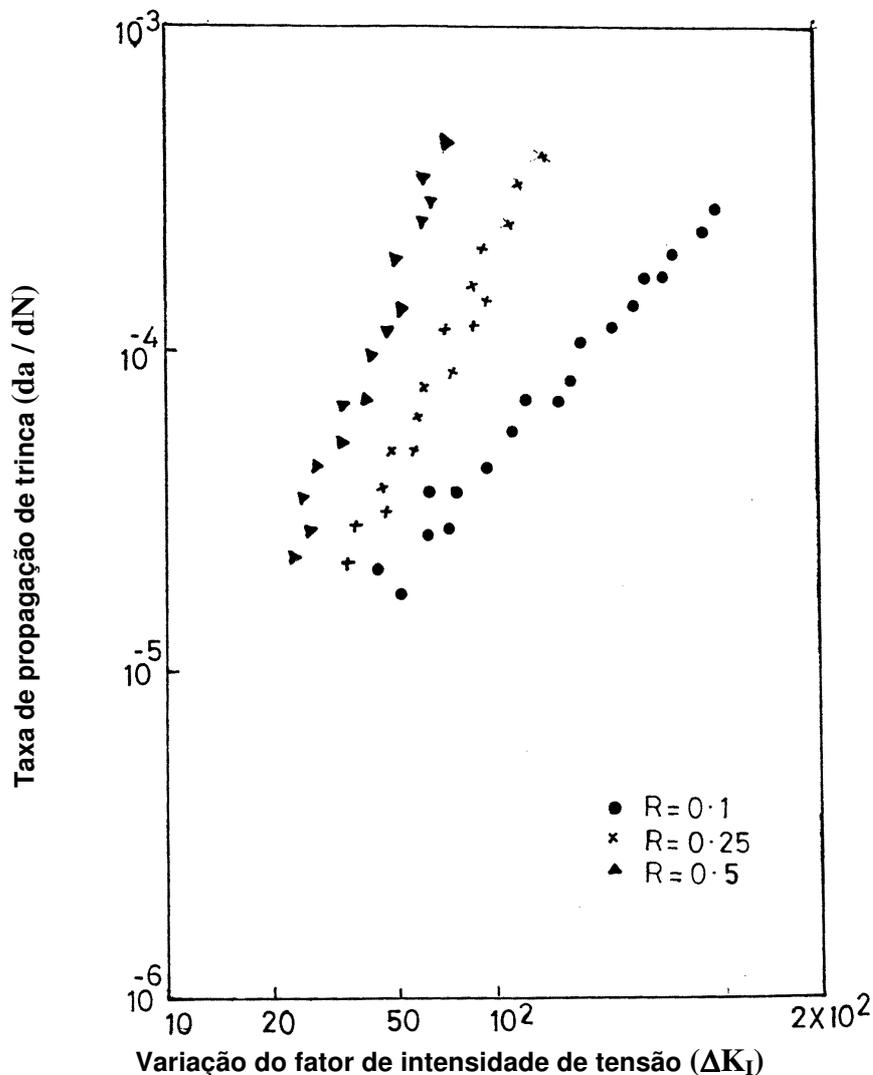


Figura 4.22: Influência da tensão média na taxa de propagação de trincas..

Segundo BASTIAN (1978), o aumento da taxa de propagação de trincas com a tensão média ocorre em todas as regiões da curva sigmoideal, porém, na região II esse aumento é muito pequeno. Na região III, onde a tenacidade a fratura  $K_{IC}$  rege o comportamento da propagação de trincas, a influência de  $R$  torna-se maior.

A norma BS7910:2005 leva em conta a influência da tensão média propondo fatores diferentes para a lei de Paris para  $R < 0.5$  e  $R \geq 0.5$ . Mais detalhes envolvendo as prescrições da norma serão abordados no item 5.

#### Efeito do Meio Ambiente – Fadiga com Corrosão:

Segundo BRANCO (1986) a presença de ambientes agressivos ( corrosivos) pode provocar alterações significativas no comportamento em serviço de estruturas sujeitas à fadiga. A influência do meio ambiente na vida fadiga de um elemento soldado consitui o fenômeno de fadiga com corrosão, ou seja, a ação simultânea dos carregamentos cíclicos e do ataque devido ao ambiente agressivo à estrutura.

A caracterização da resposta de um dado elemento estrutural e a previsão do comportamento à fadiga de estruturas sujeitas a carregamentos cíclicos sob o efeito de corrosão são bastante complexas devido a multiplicidade de variáveis envolvidas tais como: tensão média de carregamento, tensão alternada, forma do carregamento e a freqüência.

No caso de dutos submarinos, o elemento estrutural analisado pode estar em contato direto com a água do mar (no caso de uma imperfeição ou falha no revestimento) ou ainda transportando fluidos com propriedades corrosivas (presença de  $CO_2$  ou  $H_2S$ ). Torna-se assim importante avaliar a influência do ambiente na resistência à fadiga das juntas soldadas.

Segundo BRANCO (1986), na maior parte dos casos a velocidade de propagação de trincas aumenta em meio corrosivo se comparada à velocidade de propagação ao ar ou em ambiente inerte. Vários modelos têm sido propostos para explicar a influência do meio ambiente na velocidade de propagação.

Um dos efeitos que gera o aumento de propagação é a fragilização do material devido a penetração do hidrogênio. O hidrogênio proveniente de reações catódicas pode penetrar na rede cristalina do material. Os átomos de hidrogênio se movimentam por difusão ou através do movimento na região da extremidade da trinca onde causam a fragilização do material.

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. No caso de dutos submarinos pode-se citar o exemplo das solicitações dinâmicas devido ao efeito de despreendimento de vórtices, que gera cargas cíclicas de baixa amplitude de tensão e alta frequência, intercalada com cargas devido ao peso próprio da linha. Nestes casos, pode coexistir fadiga com corrosão e corrosão sob tensão durante a vida da estrutura.

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

Tal como na fadiga, na corrosão sob tensão existe uma fase de iniciação da trinca seguida de uma fase de propagação. A fase de iniciação consiste na nucleação e iniciação dos pontos de corrosão, pequenos defeitos superficiais geralmente de forma curva causados pela dissolução do material não devidamente protegido em contato com o meio corrosivo. Estes são pontos de concentração de tensões onde a trinca tenderá a se iniciar e propagar caso a tensão aplicada seja suficientemente elevada.

A fase de propagação cobre o crescimento da trinca desde uma dimensão microscópica até atingir a dimensão crítica que provoque a ruptura. Em muitas aplicações a fase de propagação ocupa um percentual elevado da vida fadiga do elemento. Uma vez que a corrosão sob tensão se verifica normalmente para tensões inferiores às tensões de escoamento do material, a fase de propagação pode ser caracterizada através da Mecânica da Fratura Linear Elástica.

Na corrosão sob tensão a propagação de trincas é observada para valores de  $K_I$  inferiores ao valor de tenacidade crítica  $K_{IC}$ . Desta forma, de maneira análoga à fadiga, a fissuração por corrosão sob tensão é também um processo de crescimento subcrítico. A diferença essencial entre corrosão sob tensão e fadiga com corrosão

reside no modo de aplicação das cargas que na corrosão sob tensão é estática enquanto que na fadiga com corrosão é dinâmica. Porém os mecanismos de propagação são análogos.

Segundo BRANCO (1986), a influência do meio ambiente na fadiga pode ser classificada em três tipos diferentes de comportamento definidos na figura abaixo através das respectivas curvas características  $\left(\frac{da}{dN}\right)$  vs  $(\Delta K_I)$ .

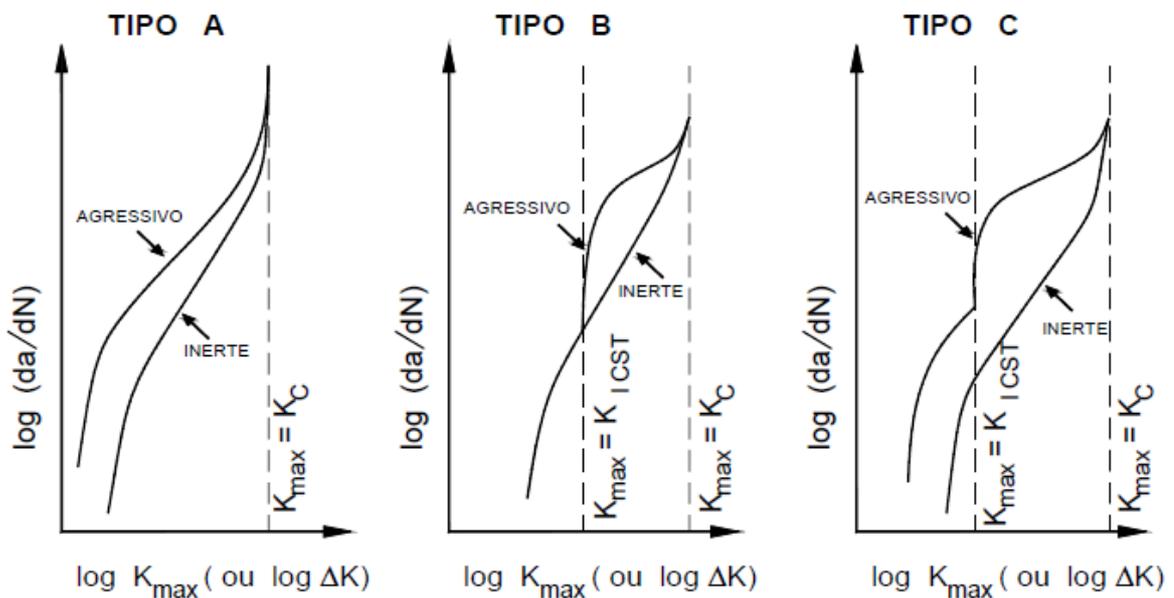


Figura 4.23: Influência do meio ambiente na taxa de propagação de trincas.

O tipo A representa um comportamento típico de fadiga com corrosão. O tipo B a fadiga com corrosão sob tensão. Observa-se que através de testes é possível determinar um valor limite  $K_{ICST}$  onde a velocidade de propagação é desprezíveis para valores de  $K_I$  inferiores a este. Por fim, o tipo C caracterizado por um comportamento misto.

Alguns trabalhos publicados apresentam resultados de testes de fadiga em ambientes agressivos. VOSIKOVSKY (1982) desenvolveu em 1982 estudos para determinar, através da teoria da mecânica da fratura, a vida fadiga de dutos com tamanhos de trinca conhecidos e submetidos a ambientes corrosivos. Foram testados alguns modelos em escala real onde aplicou-se variações da pressão interna atuante em seções soldadas de dutos contendo trincas previamente estabelecidas. As seções de dutos foram submetidas a pressões internas devido a

introdução de soluções de óleo com concentrações de  $H_2S$  da ordem de 100 partes por milhão. Em presença de um ambiente com este grau de agressividade observou-se um aumento substancial da taxa de propagação de trincas. O gráfico a seguir ilustra os resultados obtidos por VOSIKOVSKY (1982) para testes realizados em uma freqüência de carregamento médio de 0.1 Hz e razão do fator de intensidade de tensão  $R=0.05$ . Pode-se através de Figura 4.24 avaliar o aumento da taxa de propagação de trincas em meio agressivo quando comparado a uma taxa de propagação no ar.

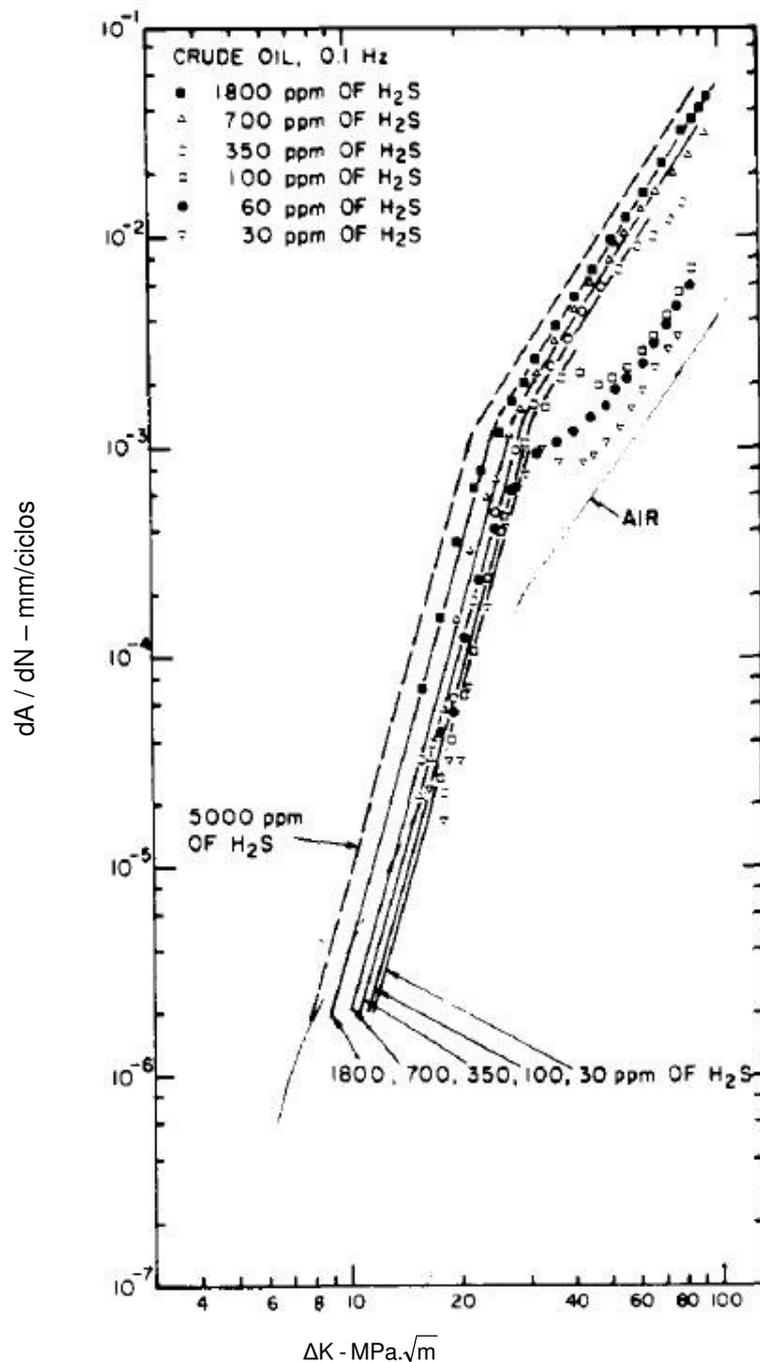


Figura 4.24: Lei de propagação de trincas propostas por VOSIKOVSKY

Estudo publicados por BAXTER, MADDOX e PARGETER em 2007, através do The Welding Institute (TWI), também apresentam resultados para testes em dutos e risers submetidos a condições ambientais agressivas. Solda circunferenciais presentes em dutos submarinos estão expostas a duas categorias de ambientais críticas. Defeitos na superfície externa à parede do duto podem estar em contato com a água do mar e na superfície interna em contato com fluidos de produção que podem vir a ser altamente corrosivos. Em ambos os casos, como já mostrado anteriormente, a taxa de propagação de defeitos crescerá consideravelmente em comparação a uma condição ambiental inerte.

Os estudos de BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007) resultaram em comparações entre as taxas de propagação de trincas para diferentes condições em termos de temperatura, nível de agressividade do fluido, ou seja, concentração de  $H_2S$ , e frequência de carregamento.

A Figura 4.25 abaixo mostra duas curvas de propagação que ilustram os efeitos de condições ambientais agressivas propostas por BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007). Pode-se observar a comparação das curvas obtidas em testes para materiais expostos a fluidos com alta concentração de  $H_2S$  e em ambiente inerte (ar).

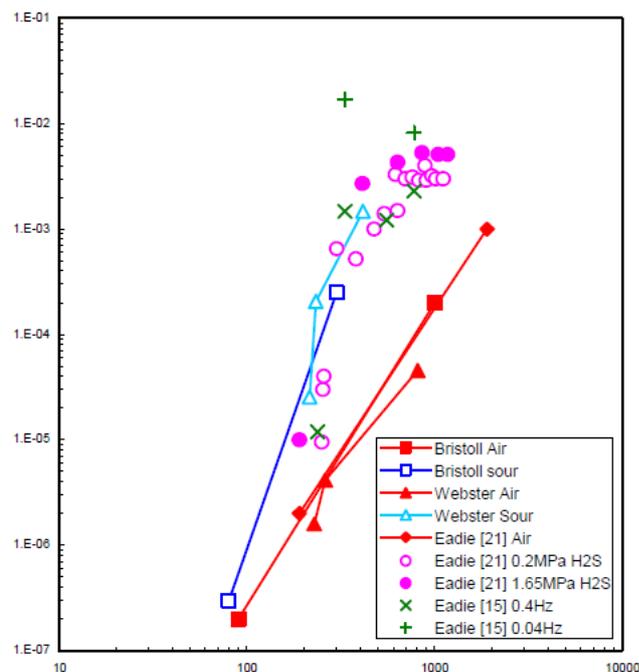


Figura 4.25: Lei de propagação de trincas propostas por BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007) para ambientes corrosivos.

A Figura 4.26 abaixo ilustra a comparação entre taxas de propagação de trincas ao ar e em contato com a água do mar, ou também chamado de corrosão livre:

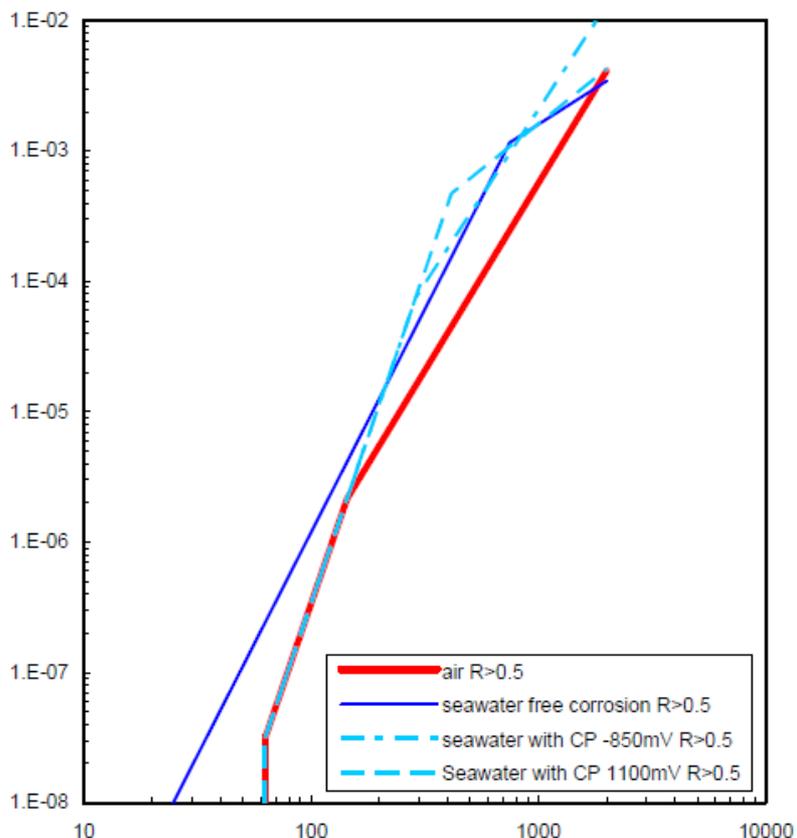


Figura 4.26: Lei de propagação de trincas propostas por BAXTER, MADDOX e PARGETER (2007) para ambientes com corrosão livre – ambiente marinho.

As curvas mostradas anteriormente são ilustrações de trabalhos recentes realizados e com aplicações significativas para a área de dutos submarinos. Este mesmo assunto é abordado em detalhes no item 5 com as prescrições dadas pela norma BS7910:2005.

#### Efeito da Temperatura:

Existe um acréscimo na taxa de propagação de trincas com o aumento da temperatura.

Segundo BASTIAN (1978) as taxas de crescimento de trincas de fadiga a altas temperaturas ocorrem quando há a interação do material com o ambiente. De modo geral, o efeito está intrinsecamente ligado ao efeito de oxidação do material.

### Efeito da Freqüência:

Segundo BASTIAN (1978) em ensaios realizados em contato com o ar ou ambiente não agressivo, não apresenta uma influência significativa da freqüência de carregamento. Segundo BRANCO (1986) este efeito será mais relevante em materiais sensíveis a velocidade de carregamento. Neste caso observa-se um aumento da taxa de propagação de trincas com a diminuição da freqüência de carregamento.

A Figura 4.27 abaixo ilustra o comportamento de uma curva de propagação de trincas com a influência da freqüência.

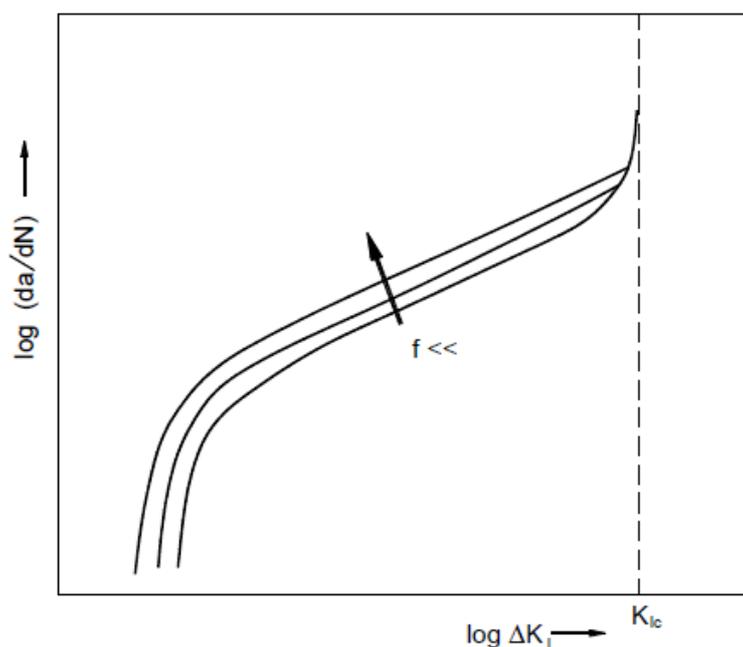


Figura 4.27: Efeito da frequência de carregamento na taxa de propagação de trincas – BASTIAN (1978).

Segundo BRANCO (1986) o efeito combinado de freqüência de carga com as condições ambientais são muito mais importante que a sensibilidade a velocidade de carregamento. No caso de elementos em ambientes agressivos, ou seja, em contato com agentes corrosivos, a taxa de propagação de trincas é fortemente influenciada pela freqüência de carregamento. Considera-se que para a gama de freqüências entre 1/60 e 150 Hz o efeito intrínseco da velocidade de deformação pode ser desprezado e portanto a dependência da freqüência resulta da interação com o meio ambiente.

Uma maneira prática de interpretar o fenômeno físico seria considerar que para altas frequências o tempo de exposição da região interna a trinca em contato com o ambiente agressivo seria reduzido. Desta forma, a taxa de propagação de trincas também seria menor comparado a um carregamento de baixa frequência.

#### Efeito da Forma do Carregamento:

De maneira análoga ao que ocorre com o efeito da frequência na taxa de propagação de trincas, o efeito da forma do carregamento têm pouca influência no caso de ambientes não agressivos. Em contrapartida, em presença de soluções agressivas ao material há uma influência da forma da onda de carregamento.

## 5 AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA

### 5.1 VISÃO GERAL

No fluxo normal de projeto o objetivo é determinar os diversos parâmetros de projeto, como por exemplo dimensões geométricas, especificações de materiais e suas resistências característica e os estados limites a serem atendidos. Todas estas etapas são determinadas antes do projeto em questão ser executado. Desta forma, muitas vezes deve-se fazer previsões de determinadas situações que no momento em que se projeta ainda são indefinidas. Alguns exemplos são citados a seguir.

A resistência de um dado material que obedece normalmente leis probabilísticas de ocorrência. Para fornecer dados de projeto adotam-se coeficientes de segurança que são aplicados de modo a diminuir este atributo gerando valor mínimos possíveis de serem encontrados, ou *lower bound*.

Os carregamentos aplicados que também possuem leis probabilísticas de ocorrência. No caso específico de dutos submarinos pode-se citar os carregamentos ambientais (ondas e correnteza), cargas devido a um número indefinido de ciclos operacionais ao longo da vida útil ou devido a tensões cíclicas geradas por uma parada não prevista durante a instalação de um duto. No momento do projeto procura-se adotar fatores de segurança que têm por objetivo majorar estas ações fornecendo o pior cenário possível de ocorrer, ou seja *upper bound*.

O estudo apresentado neste capítulo é focado em uma metodologia alternativa que procura determinar as variáveis de projeto para atender as reais necessidades de operação e o propósito real para o qual a dada estrutura foi construída. Este procedimento, denominado *fitness for purpose*, é empregado no presente trabalho para determinar o nível máximo de aceitação de um defeito de solda, de modo que este não comprometa a segurança de estruturas cuja falha pode

ser crítica tanto para fins materiais ou de vidas humanas. Este tema é abordado em diversas normas, como por exemplo **BS7910:2005 e API-579**, porém com o enfoque muito abrangente voltado para as mais diversas aplicações, tais como: vasos de pressão, dutos, estruturas offshore, tanques de estocagem de produtos químicos, navios, pontes, entre outros.

As soldas estão associadas a pontos onde o risco de falha é maior, devido a sua complexa geometria, variações nas propriedades do material, defeitos presentes na solda e concentrações de tensão. Este capítulo tem por objetivo apresentar o método *fitness for purpose*, e demonstrar suas aplicações na avaliação de fratura e fadiga de juntas soldadas de dutos submarinos. A proposta deste trabalho é propor um roteiro para avaliação de máximos defeitos admissíveis em juntas soldadas a partir da revisão bibliográfica das normas citadas, além de conteúdo prático empregado pela indústria.

A apresentação do método terá enfoque particular na aplicação para soldas submetidas a grandes deformações que levam a plastificação do material. Este é o caso para dutos submarinos instalados pelo método de Reel-Lay, que é a base de estudo do presente trabalho.

## 5.2 AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA

A integridade de uma estrutura depende de uma combinação de fatores. Estes podem ser ilustrados na forma do triângulo, mostrado na Figura 5.1 abaixo:

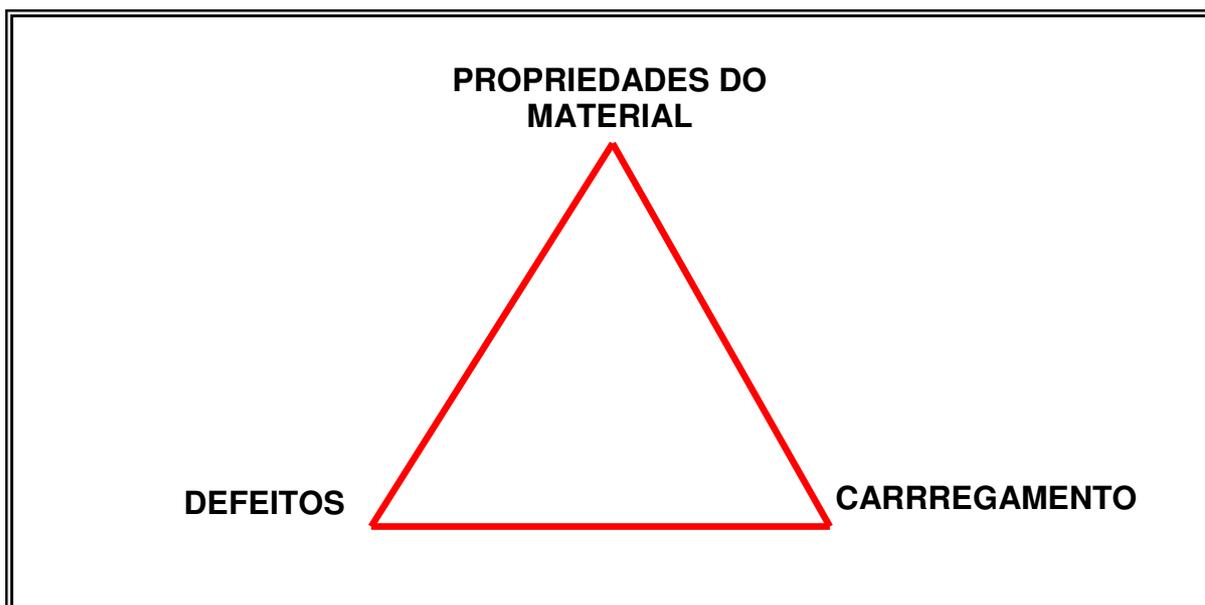


Figura 5.1: Fatores que afetam a integridade estrutural.

Uma falha ocorre quando há uma condição crítica que envolva simultaneamente os três vértices do triângulo mostrado. Regras tradicionais de projeto utilizam apenas dois vértices, usualmente os carregamentos não devem gerar tensões que excedam as propriedades limites do material. Contudo, é importante considerar que o terceiro vértice tem influência que pode limitar a resistência da estrutura projetada.

Usualmente, este terceiro fator é tratado por meio de assegurar que critérios mínimos de qualidade são empregados na fabricação da estrutura. Diversas regras e normas de fabricação têm por objetivo garantir que a solda é íntegra e que os critérios de qualidades empregados na fabricação sejam satisfatórios.

Juntas soldadas são lugares críticos para ocorrência de falhas estruturais devido a sua geometria complexa, alterações metalúrgicas nas propriedades dos materiais, presença de defeitos de soldagem e fatores de concentração de tensões.

Desta forma, o dimensionamento estrutural convencional, que segue a filosofia das tensões admissíveis, necessita garantir que, exceto pelas regiões de concentração de tensões, as tensões atuantes devem ser sensivelmente menores que o limite de escoamento do material. Uma boa qualidade de fabricação é atingida através do rigoroso controle de soldagem e dos defeitos captados pelos ensaios não destrutivos. A maioria das normas de qualidade determina os tamanhos limites de defeitos baseados em princípios da boa prática adotada pela indústria. Isso significa

dizer que os defeitos são admitidos através de uma experiência prévia catalogada que possui comprovação prática da integridade estrutural.

Esse procedimento de projeto, que leva em conta a experiência pregressa, não leva em conta o real estado da estrutura, ou seja, o conceito de *fitness for purpose*. A presença de defeitos na solda irá comprometer a vida útil em serviço da junta. Este fato é importante pois mesmo defeitos aparentemente imperceptíveis podem ser propagados e levar ao colapso. Por outro lado, o reparo de defeitos que comprovadamente não trariam malefícios ao funcionamento estrutural, geram custos desnecessários ao empreendimento. Assim, é denominada avaliação crítica de engenharia, ou da sigla em inglês ECA – *Engineering Critical Assessment*, o conjunto de métodos empregados para determinar se um dado defeito encontrado em uma junta soldada é aceitável e que este acarretará na falha ou colapso durante a vida útil da estrutura.

A avaliação crítica de engenharia – ECA é baseada no critério de *fitness for purpose* e promove um método auxiliar ao dimensionamento estrutural convencional. Neste critério as causas potenciais de falha por fratura e fadiga são consideradas em face as condições reais as quais a estrutura estará submetida, incluindo a presença de defeitos. O ECA resulta em uma ferramenta que possibilita a tomada de decisão no momento de condenar um resultado da inspeção de um defeito e julgar a criticidade do mesmo. Um julgamento criterioso permite determinar os casos em que, aparentemente, um detalhe de solda parece inaceitável em vista dos padrões de qualidade, porém o mesmo não apresenta níveis de defeitos que causem risco a estrutura.

Conforme mostrado na Figura 5.1 são três os fatores que influenciam na integridade estrutural. Pode-se dizer que a teoria que melhor permite levar em consideração simultaneamente a influência dos três vértices do triângulo é a mecânica da fratura. Esta teoria, conforme apresentado no Capítulo 3, relaciona as ações que podem levar a falha com as resistências apresentadas pelo elemento estrutural. Além de permitir avaliar o efeito dos defeitos presentes nas juntas soldadas na resistência estrutural. Tendo a mecânica da fratura como base, uma avaliação crítica de engenharia permite:

- Especificar o nível tolerável de defeitos na solda;

- Verificar o comportamento em serviço de defeitos existentes;
- Especificar propriedades mínima dos materiais;
- Determinar um intervalo de inspeções periódicas;
- Reproduzir a performance em serviço de uma dada estrutura afim de avaliar o impacto de possíveis alterações na sua utilização, como por exemplo, extensão da vida em serviço.

### 5.3 PROCEDIMENTO PARA AVALIAÇÃO CRÍTICA DE ENGENHARIA

Diversas normas fornece recomendações para o tratamento de estruturas soldadas contendo trincas e defeitos pré existentes. Dentre as mais empregadas pela indústria pode-se citar a norma britânica BS7910:2005 e a americana API579. O foco principal do procedimento está em fornecer subsídios ao projeto de modo a evitar falhas abruptas, causadas por fratura frágil ou colapso plástico, ou por falhas de fadiga que ocorrem de forma gradual, após algum tempo de utilização da estrutura.

A avaliação da resistência estrutural à fratura é baseada no conceito dos diagramas de avaliação de falhas, ou *failure assessment diagrams* (FAD), que adota os conceitos utilizados na teoria da mecânica da fratura, conforme descrito no capítulo 3. No FAD o eixo horizontal fornece o parâmetro que indica a possibilidade de falha por colapso plástico. Isso ocorre quando as tensões induzidas na seção transversal circunvizinha a trinca atinge a tensão última do material, levando a ruptura. O eixo vertical do FAD está relacionado a outro modo falha, induzido por fratura. Este ocorre quando as tensões na ponta da trinca excedem o valor de tensão crítica. A interação entre estes dois modos de falha é considerada pelo FAD. A avaliação é feita através do cálculo de um ponto utilizando dados como por exemplo: tensões nominais aplicadas, geometria da trinca e da seção transversal do elemento e propriedades físicas do material, tais como, limite de escoamento, tensão última e tenacidade. Caso o ponto calculado situe-se na região interna ao FAD, considera-se que o defeito é aceitável perante os dois modos de falha simultaneamente. Caso situe-se na região externa, o defeito é inaceitável e ações corretivas devem ser propostas.

A avaliação a fadiga é baseada no conceito das curvas de propagação de trincas segundo a teoria da mecânica da fratura, conforme descrito na seção 4.2. A taxa de propagação de defeitos  $\left(\frac{dA}{dN}\right)$  é graficamente relacionada a variação do fator de intensidade de tensão ( $\Delta K_I$ ). Esta curva, quando mostrada em escala logarítmica, possui uma região intermediária (Região II) em que a relação entre estes dois fatores é linear. Esta região é descrita através da equação que determina a lei de Paris e possibilita calcular qual o crescimento de um dado defeito sendo conhecidos o número de ciclos em que uma dada variação do fator de intensidade de tensões atua. Abaixo de um determinado nível de ( $\Delta K_I$ ) sabe-se que o crescimento dos defeitos é desprezível. Este limite inferior é denominado *threshold*. Existe do mesmo modo, ou limite superior no qual o crescimento da trinca torna-se instável e por isso essa região não é considerada nas aplicações de engenharia.

A seguir é apresentado o procedimento proposto no presente trabalho para a avaliação crítica de engenharia para dutos submetidos a grandes deformações plásticas. Este procedimento é baseado em prescrições das normas anteriormente citadas e em práticas empregadas pela indústria atualmente.

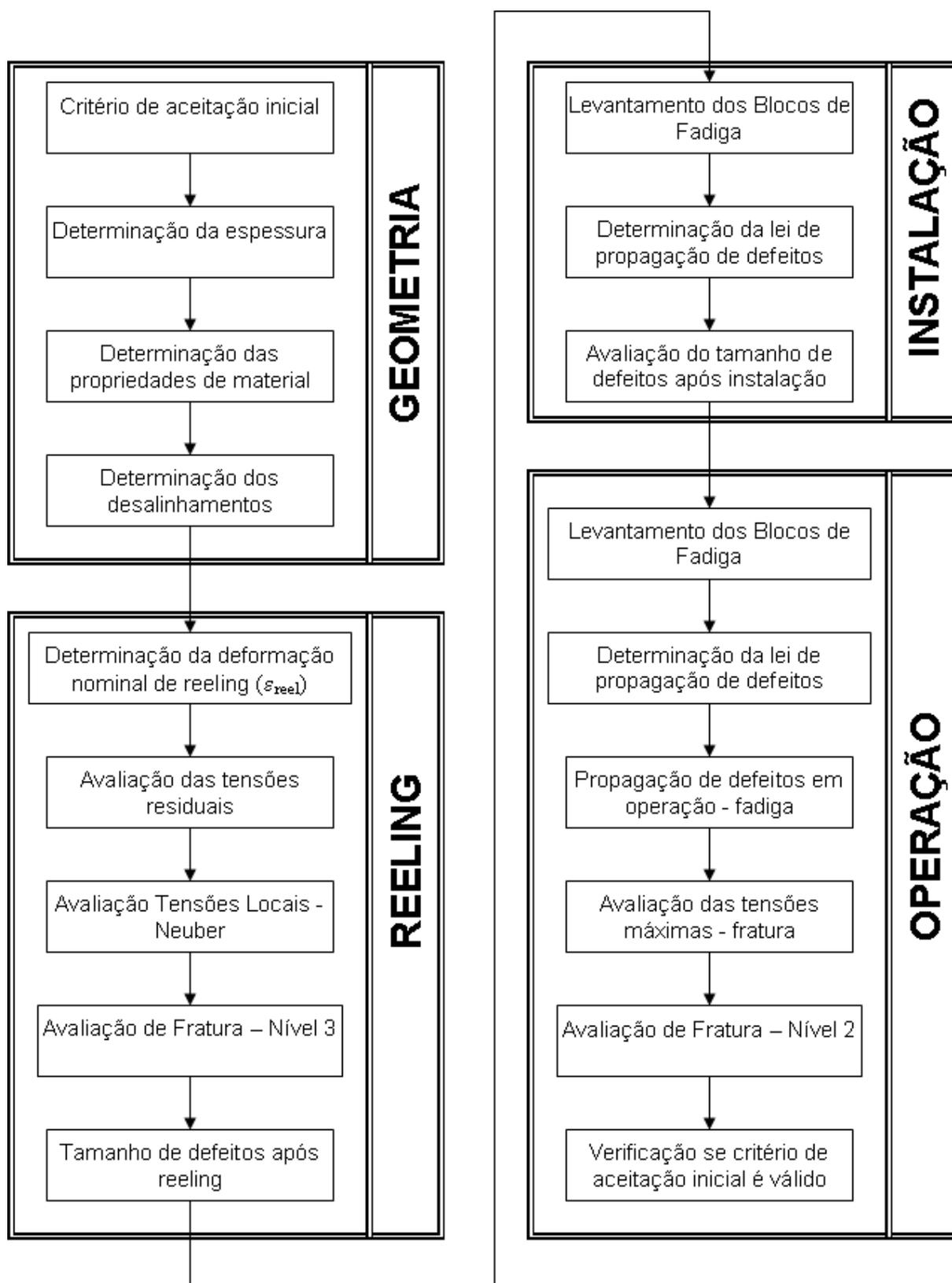


Figura 5.2: Procedimento proposto para análise de ECA em dutos submetidos a grandes deformações.

## 5.4 AVALIAÇÃO DA FRATURA

Fratura é um mecanismo de falha que envolve a propagação rápida e instável de um defeito. Falhas por fratura podem ocorrer sob ação de tensões aplicadas muito menores que o limite de escoamento do material. Frequentemente, as falhas por fratura são rápidas, e por este motivo catastróficas, pois não dão sinais da iminência do colapso.

Conforme ilustrado na Figura 5.1, para que ocorra uma falha por fratura é necessário que haja uma congruência entre três fatores: tensões aplicadas, tamanho do defeito e tenacidade do material. As premissas adotadas pela norma BS7910:2005 apontam que o comportamento do defeitos é governado por condições locais na ponta da trinca. Alguns deles forma mostrados inicialmente no capítulo 3. Nesta seção serão mostrados os parâmetros que representam a resistência a fratura do material. São eles:

- Fator de Intensidade de Tensão ( $K$ ), medido com base no campo de tensões;
- *CrackTip Opening Displacement* (CTOD), medido com base nas deformações;
- J-Integral ( $J$ ), medido com base em energia.

Para que ocorra uma propagação da trinca a força motriz, associada em termos de  $K$ , CTOD ou  $J$ , deve exceder a resistência a fratura do material, isto é, a tenacidade a fratura que também deve ser expressa em termos de  $K$ , CTOD ou  $J$ . Em linhas gerais, a ação deve superar a resistência a abertura da trinca.

Conforme apresentado no capítulo 3, o fundamento básico da mecânica da fratura preconiza que a medida de crescimento de um defeito depende do campo de tensões gerado na ponta da trinca. Este campo é definido pelo fator de intensidade de tensão ( $K_I$ ). Existe um valor crítico, denominado  $K_{IC}$  em que a fratura deverá ocorrer. Desta forma, uma medida da resistência a abertura de trincas pode ser expressa utilizando o fator  $K_{IC}$ , e estas correlações são obtidas através de testes simulando a existência de um defeito em estruturas reais.

A dificuldade neste tipo de avaliação da resistência a fratura do material reside no fato que  $K$  é um parâmetro elástico linear. Assim, a sua aplicação estaria limitada ao domínio da Mecânica da Fratura Linear Elástica, conforme descrito na

seção 3.1. Este procedimento permite chegar a resultados satisfatórios para o caso de materiais frágeis, que permitam que a zona plástica na ponta da trinca seja pequena.

Entretanto, no caso de aplicações voltadas para dutos submarinos, envolve materiais com alta ductilidade e etapas durante a fabricação e operação onde a estrutura é submetida a grandes deformações plásticas. Portanto, a teoria envolvida na mecânica da fratura linear elástica não mais se aplica e algumas correções devem ser levadas em consideração. De tal modo que, para aplicações em estrutura submetidas a grandes deformações, deve-se adotar a teoria da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica, conforme descrito na seção 3.2. Na mecânica da fratura elasto-plástica. As tensões de pico na ponta da trinca estão limitadas devido ao efeito de plastificação. Desta forma, a região plástica será maior e haverá redistribuição dos esforços atuantes na ponta da trinca. EM geral, estes efeitos são benéficos para a resistência a fratura do material pois estão associados a quantidade de energia dissipada com a plastificação. Esta propriedade está ilustrada na figura Figura 3.11.

Diversos fatores influenciam a ductilidade dos materiais. Entre eles pode-se citar:

- Características do material;
- Estado de tensões próximo a ponta da trinca;
- Geometria do elemento;
- Nível de deformação aplicada.

#### **5.4.1 Tipos de Defeitos Avaliados**

Sabe-se que um defeito possui formas variadas. Para que seja possível criar um método de análise tornou-se necessário referenciar uma maneira de uniformizar os tamanhos de feitos planares. De acordo com a norma BS7910:2005 os defeitos planares são caracterizados pelas dimensões mínimas necessárias para que o mesmo fique contido em um retângulo imaginário. Assim, independente da forma aleatória do defeito, este será definido pelas dimensões deste retângulo. A Figura 5.3 abaixo ilustra o procedimento:

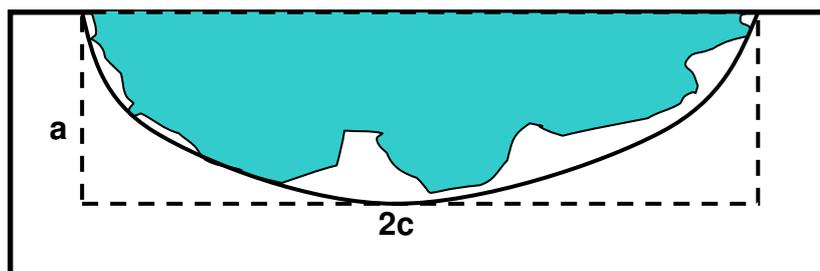


Figura 5.3: Retângulo que contém o contorno do defeito.

Os defeitos planares apresentam-se em três formas principais: vazantes, internos e superficiais.

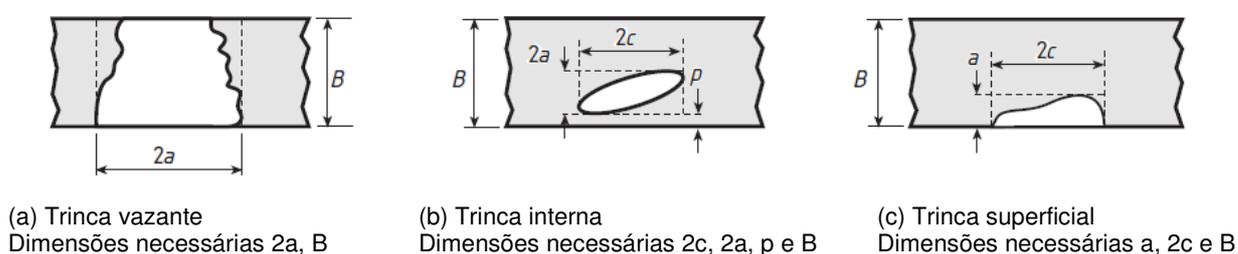


Figura 5.4: Nomenclaturas e dimensões de defeitos planares.

Defeitos vazantes são aqueles que possuem altura igual a espessura do elemento. Assim as dimensões utilizadas para defini-lo são: comprimento ( $2c$ ) e espessura do elemento ( $B$ ).

Os defeitos internos se caracterizam por estarem afastados da superfície do elemento por uma distância  $p$  denominada ligamento. As dimensões necessárias para caracterizá-lo são: comprimento ( $2c$ ), altura ( $2a$ ) e espessura do elemento ( $B$ ).

Por fim, os defeitos superficiais são aqueles localizados na superfície do elemento. São definidos pelas dimensões: comprimento ( $2c$ ), altura ( $a$ ) e espessura do elemento ( $B$ ).

A norma BS7910:2005 considera que em situações onde possa existir mais de um defeito, estes podem interagir entre si. Neste caso, defeito que interagem levam a condições mais severas do que se analisados isoladamente. A Tabela 5.1 e Tabela 5.2 indicam os critérios adotados pela norma BS7910:2005 para definir se dois defeitos próximos interagem ou não.

Tabela 5.1: Interação entre defeitos planares – BS7910:2005.

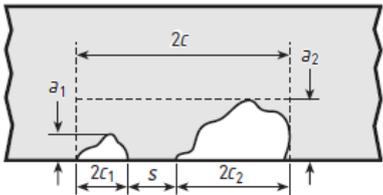
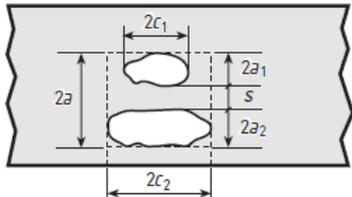
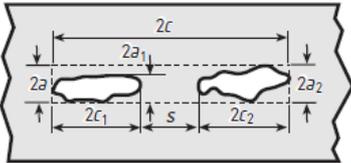
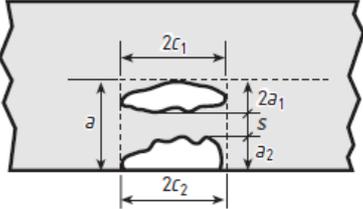
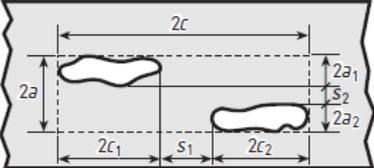
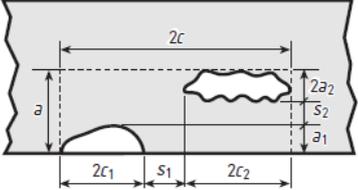
Posição da trinca	Critério para interação	Dimensão total da trinca para considerar a interação
 <p data-bbox="272 741 616 770">Defeitos coplanares superficiais</p>	$s \leq 2c_1 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ ou } \frac{a_2}{c_2} > 1$ $s = 0 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ e } \frac{a_2}{c_2} < 1$ $c_1 < c_2$	$a = \max(a_1, a_2)$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$
 <p data-bbox="285 1072 603 1102">Defeitos coplanares internos.</p>	$s \leq a_1 + a_2$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s$ $2c = \max(2c_1, 2c_2)$
 <p data-bbox="285 1377 603 1406">Defeitos coplanares internos.</p>	$s \leq 2c_1 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ ou } \frac{a_2}{c_2} > 1$ $s = 0 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ e } \frac{a_2}{c_2} < 1$ $c_1 < c_2$	$2a = 2a_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$

Tabela 5.2: Interação entre defeitos planares – BS7910:2005.

Posição da trinca	Critério para interação	Dimensão total da trinca para considerar a interação
 <p data-bbox="269 824 620 891">Defeitos coplanares superficial e interno.</p>	$s \leq a_1 + a_2$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s$ $2c = \max(2c_1, 2c_2)$
 <p data-bbox="288 1211 603 1240">Defeitos coplanares internos.</p>	$s_1 \leq 2c_1 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ ou } \frac{a_2}{c_2} > 1$ $s_1 = 0 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ e } \frac{a_2}{c_2} < 1$ <p data-bbox="703 1137 724 1167">e</p> $s_2 \leq a_1 + a_2$ $c_1 < c_2$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s_1$
 <p data-bbox="272 1585 624 1653">Defeitos coplanares superficial e interno.</p>	$s_1 \leq 2c_1 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ ou } \frac{a_2}{c_2} > 1$ $s_1 = 0 \text{ para } \frac{a_1}{c_1} \text{ e } \frac{a_2}{c_2} < 1$ <p data-bbox="703 1525 724 1554">e</p> $s_2 \leq a_1 + a_2$ $c_1 < c_2$	$a = 2a_1 + 2a_2 + s_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s_1$

#### 5.4.2 Tensões Consideradas

Segundo a norma BS7910:2005, a análise de estruturas contendo defeitos parte de uma análise de tensões que considera a estrutura íntegra. A distribuição de tensões reais linearizadas deve ser adotada como mostrado na Figura 5.5.

Para a análise pela teoria da mecânica da fratura deve-se diferenciar entre tensões primárias e secundárias. As tensões primárias são aquelas que atuam na estrutura e, se forem suficientemente grandes, podem levar ao colapso plástico. Isto inclui tensões geradas por esforços externos e pressão interna ao duto. Estas dividem-se em dois grupos, tensões de membrana ( $P_m$ ) e tensões de flexão ( $P_b$ ).

Tensão de membrana ( $P_m$ ) é a tensão média calculada na direção da espessura necessária para garantir o equilíbrio do elemento estrutural.

Tensão de flexão ( $P_b$ ) é a componente de tensão que varia linearmente na direção da espessura. A tensão de flexão garante o equilíbrio com o momento local aplicado ao elemento estrutural.

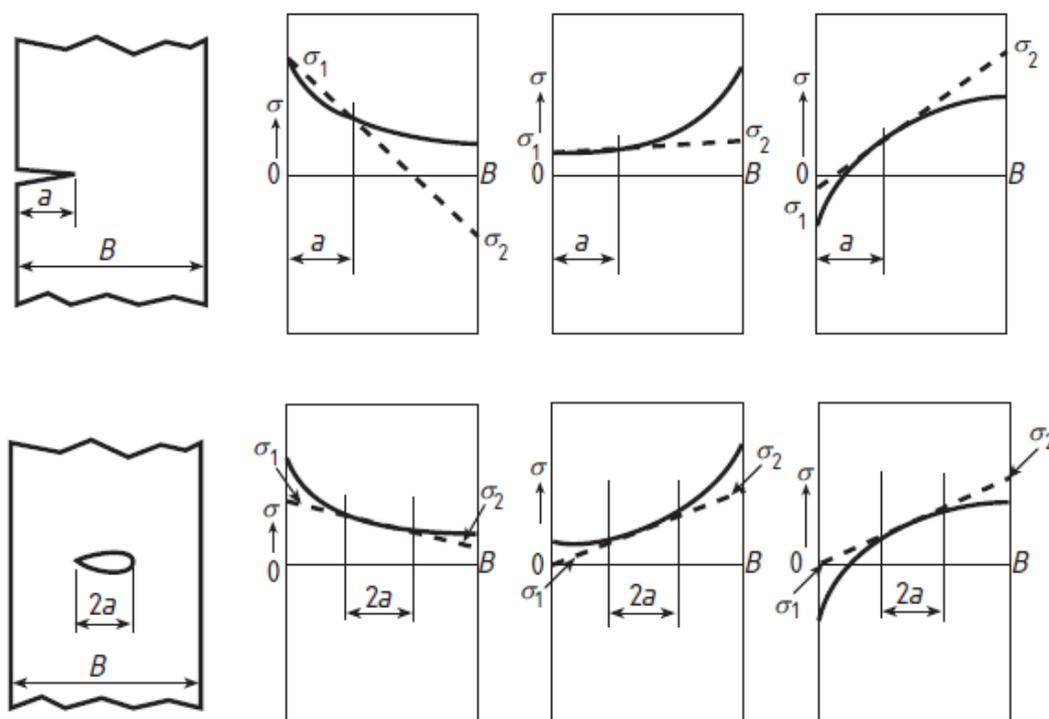


Figura 5.5: Linearização de tensões para defeitos superficiais e internos..

$P_m$  e  $P_b$  podem ser obtidos das linearizações através das seguintes equações:

$$P_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (5.1)$$

$$P_b = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (5.2)$$

As tensões secundárias são tensões auto equilibradas necessárias para satisfazer compatibilidade com a estrutura. Tensões devido a variação térmica e tensões residuais são normalmente enquadradas como tensões secundárias. Outra característica referente às tensões secundárias aponta que estas não contribuem para o colapso plástico da estrutura. Porém estas contribuem para a condição de tensões localizadas na ponta da trinca, que afeta o comportamento na vizinhança do defeito.

Da mesma maneira que as tensões primárias, as tensões secundárias dividem-se em membrana e flexão. As equações de linearização também são análogas.

As concentrações de tensão ocorrem nos pontos de descontinuidade estrutural sob ação de tensões primárias. Tensões secundárias não são afetadas pela influência das descontinuidades estruturais. Existem três categorias básicas usadas na classificação de tais descontinuidades:

*Descontinuidades globais.* São aquelas que ocorrem tipicamente nas interseções de juntas tubulares. Nestas situações, a tensão de pico deve ser calculada através da multiplicação da tensão nominal na parede do tubo por um fator de concentração de tensões apropriado. Para tensões nominais, de membrana e flexão a norma BS7910:2005 designa os fatores  $k_t$ ,  $k_m$  e  $k_b$ , respectivamente. Esse tipo de concentração de tensão é localizado, podendo gerar a plastificação do material nas regiões vizinhas a descontinuidade, porém esta decai a medida que se afasta do ponto crítico.

*Descontinuidades devidas ao desalinhamento.* Esta podem causar tensões de flexão adicionais, que são calculadas multiplicando-se as tensões de membrana aplicada por um fator de concentração, definido pela norma BS7910:2005 por  $k_m$ . Este tipo de concentração também decai a medida que se afasta do ponto da descontinuidade e pode causar a plastificação do material local ao longo da espessura.

*Descontinuidades locais.* São causadas pela presença de furos, cantos vivos ou entalhes. Este tipo de concentração de tensão decai para distância maiores que 20% da espessura do elemento. Caso a trinca esteja presente nesta região, então o

efeito da concentração de tensão deve ser considerado no colapso plástico. A tensão de pico é calculada multiplicando-se a tensão aplicada pelo fator  $k_t$ .

A figura 5.5 a seguir ilustra o cálculo de cada parcela de tensão de pico e o cálculo da tensão total a ser adotada no procedimento de ECA.

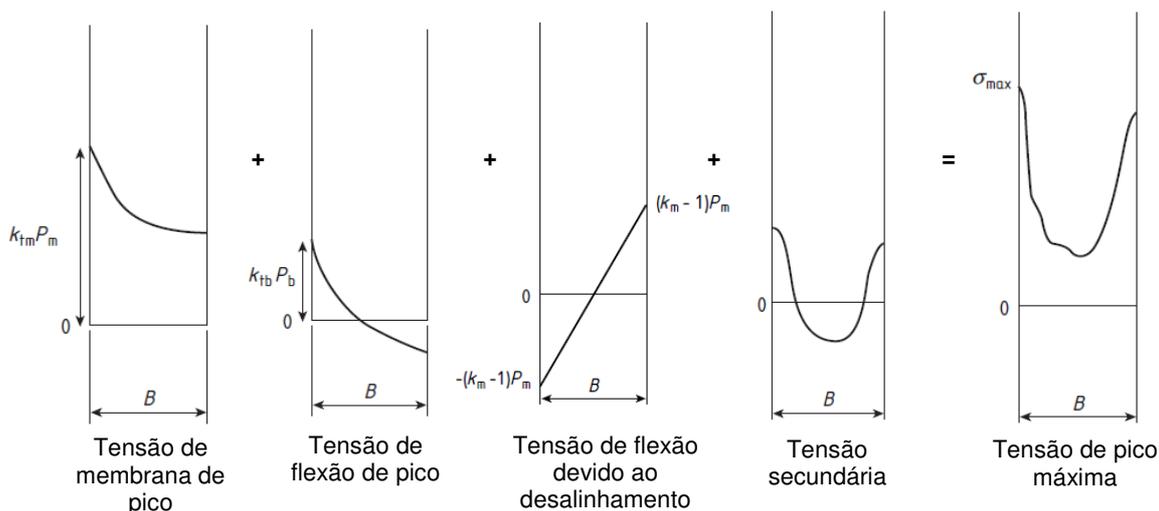


Figura 5.6: Procedimento de cálculo da tensão máxima de pico.

Desta forma a tensão total de pico máxima pode ser expressa pela seguinte equação:

$$\sigma_{\max} = k_{tm} P_m + k_{tb} [P_b + (k_{tm} - 1) P_m] + Q \quad (5.3)$$

Alguns fatores adicionais são apresentados na norma BS7910:2005 para fornecer correções no valor de pico das tensões aplicadas. São eles:

$M$  é o fator de Folias que corrige os efeitos de abaulamento, geralmente associado a defeitos em cascas esféricas;

$f_w$  é o fator de correção de comprimento finito, que é significativo quando se trata de defeitos que possuem defeitos de grandes dimensões quando comparados a área da seção transversal do elemento;

$M_m$ ,  $M_b$  são os fatores de majoração de tensões de membrana e flexão que dependem da geometria da trinca.

$M_{km}$ ,  $M_{kb}$  são fatores de intensidade de tensão que levam em conta o perfil da solda empregada.

Com a consideração destes fatores a norma BS7910:2005 chega a formulação final das tensões máximas, e por conseguinte, do fator de intensidade de tensões conforme mostrado abaixo. Pode-se notar que neste caso foram separadas as parcelas devido a tensões primárias e secundárias por uma questão de comodidade, uma vez que apenas as tensões primárias serão utilizadas para o cálculo de propagação de trincas por fadiga, conforme será mostrado adiante:

$$\begin{aligned} (Y\sigma)_P &= M \cdot f_w \cdot \{k_{tm} M_{km} M_m P_m + k_{tb} M_{kb} M_b [P_b + (k_{tm} - 1)P_m]\} \\ (Y\sigma)_S &= M_m Q_m + M_b Q_b \end{aligned} \quad (5.4)$$

Onde:

$(Y\sigma)_P$  e  $(Y\sigma)_S$  são as parcelas de tensão máxima primária e secundária respectivamente.

O anexo M da norma BS7910:2005 fornece subsídios para o cálculo dos fatores de concentração de tensão para diversos tipos de juntas soldadas com diferentes combinações de defeitos existentes. O anexo P fornece soluções para as tensões de referências, utilizadas na avaliação do colapso plástico conforme será mostrado a seguir.

As trincas de fadiga propagam-se nas direções principais de tensão para o caso de seções tubulares com defeitos circunferenciais. Este será o objeto de estudo do presente trabalho. Desta forma, considera-se para fins práticos que apenas as tensões aplicadas na direção longitudinais são críticas para a abertura de trincas e deverão ser consideradas no cálculo das tensões primárias e secundárias.

### 5.4.3 Tenacidade à Fratura

A tenacidade à fratura é um parâmetro crítico e importante para a avaliação de trincas através do método baseado na mecânica da fratura. Tenacidade à fratura depende da composição do material, tratamento térmico, configuração da junta soldada, temperatura e taxas de deformação. A geometria complexa e a variabilidade das constantes metalúrgicas que envolvem uma junta soldada requer cuidados especiais na determinação de valores apropriados de tenacidade à fratura utilizados na avaliação do elemento estrutural. Há uma significativa variabilidade de resultados associados a medição de valores de tenacidade à fratura principalmente quando se trata de materiais em regime de transição frágil-dúctil.

O método tradicional para se estabelecer um valor de tenacidade à fratura através da norma BS7910:2005 considera a doção do menor valor de no mínimo três medições realizadas a partir de testes em amostras de pequena escala. Tipicamente, estas amostras são ensaiadas por carregamentos de flexão (dobramento), o que induz um alto índice de plastificação.

È importante salientar que na determinação e valores característicos de tenacidade à fratura, seja através de testes ou outras referências de dados publicados, deve-se atentar para que as condições em serviço da estrutura em questão seja adequadamente considerada. Isto inclui a profundidade da trinca, locação da abertura de trinca microestrutural (*crack tip*), espessura do material, condições ambientais e níveis de deformação imposta.

Segundo a norma BS7910:2005, o valor de tenacidade a fratura do material pode ser expresso em termos do fator de intensidade de tensões K ou CTOD.

Caso a tenacidade esteja expressa pela curva de resistência J, esta pode ser convertida em um valor característico de K definido como  $K(J)$ . Para um mesmo teste os três parâmetros de medida de tenacidade à fratura podem ser obtidos. Entretanto, a norma BS7910:2005 recomenda que o fator de intensidade de tensão K não seja adotado no caso de fratura dúctil, tendo em vista que este não considera deformações no regime plástico do material.

Os testes mais utilizados na determinação da tenacidade a fratura são *single notch edge bend* (SENB) e o *compact tension* (CT), conforme mostrado na Figura 5.7 abaixo:

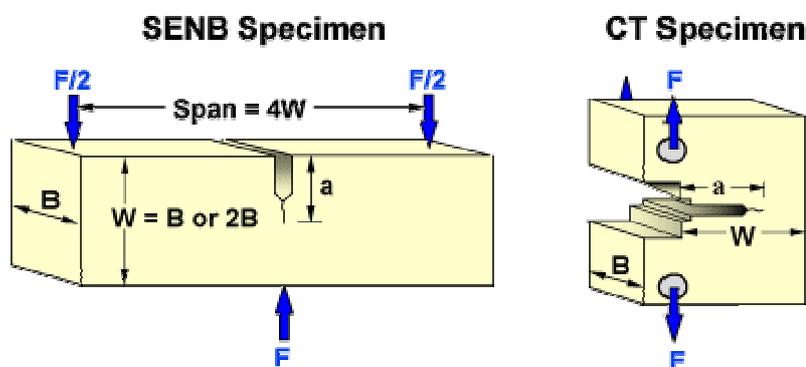


Figura 5.7: Tipos de corpos de prova utilizados em testes de tenacidade à fratura.

É recomendável que as amostras sejam extraídas com a mesma espessura do elemento estrutural real.

As amostras CT tem a vantagem de possuir um consumo menor de material, porém são mais caras para cortar e preparar além do teste ser mais complexo comparado ao SENB.

Os testes são realizados em prensas hidráulicas de dimensões calibradas, geralmente através do controle do deslocamento imposto. Os seguintes parâmetros são medidos durante o teste: deslocamento do pistão, taxa de carregamento, abertura da trinca e temperatura, além do monitoramento das dimensões do corpo de prova. A Figura 5.8 abaixo mostra o detalhe de um teste com corpo de prova SENB.

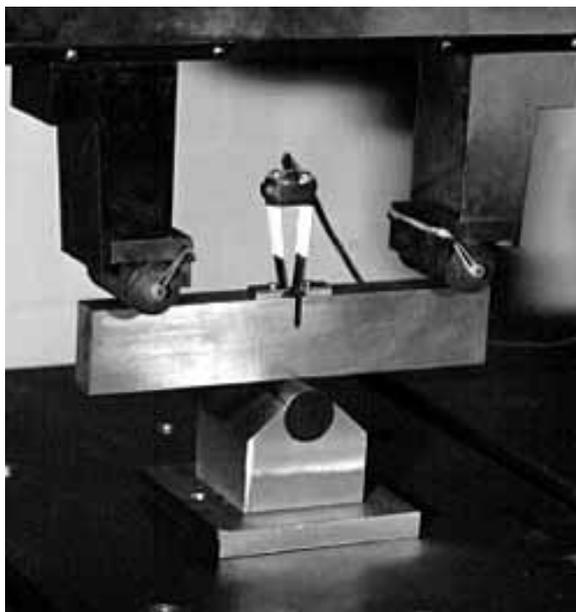


Figura 5.8: Prensa hidráulica para ensaio de tenacidade com corpo de prova SENB.

Através de resultados obtidos a partir dos testes de tenacidade os valores de  $K$ , CTOD ou Integral-J são obtidos da seguinte forma.

O fator de intensidade de tensão ( $K$ ) é uma medida de tenacidade à fratura baseada em medições de tensão. Depende do carregamento (tensão) no momento da falha ou ao atingir o valor máximo de carregamento do teste.  $K$  também depende da geometria da trinca associada a funções de forma que são obtidas a partir de norma para cada tipo de corpo de prova utilizado. O parâmetro de tenacidade à fratura baseado no parâmetro  $K$  possui sua aplicação limitada a mecânica da fratura linear elástica, e sua equação pode ser descrita por:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (5.5)$$

Segundo ANDERSON (2005) a mecânica da fratura linear elástica é válida apenas para regiões muito próximas a ponta da trinca. Na maioria dos materiais é quase impossível caracterizar o comportamento à fratura com a mecânica da fratura linear elástica. Desta forma um modelo alternativo deve ser adotado.

A mecânica da fratura elasto plástica se aplica a materiais com comportamento não linear, ou seja, comportamento plástico. Dois parâmetros de medição da tenacidade, com aplicação na mecânica da fratura linear elástica, são apresentados a seguir.

O CTOD, ou *Crack Tip Opening Displacement*, é uma medida de tenacidade à fratura baseada em medições de deformação.

Esta pode ser subdividida em duas parcelas: elástica e plástica. A parcela elástica do CTOD é derivada do fator de intensidade de tensão K. Este equação é descrita conforme mostrado no capítulo 3, equação (3.83). A parcela plástica é determinada através da medida da abertura V na base da trinca. O CTOD plástico é medido assumindo que as duas metades do corpo de prova possuem um comportamento de corpo rígido com rotação em torno de um ponto central, conforme mostrado na Figura 5.9. Segundo ANDERSON (2005), desta forma a equação da parcela plástica é determinada por:

$$\delta_{pl} = \frac{r_p(W - a)V}{r_p(W - a) + a + z} \quad (5.6)$$

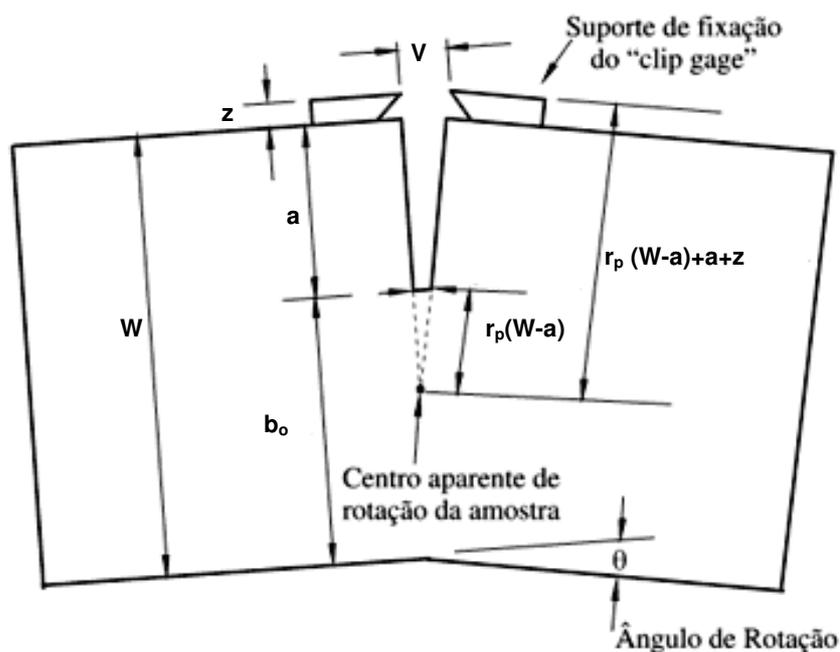


Figura 5.9: Modelo para determinação do CTOD em um corpo de prova SENB.

Assim o parâmetro de tenacidade, baseado no CTOD, pode ser descrito por:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m \cdot \sigma_y \cdot E} + \frac{r_p(W-a)V}{r_p(W-a)+a+z} \quad (5.7)$$

Onde  $m$  é um parâmetro adimensional para levar em conta o ganho de resistência devido ao encruamento para grandes deformações. Segundo ANDERSON (2005),  $m$  varia entre 1,0 e 2,0.

$J$ , ou ainda Integral- $J$ , é uma medida de tenacidade à fratura baseada em medições de energia. Análogo ao parâmetro de CTOD, a Integral- $J$  também permite dividir as parcela elástica e plástica de tenacidade. A parcela elástica é baseada no fator de intensidade de tensão  $K$  e a parcela plástica é definida a partir da curva carga-deformação obtida nos testes. A integral mostrada na Figura 5.10 abaixo determina a energia de deformação acumulada ( $U_p$ ).

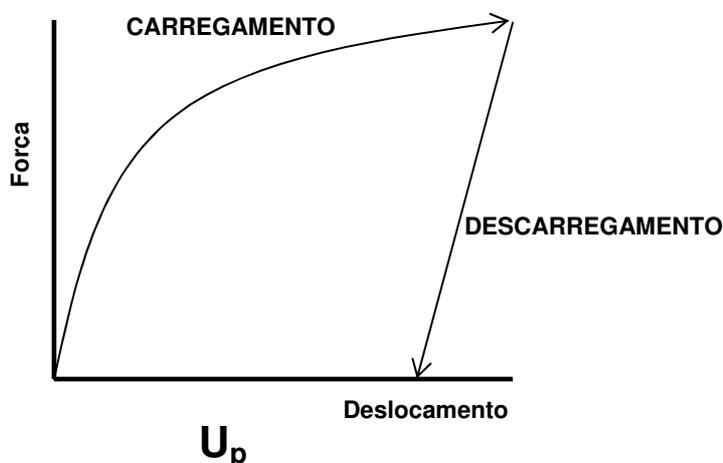


Figura 5.10: Energia de deformação acumulada.

Assim o parâmetro de tenacidade, baseado na Integral-J, pode ser descrito por:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{\sigma_y \cdot E} + \frac{\eta \cdot U_p}{B \cdot b_o} \quad (5.8)$$

Onde:

B é a espessura do corpo de prova;

B<sub>o</sub> é o ligamento remanescente;

η é uma constante adimensional.

No caso em que materiais de alta ductilidade, como por exemplo aços estruturais, a tenacidade a fratura pode ser expressa na forma de curvas de resistência (*R-curve*).

Segundo ANDERSON (2005), materiais com alta tenacidade não falham de maneira catastrófica para um determinado valor de J ou CTOD. Estes, ao invés, apresentam uma curva de resistência crescente onde J e CTOD aumentam com o aumento da trinca. A Figura 5.11 abaixo ilustra uma curva típica de resistência em J para materiais dúcteis.

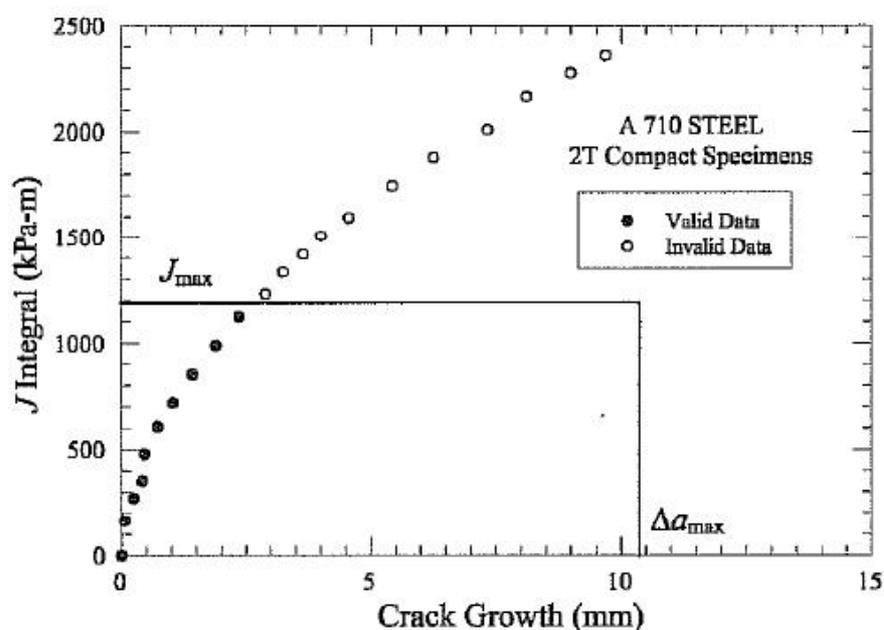


Figura 5.11: Representação de uma curva de resistência J-R para um material dúctil.

Nos estágios iniciais de deformação, a curva de resistência é praticamente vertical. Há na verdade uma pequena parcela de crescimento da trinca devido ao arredondamento da trinca. Com o aumento da força motriz  $J$  o material falha por fratura local na ponta da trinca e, desta forma, a dimensão do defeito aumenta. Tendo em vista que a curva de resistência é crescente, o crescimento da trinca nos estágios iniciais de propagação é usualmente estável. Entretanto, falhas por fratura podem ocorrer em estágios mais avançados de propagação.

Esta propriedade dos materiais dúcteis do aumento da tenacidade à fratura com o aumento da abertura de trinca será amplamente explorada nas recomendações prescritas na norma BS 7910:2005. Nela está baseada a teoria do nível 3 de avaliação conforme será visto adiante.

#### 5.4.4 Níveis de Avaliação

Segundo a norma BS7910:2005 existem três níveis de avaliação da resistência à fratura. A escolha do nível de avaliação depende dos dados disponíveis referentes a qualidade dos materiais e do nível de conservadorismo envolvido na análise.

O nível 1 é um método simplificado aplicável quando as informações a respeito das propriedades dos materiais não estão disponíveis. Usualmente adotado em cálculos preliminares.

O nível 2 é o procedimento normal de avaliação.

O nível 3 é apropriado para materiais avaliados a fratura dúctil. Este nível é recomendado para a avaliação à fratura em materiais de alta ductilidade submetidos a grandes deformações plásticas. Por esta razão será abordado em detalhes como escopo do presente trabalho.

A avaliação é determinada através do diagrama FAD, que se baseia nos princípios da mecânica da fratura. O eixo vertical do FAD representa o potencial de falha por fratura, enquanto o eixo horizontal representa o potencial de falha por colapso plástico. Após construída a curva de avaliação, são calculados os parâmetros  $K_r$  e  $L_r$  que localizam um ponto (ou grupos de pontos) a serem plotados no diagrama. Caso o ponto esteja interno a curva significa que o defeito é estável para as condições informadas. Caso contrário, o defeito é inaceitável pois ocorre falha por fratura, colapso plástico ou a interação dos dois efeitos. A Figura 5.12 abaixo ilustra este procedimento.

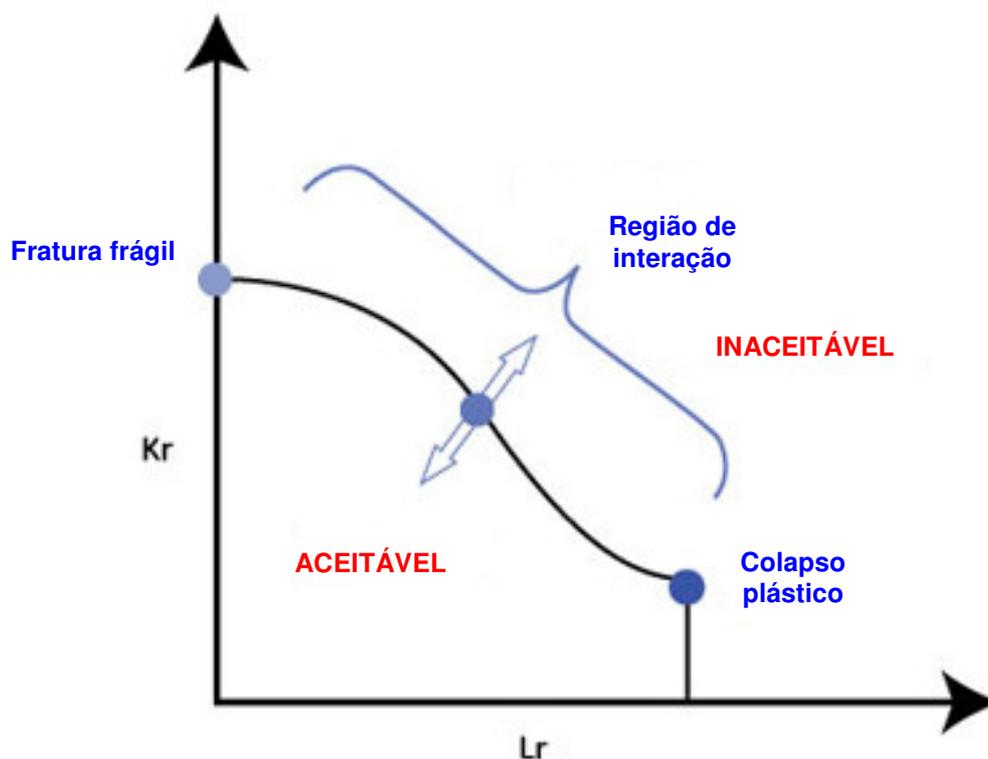


Figura 5.12: Procedimento de avaliação à fratura através do diagrama FAD.

### 5.4.5 Avaliação à Fratura - Nível 1

A avaliação à fratura Nível 1 é aplicável quando há informações limitadas a respeito das propriedades dos materiais. Normalmente é utilizado para análises preliminares de menor precisão.

O método de avaliação no Nível 1 baseia-se no diagrama FAD apresentado a seguir. O eixo horizontal representa o potencial de falha por colapso plástico e o vertical por fratura. Como visto anteriormente, o nível 1 apresenta o menor grau de precisão de resultados. Desta forma, o diagrama FAD possui o formato retangular, de forma que as variáveis que medem o potencial de falha por colapso plástico e fratura são desacopladas.

Por este motivo, este nível de análise é pouco utilizado em projetos detalhados de engenharia, principalmente se tratando de dutos submarinos, onde os níveis de deformação imposta são grandes e as condições ambientais são severas no que diz respeito a resistência à fratura.

A Figura 5.13 a seguir ilustra o diagrama FAD adotado para o nível 1.

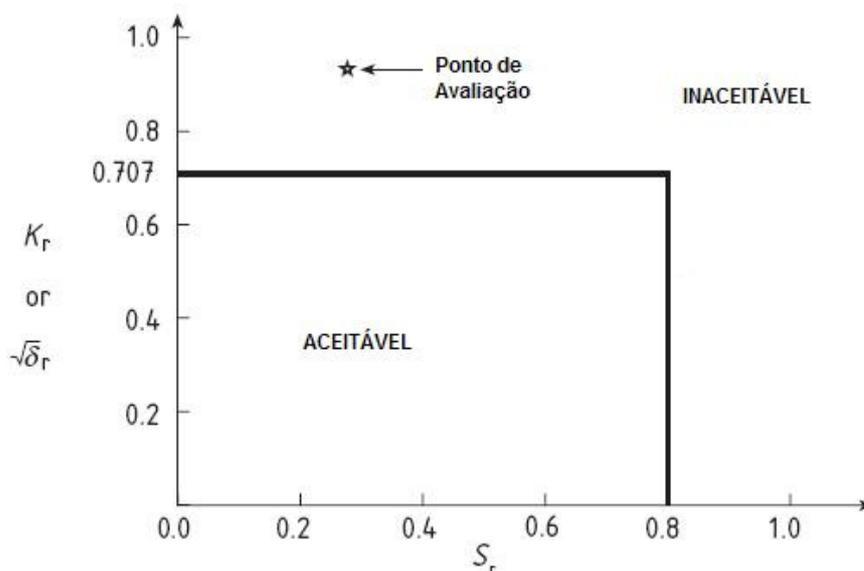


Figura 5.13: Diagrama FAD – Nível 1 – BS7910-2005.

Para cada defeito é gerado um ponto de avaliação no diagrama FAD. Se este ponto estiver internamente ao diagrama então o defeito é considerado aceitável. Caso contrário o defeito é inaceitável, e desta forma, deve-se tomar medidas

mitigadoras, tais como: refinar a análise, reparo do defeito ou remoção do componente.

A análise no nível 1 incorpora um fator de segurança de 2 no tamanho do defeito em termos de fratura e de 1,25 nas tensões em termos de colapso plástico. Além disso, as tensões adotadas na avaliação de nível 1 são mais conservadoras pois toda a tensão atuante é considerada como tensão de membrana, que geralmente leva a uma condição mais crítica que as tensões de flexão.

Desta forma, de posse da tensão nominal aplicada, pode-se calcular no nível a máxima tensão de tração pode ser calculada através de uma simplificação na equação (5.9) mostrada abaixo:

$$\sigma_{\max} = k_t S_{\text{nom}} + (k_m - 1) S_{\text{nom}} + Q \quad (5.9)$$

Onde:

$k_t$  é o fator de concentração de tensão para considerar as descontinuidades locais;

$k_m$  é o fator de concentração de tensão para considerar as descontinuidades globais;

$S_{\text{nom}}$  é a tensão de tração nominal;

$Q$  é a tensão secundária.

Para se estabelecer condições que permitam evitar a fratura instável, a norma BS7910:2005 recomenda o cálculo da força motriz de abertura da trinca em termos do fator de intensidade de tensão  $K_I$ .

O valor de tensão máxima é utilizado para calcular o fator de intensidade de tensão e este é utilizado no cálculo da coordenada vertical do ponto de avaliação, ou razão de fratura  $K_r$ . O fator de intensidade de tensão possui a seguinte forma:

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \quad (5.10)$$

$$(Y\sigma) = Mf_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max} \quad (5.11)$$

Onde:

$M$  é o fator de Folias que corrige os efeitos de abaulamento, geralmente associado a defeitos em cascas esféricas;

$f_w$  é o fator de correção de comprimento finito, que é significativo quando se trata de defeitos que possuem defeitos de grandes dimensões quando comparados a área da seção transversal do elemento;

$M_m$  é o fator de majoração de tensões de membrana que depende da geometria da trinca.

Todas estas funções são determinadas através do Anexo M da norma BS7910:2005.

A força motriz associada a abertura da trinca também pode ser calculada através do parâmetro CTOD ( $\delta_I$ ). A equação que correlaciona o parâmetro de CTOD com o fator de intensidade de tensões é dada por:

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \text{ para } \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \leq 0,5 \quad (5.12)$$

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) - 0,25 \right] \text{ para } \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} > 0,5 \quad (5.13)$$

O parâmetro utilizado para o cálculo da coordenada vertical do ponto de avaliação depende do critério utilizado na medição da tenacidade à fratura do material. O cálculo da razão pode se dar em termos de  $K_r$ , no caso da tenacidade ser medida pelo fator de intensidade de tensão  $K$ , ou por  $\delta_r^{0,5}$  caso seja medido pelo CTOD. O valor dos parâmetros é baseado na razão entre a força motriz e da tenacidade à fratura, como mostrado nas equações abaixo:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (5.14)$$

$$\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{mat}}} \quad (5.15)$$

Segundo a norma BS7910:2005 o valor limite para a razão de fratura é de 0,707, como pode ser visto na Figura 5.13. Este valor já inclui um fator de segurança implícito de 2 no tamanho do defeito.

O procedimento de nível 1 descrito na norma BS7910:2005 exige que sejam determinados os valores de tenacidade a fratura em termos de  $K_{mat}$  ou  $\delta_{mat}$  (CTOD).

Estes podem ser obtido a partir de ensaios de dobramento conforme visto na seção 5.4.3. Caso a tenacidade seja conhecida através do parâmetro J a equação abaixo pode ser utilizada para convertê-lo em um termo equivalente em K(J).

$$K(J)_{\text{mat}} = \sqrt{\frac{E \cdot J_{\text{mat}}}{(1 - \nu^2)}} \quad (5.16)$$

O parâmetro utilizado para o cálculo da coordenada horizontal do ponto de avaliação fornece a medida da possibilidade de ocorrência de colapso plástico. O parâmetro utilizado no nível 1 ( $S_r$ ) representa a razão entre uma tensão de referência ( $\sigma_{\text{ref}}$ ) e a média aritmética da tensão de escoamento e a tensão última do material (não maior que  $1,2 \cdot \sigma_y$ ). A tensão de referência é aquela que ocorre no ligamento, ou seja a parcela de material da seção transversal descontada a presença da trinca, considerando todos os fatores de concentração de tensão.

$$S_r = \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_f} \quad (5.17)$$

Todas estas funções dadas para a tensão de referência são determinadas através do Anexo P da norma BS7910:2005.

Pode-se notar através da representação do FAD para o nível 1 que não ocorre colapso plástico para valores de  $S_r < 0.8$ .

#### 5.4.6 Avaliação à Fratura - Nível 2

O nível 2 é o procedimento mais usual de avaliação a fratura em aplicações para dutos submarinos. O FAD no nível 2 é diferente do formato retangular simplificado adotado no nível 1. Nele, a curva de avaliação possui uma forma curva que leva em conta a interação entre a plastificação localizada na ponta da trinca e a deformação em larga escala que leva ao colapso plástico da estrutura. A avaliação de fratura pelo nível 2 divide-se em dois diferentes tipos. O nível 2A utiliza uma curva FAD generalizada e não necessita de nenhuma informação ou dados da curva tensão deformação do material. Já o nível 2B utiliza uma curva FAD específica para uma curva tensão deformação específica. Por este motivo, este nível oferece resultados mais precisos.

A curva de avaliação FAD para o nível 2 A é dada pela seguinte equação:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = (1 - 0,14 \cdot L_r^2) [0,3 + 0,7 \exp(-0,65 \cdot L_r^6)] \text{ para } L_r \leq L_{r,\max} \quad (5.18)$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = 0 \text{ para } L_r > L_{r,\max} \quad (5.19)$$

A curva FAD possui um valor limite  $L_{r,\max}$  que representa o limite para o colapso plástico, e pode ser definido como:

$$L_{r,\max} = \frac{\sigma_u}{\sigma_y} \quad (5.20)$$

A figura abaixo representa o FAD adotado para o nível 2ª de avaliação à fratura:

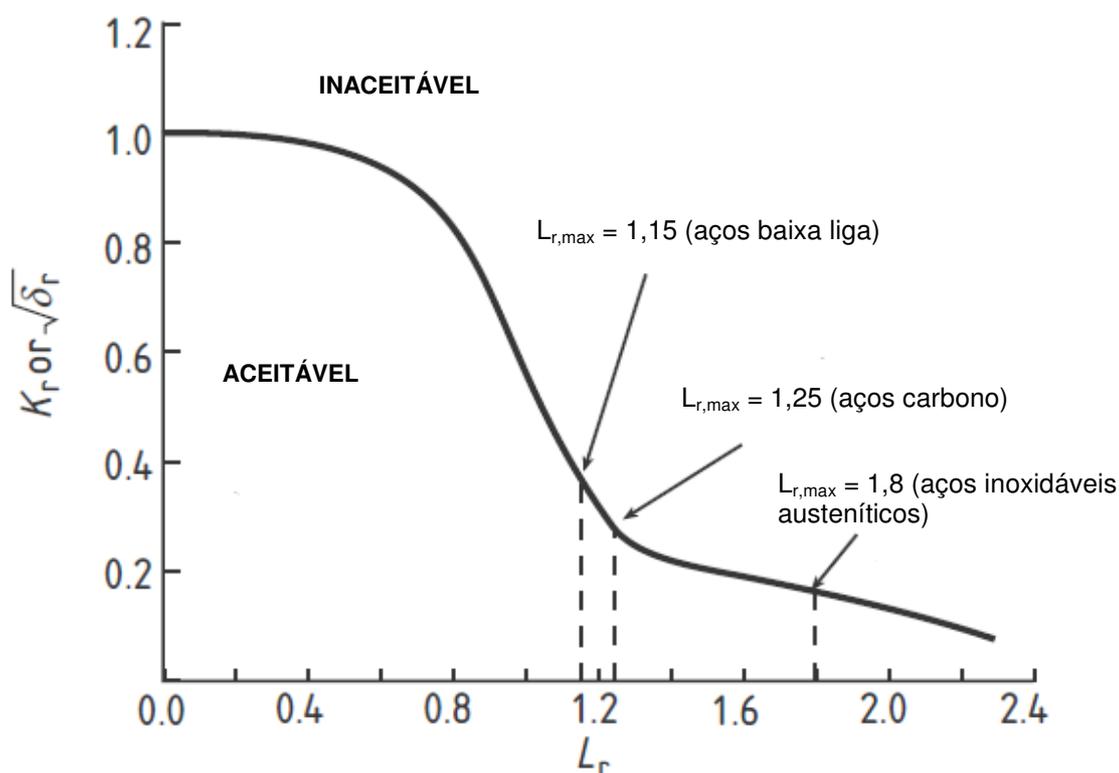


Figura 5.14: Diagrama FAD – Nível 2a – BS7910-2005.

O parâmetro utilizado para o cálculo da coordenada horizontal do ponto de avaliação fornece a medida da possibilidade de ocorrência de colapso plástico. O parâmetro utilizado no nível 2 ( $L_r$ ) representa a razão entre uma tensão de referência ( $\sigma_{ref}$ ) e a tensão de escoamento. A tensão de referência é determinada conforme mostrado na avaliação de nível 1.

A curva de avaliação FAD para o nível 2 B considera o comportamento da curva tensão-deformação do material de interesse. O formato do FAD no nível 2B é dado pela seguinte equação:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = \left( \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_y} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2E \cdot \varepsilon_{ref}} \right)^{0,5} \quad (5.21)$$

Onde:

$\varepsilon_{ref}$  é a deformação real definida pela entrada do valo real de tensão ( $L_r \cdot \sigma_y$ ) na curva tensão deformação.

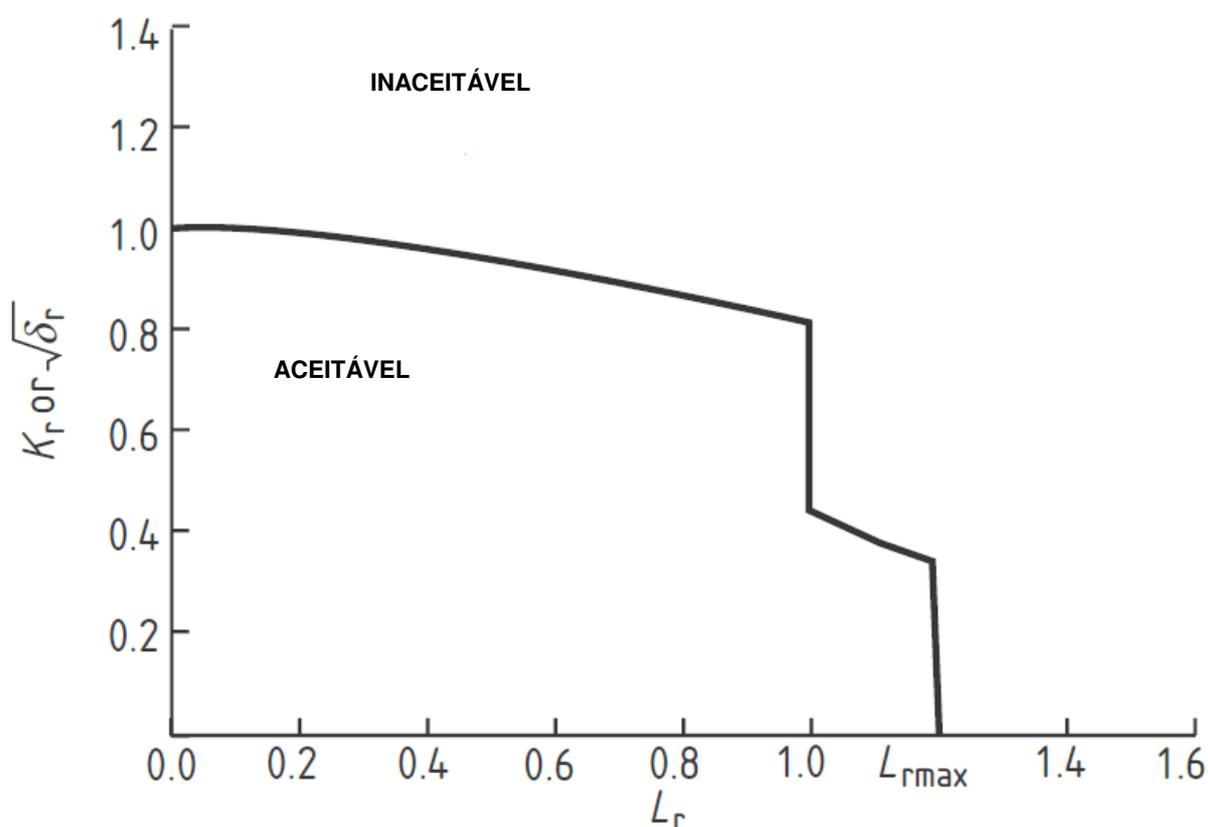


Figura 5.15: Diagrama FAD – Nível 2B – BS7910-2005.

Na avaliação de nível 2 o procedimento para cálculo da força motriz, baseado no fator de intensidade de tensão ( $K_I$ ) é bastante similar ao nível 1. A diferença reside no fato de que o nível 2 considera uma distribuição de tensões de membrana e flexão para determinar as tensões primárias e secundárias. As contribuições das tensões de membrana e flexão são somadas linearmente pelo princípio da superposição.

Além disso, a avaliação de nível 2 considera o efeito das concentrações de tensão na margem da solda, representada pelos fatores  $M_{km}$  e  $M_{kb}$ .

As soluções para determinação dos fatores de intensidade de tensão são apresentadas no Anexo P da norma BS7910:2005.

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \quad (5.22)$$

Pode ser dividido em duas parcelas referentes às tensões primárias e secundárias:

$$(Y\sigma) = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s \quad (5.23)$$

$$(Y\sigma)_p = Mf_w [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot (P_b + (k_m - 1)P_m)] \quad (5.24)$$

$$(Y\sigma)_s = M_m \cdot Q_m + P_b \cdot Q_b \quad (5.25)$$

Onde:

$M$  é o fator de Folias que corrige os efeitos de abaulamento, geralmente associado a defeitos em cascas esféricas;

$f_w$  é o fator de correção de comprimento finito, que é significativo quando se trata de defeitos que possuem defeitos de grandes dimensões quando comparados a área da seção transversal do elemento;

$M_m$ ,  $M_b$  é o fator de majoração de tensões de membrana/flexão que depende da geometria da trinca;

$k_{tm}$ ,  $k_{tb}$  é o fator de concentração de tensões de membrana/flexão;

$k_m$  é o fator de concentração de tensões devido ao desalinhamento

Todas estas funções são determinadas através do Anexo M da norma BS7910:2005.

#### 5.4.7 Avaliação à Fratura - Nível 3

O procedimento de avaliação de nível 3 proposta na norma BS7910:2005 que permite modelar o fenômeno de fratura dúctil. Quando um elemento dúctil contendo defeitos é submetido a um carregamento perpendicular ao plano da trinca, esta

inicialmente se torna abaulado, e com o aumento da sollicitação, há a nucleação da trinca e início da propagação.

No nível 3 todos os procedimentos são idênticos aos mostrados anteriormente. Contudo, agora o parâmetro tenacidade é dado em termos de uma curva de resistência J-R por exemplo. Desta forma, os pontos de avaliação que representam a tenacidade do material, são plotados para valores crescentes de abertura de trinca até que esta se torne estável. O resultado final é um grupo de pontos de avaliação, ou *locus*, como mostrado na figura abaixo:

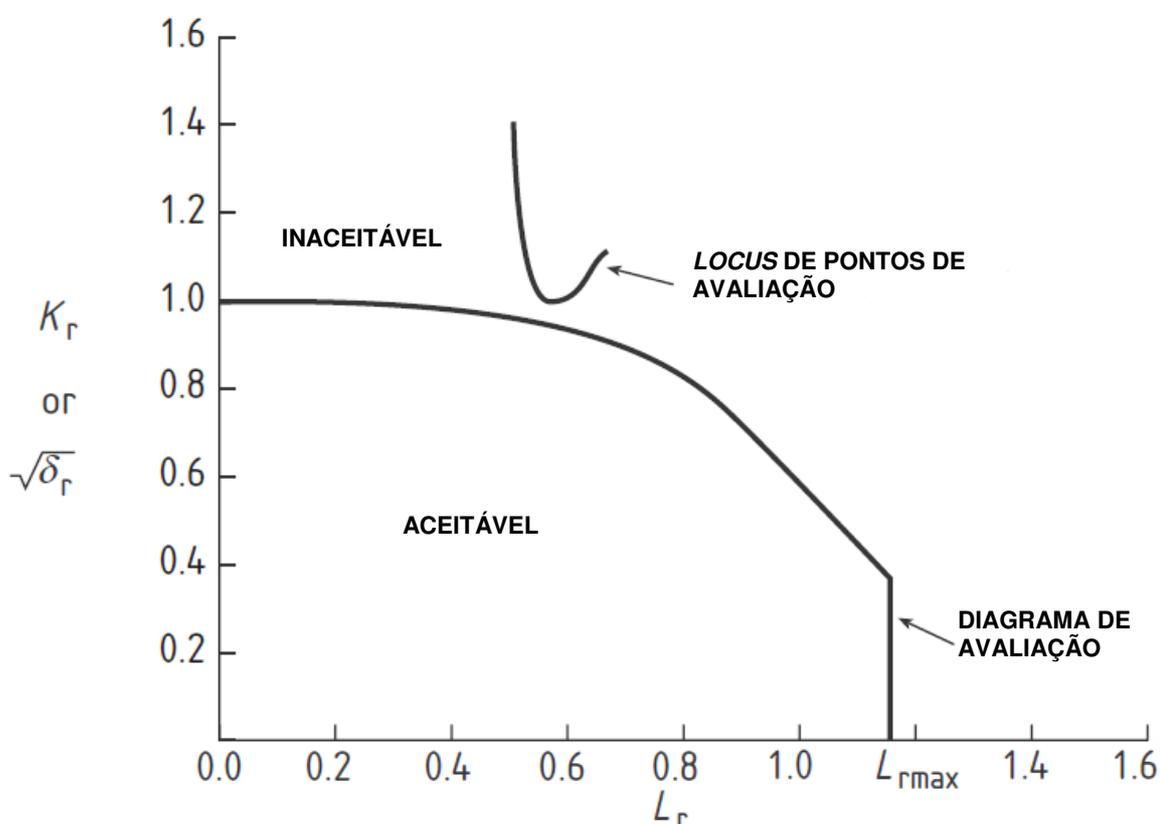


Figura 5.16: Diagrama FAD – Nível 3 – BS7910-2005.

Segundo ANDERSON, é importante salientar que a tenacidade à fratura e o tamanho da trinca são atualizados com o aumento da propagação. Com o aumento da tenacidade a medida que a trinca se propaga é possível atingir uma configuração estável para um dado valor de  $\Delta a$ .

Diferentes resultados podem resultar de uma análise de fratura no nível 3. Caso todos os pontos estejam localizados na parte interna ao FAD não ocorre o crescimento da trinca. O caso em que os pontos iniciais, isto é para menores valores

de abertura  $\Delta a$ , se localizem fora do FAD, mas posteriormente migrem para seu interior, caracteriza a uma quantidade finita de propagação que atinge o ponto estável. Caso todos os pontos estejam situados na região externa ao FAD a propagação da trinca é instável.

A grande vantagem do nível 3 de avaliação reside no fato de que os testes para obtenção da curva J-R são realizados com controle de deslocamentos. Desta forma é possível testar a resistência à fratura do material para regimes em que o elemento estará submetido a carregamentos de grande deformação. Este é o escopo principal deste estudo, principalmente no caso de dutos instalados pelo método do carretel ou *reeling*. O método de *reeling* promove um meio rápido e eficiente de instalação de dutos submarinos a grandes profundidades. As soldas circunferenciais são realizadas *onshore* e posteriormente levadas a bordo da embarcação de lançamento enrolados em carretéis. Entretanto, a característica deste método de instalação é impor grandes deformações plásticas ao duto durante o processo de enrolamento no carretel. Estes valores podem facilmente chegar a níveis superiores a 2%.

Analogamente ao nível 2 o método de avaliação no nível 3 possui ainda dois sub-níveis de avaliação. O nível 3<sup>a</sup>, onde o diagrama FAD é generalizado, e o nível 3B onde este é construído a partir de resultados de ensaios da curva tensão-deformação específicas do material empregado. Segundo ANDERSON, as análises de mecânica da fratura para regimes puramente plásticos devem ser avaliados por meio do nível 3B.

## 5.5 FADIGA

Fadiga é o processo o processo que ocorre com a iniciação de uma trinca que se propaga sob efeito de esforços cíclicos e esforços flutuantes. A determinação do crescimento dos defeitos em cada uma das fases experimentadas por um duto submarino durante sua vida útil é de fundamental importância para o ECA.

Esta seção descreve as premissas envolvidas na estimativa de crescimento de defeitos por fadiga através da mecânica da fratura de acordo com a norma BS7910:2005. São apresentadas as características principais que afetam a resistência à fadiga de uma junta soldada.

O objetivo é avaliar o impacto do crescimento dos defeitos existentes em estruturas soldadas no cálculo do máximo defeito tolerável pós soldagem. Este é o propósito final do *fitness for purpose* em que se baseia o estudo de ECA.

A norma BS7910:2005 adota os princípios da mecânica da fratura para descrever o crescimento de trincas planares em juntas soldadas. A presença de ligações soldadas reduz consideravelmente e resistência à fadiga do elemento se comparado ao material base devido a presença de descontinuidades geométricas e fatores concentradores de tensão.

Existem dois métodos clássicos para a determinação do comportamento à fadiga em uma estrutura soldada. Ambos estão descritos em detalhes no capítulo 4, e serão mostrados neste item com o enfoque necessário ao estudo de ECA.

### 5.5.1 Método baseado na mecânica da fratura.

O método de cálculo de fadiga baseado na mecânica da fratura analisa o comportamento de um defeito sob ação de um carregamento cíclico. Na análise de fadiga a mecânica da fratura é utilizada para descrever a taxa de crescimento com que uma trinca irá crescer e a tolerância máxima da extensão tolerável do crescimento de defeitos antes da ocorrência da falha. A metodologia para a avaliação de crescimento de trincas conforme a norma BS7910:2005 está presente na seção 4.2.

A base da aplicação da mecânica da fratura na análise de fadiga está na relação, estabelecida experimentalmente, entre a taxa de propagação de trincas  $\frac{dA}{dN}$  e a variação do fator de intensidade de tensão  $\Delta K_I$ . Esta relação é conhecida como lei de Paris e é dada por:

$$\frac{dA}{dN} = A \cdot \Delta K_I^n \quad (5.26)$$

Onde:

$n$  é a inclinação da reta;

$A$  é o ponto de cruzamento entre o trecho linear e a reta  $\Delta K_I = 1 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$

A variação do fator de intensidade de tensões é definida através da mesma equação adotada para a avaliação à fratura, apenas substituindo o termo de tensão máxima por tensões flutuantes:

$$\Delta K_I = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (5.27)$$

Esta relação é linear quando apresentada em escala logarítmica e está truncada para valores baixo de  $\Delta K_I$  (threshold), para o qual não há crescimento significativo de trincas, e para valores muito altos quando o defeito se aproxima do seu valor crítico na iminência da falha.

Para determinar o crescimento total de uma trinca a lei de Paris deve ser integrada conforme procedimento mostrado na seção 4.2

### 5.5.2 Tensões flutuantes utilizadas na avaliação de fadiga.

A avaliação de fadiga pelo método baseado na mecânica da fratura utiliza um histórico das tensões flutuantes que agem sobre a seção transversal do elemento contendo um defeito.

Segundo a norma BS7910:2005 a análise de estruturas contendo defeitos parte de uma análise de tensões que considera a estrutura íntegra. A distribuição de tensões reais linearizadas e a consideração das descontinuidades geométricas deve ser considerada de maneira análoga ao que foi apresentado na seção 5.4.2.

Para levar em consideração estes efeitos a equação da variação do fator de intensidade de tensões pode ser escrita como:

$$(Y\Delta\sigma)_P = M \cdot f_w \cdot \{k_{tm}M_{km}M_m\Delta\sigma_m + k_{tb}M_{kb}M_b[\Delta\sigma_b + (k_{tm} - 1)\Delta\sigma_m]\} \quad (5.28)$$

Pode-se notar que apenas a parcela de tensões primárias é relevante para o cálculo de fadiga.

Usualmente nos problemas de fadiga deseja-se saber qual o número máximo de ciclos em que um dado elemento resiste, sob aplicação de um determinado valor de tensão flutuante, até o colapso. Na maioria das aplicações de engenharia o valor de tensão flutuante não uma constante do problema. No caso de estruturas submarinas as tensões decorrentes da influência da ação de ondas e correntes variam ao longo do tempo. Desta forma, faz-se necessário um estudo mais detalhado do comportamento das tensões flutuantes. Um espectro de tensões que

seja representativo das cargas aplicadas pode ser convertido em blocos identificáveis de  $\Delta\sigma$  (tensão flutuante) e N (número de ciclos) através de algum método de contagem de ciclos. Estes blocos de tensão flutuantes serão os parâmetros de entrada do cálculo de fadiga, pois a partir deles pode-se alimentar as curvas de propagação de trincas com o objetivo de determinar o crescimento de um defeito sob ação dos blocos de tensão.

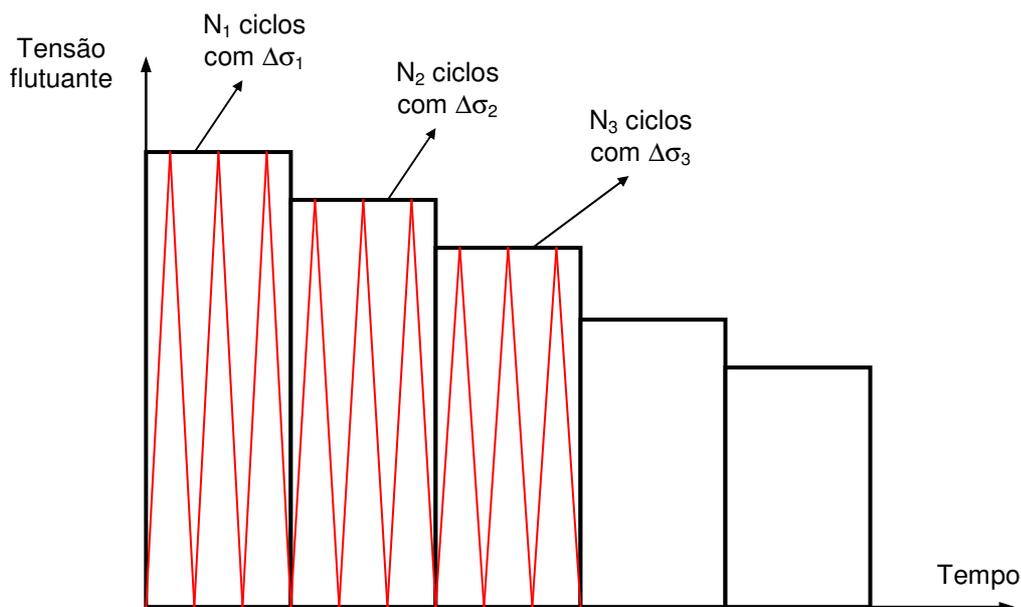


Figura 5.17: Blocos de tensão aplicada ao cálculo de propagação de trincas de fadiga.

### 5.5.3 Leis de propagação de trincas.

A base para o cálculo do crescimento de trincas por fadiga é a relação entre  $\Delta K$  e a taxa de propagação representada pela relação  $\frac{da}{dN}$  para um dado material. A norma BS7910:2005 traz diversas leis de propagação de trincas baseadas em extensos testes de fadiga realizados e publicados ao longo dos anos.

Dois tipos de leis de propagação são apresentados. Inicialmente uma representação simplificada assumindo que o crescimento de trincas de fadiga pode ser representado por uma reta que liga os limites de ausência de propagação (*threshold*) e do colapso. Esta simplificação se dá pela extensão do trecho da curva de propagação de trincas governado pela Lei de Paris. Embora a lei de propagação simplificada seja de aplicação satisfatória em alguns casos, resultados experimentais mostram que esta pode ser extremamente conservadora para valores baixos de  $\Delta K$ ,

nas proximidades do *threshold*. Portanto, a norma BS7910:2005 apresenta a lei de propagação de trincas em dois estágios que representa um comportamento mais acurado na previsão das taxas de propagação.

As leis de propagação de trincas apresentadas na norma BS7910:2005 são obtidas a partir da regressão linear aplicada sobre os dados publicados em testes de fadiga. São definidas assim duas curvas representando o resultado médio e um resultado acrescentando dois desvios padrão (média+2DP). Este último é utilizado para representar uma estimativa mais segura do crescimento da trinca, pois gera valores maiores de crescimento para um mesmo valor de  $\Delta K$ .

A figura abaixo ilustra os dois níveis das leis de propagação presentes na norma BS7910:2005:

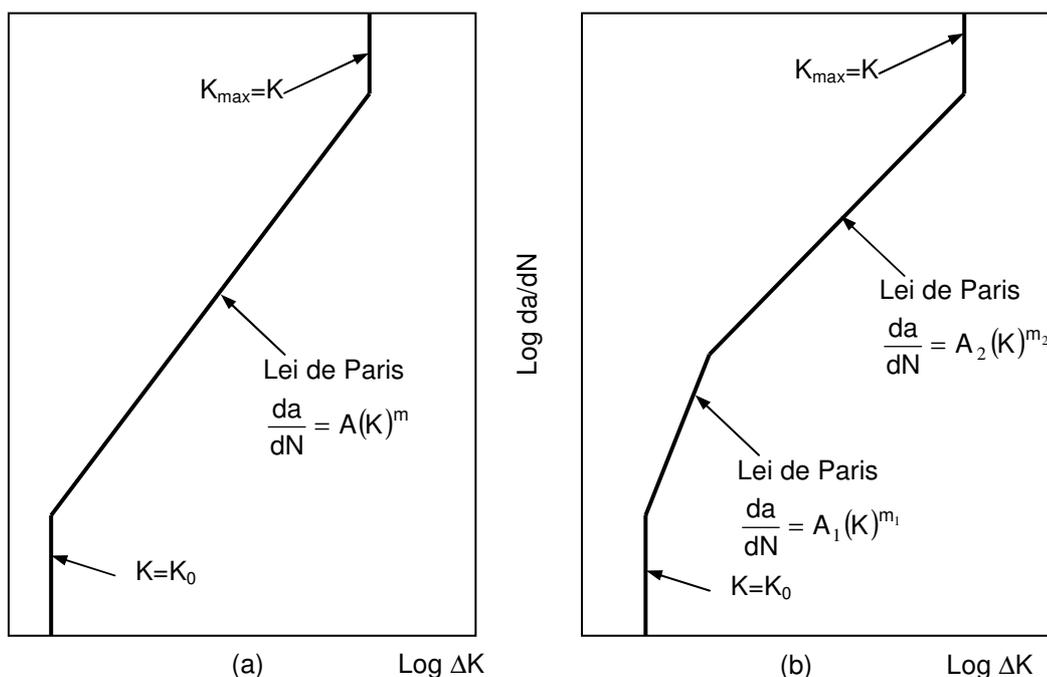


Figura 5.18: Lei de Paris simplificada (a), e com dois estágios (b).

As leis de propagação de trincas são geradas para diversos tipos de materiais e também para diferentes tipos de condições ambientais. Em presença de ambientes corrosivos há o aumento da taxa de propagação de trincas. A norma BS7910:2005 apresenta os parâmetros a serem utilizados para representar trincas presentes em materiais em ambiente marinho (alta corrosão), marinho com proteção catódica e no ar (sem efeito de corrosão relevante). Os parâmetros são dependentes também de uma variável denominada razão de tensões  $R$  que é definida por:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (5.29)$$

Recomenda-se adotar este valor maior que 0,5 para avaliação de juntas soldadas.

As prescrições da norma BS7910:2005 para os diversos tipos de leis de propagação estão apresentadas abaixo.

Tabela 5.3: Lei de propagação de trincas “ao ar livre”.

Lei de propagação de trincas para aços ao ar livre.									
R	Estágio A				Estágio B				Transição entre os estágios A e B ( $\Delta K$ em $M/mm^{3/2}$ )
	Média		Média+2DP		Média		Média+2DP		
	A	m	A	m	A	m	A	m	
0,5	$1,2 \times 10^{-26}$	8,16	$4,37 \times 10^{-26}$	8,16	$3,98 \times 10^{-13}$	2,88	$6,77 \times 10^{-13}$	2,88	315
0,5	$4,8 \times 10^{-18}$	5,10	$2,1 \times 10^{-17}$	5,10	$5,86 \times 10^{-13}$	2,88	$1,29 \times 10^{-12}$	2,88	144

Tabela 5.4: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho.

Lei de propagação de trincas em ambientes marinhos										
	Estágio A				Estágio B				Transição entre os estágios A e B ( $\Delta K$ em $M/mm^{3/2}$ )	
	Média		Média+2DP		Média		Média+2DP			
	A	m	A	m	A	m	A	m		
0,5	$3,0 \times 10^{-14}$	3,42	$8,55 \times 10^{-14}$	3,42	$1,27 \times 10^{-7}$	1,30	$1,93 \times 10^{-7}$	1,30	1336	993
0,5	$5,37 \times 10^{-14}$	3,42	$1,72 \times 10^{-13}$	3,42	$5,67 \times 10^{-7}$	1,11	$7,48 \times 10^{-7}$	1,11	1098	748

Tabela 5.5: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho com proteção catódica - 850mV (Ag/AgCl).

Lei de propagação de trincas em ambientes marinhos com proteção catódica -850mV (Ag/AgCl)										
R	Estágio A				Estágio B				Transição entre os estágios A e B ( $\Delta K$ em $M/mm^{3/2}$ )	
	Média		Média+2DP		Média		Média+2DP			
	A	m	A	m	A	m	A	m	Média	Média+2DP
<0,5	$1,21 \times 10^{-26}$	8,16	$4,37 \times 10^{-26}$	8,16	$5,16 \times 10^{-12}$	2,67	$1,32 \times 10^{-11}$	2,67	462	434
$\geq 0,5$	$4,8 \times 10^{-18}$	5,10	$2,10 \times 10^{-17}$	5,10	$6,0 \times 10^{-12}$	2,67	$2,02 \times 10^{-11}$	2,67	323	290

Tabela 5.6: Lei de propagação de trincas em ambiente marinho com proteção catódica - 1100mV (Ag/AgCl).

Lei de propagação de trincas em ambientes marinhos com proteção catódica -1100mV (Ag/AgCl)										
R	Estágio A				Estágio B				Transição entre os estágios A e B ( $\Delta K$ em $M/mm^{3/2}$ )	
	Média		Média+2DP		Média		Média+2DP			
	A	m	A	m	A	m	A	m	Média	Média+2DP
< 0,5	$1,21 \times 10^{-26}$	8,16	$4,37 \times 10^{-26}$	8,16	$5,51 \times 10^{-12}$	1,4	$9,24 \times 10^{-8}$	1,40	576	514
$\geq 0,5$	$4,8 \times 10^{-18}$	5,10	$2,10 \times 10^{-17}$	5,10	$5,25 \times 10^{-12}$	1,4	$1,02 \times 10^{-7}$	1,40	517	415

A norma BS7910:2005 também recomenda que sejam adotados os seguintes valores de *threshold* para o material aço.

Tabela 5.7: Valores de *threshold* recomendados pela norma BS7910:2005.

Material	Ambiente	$\Delta K_0$ $N/mm^{3/2} (MPa(m)^{0,5})$
Aços, incluindo austenítico	Ar e ambientes não agressivos	63(2)
Aço, exceto austenítico	Marinho com proteção catódica	63(2)
Aços, incluindo austenítico	Marinho	0(0)

## 5.6 RECOMENDAÇÕES PARA AVALIAÇÃO DO ECA

### 5.6.1 Caracterização de defeitos.

Na análise de ECA os defeitos são idealizados de acordo com a seguinte premissa. Defeitos internos são tratados como tendo formato de elipse e os defeitos superficiais como semi elipses. Os defeitos são caracterizados pela norma BS7910:2005 conforme apresentado na seção 5.4.1.

Usualmente deveríamos considerar os dois tipos de defeitos na análise.

Caso defeito interno aflorasse na superfície, este seria recategorizado como superficial e continuaria a análise.

Quando o ligamento do defeito superficial atingisse o valor sub crítico, este seria recategorizado como defeito vazante (through thickness) e a análise continuaria até que o limite de fratura fosse atingido.

Contudo no caso de dutos submarinos este procedimento nem sempre pode ser adotado na íntegra do que recomenda a norma BS7910:2005. Primeiramente, defeitos vazantes são inaceitáveis devido a natureza do elemento estrutural em questão. A ocorrência dos mesmos acarretaria em vazamento do fluido transportado o que tornaria sua aplicação inviável.

Outro problema reside no fato de que a norma BS7910:2005 possui aplicações das mais diversas e desta forma não abrange aspectos específicos para o caso de dutos submarinos. Estes quando são instalados em águas profundas, através dos métodos de reeling, J-Lay ou mesmo por vezes S-Lay, são submetidos a ciclos de grandes deformações durante a sua instalação. Desta forma são necessárias algumas mudanças nos procedimentos que definem como serão tratados os defeitos contidos nas juntas circunferenciais de dutos submarinos.

A norma DNV-RP-F108 aborda a questão de dutos submarinos sujeitos a grandes deformações plásticas durante sua instalação. Esta recomenda um procedimento especial quanto a idealização dos defeitos presentes nas soldas circunferenciais do duto. Sabe-se que a norma BS7910:2005 fornece diversas soluções analíticas para definir os campos de tensões nas vizinhanças de uma trinca. No caso da determinação de  $\sigma_{ref}$ , para avaliar a criticidade de colapso plástico

na verificação de fratura, a norma recomenda a adoção das soluções análticas propostas por KASTNER. O anexo P da norma BS7910:2005 apresenta estas soluções para o caso de defeitos superficiais contidos em cascas esféricas. Entretanto, no caso de defeitos internos só há soluções analíticas publicadas para o caso de chapas planas. A adoção deste último critério traz resultados extremamente conservadores para a análise, e por sua vez pode vir a inviabilizar uma análise de ECA. Por este motivo, a norma DNV-RP-F108 recomenda que sejam utilizados para o caso de dutos submetidos a grandes deformações apenas a análise para defeitos superficiais, adotando a solução de KASTNER. Com estes resultados seria gerado um critério de aceitação de soldas que seria utilizado para aprovar a soldas realizadas no campo.

Pode ser contudo, que nos resultados dos ensaios não destrutivos haja a ocorrência de defeitos internos para as mais diversas profundidades. Neste caso há de se considerar uma correlação para que seja possível transformar estes defeito internos em defeitos superficiais equivalentes, de modo a poder utilizar o mesmo critério de aceitação. A figura a seguir ilustra o método de conversão empregado na indústria.

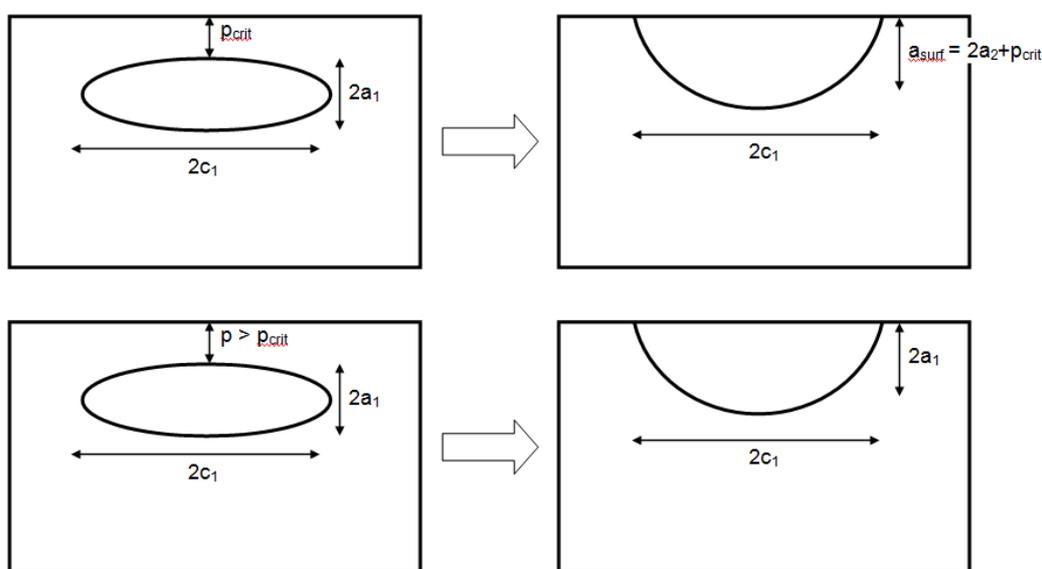


Figura 5.19: Conversão de defeitos internos em superficiais.

Conforme descrito na norma DNV-RP-F108, é aceitável a avaliação de fratura em dutos submetidos a grandes deformações apenas para o caso de defeitos superficiais. O critério de defeitos a ser utilizado na soldagem pode ser aplicado igualmente para defeitos internos e externos detectados nos ensaios não

destrutivos, desde que sejam respeitados os seguintes critérios de correção. Defeitos internos deverão ser convertidos em defeitos superficiais equivalentes fazendo  $2c_{\text{interno}} = 2c_{\text{superficial}}$  e  $2a_{\text{interno}} = a_{\text{superficial}}$ , para o caso de defeitos profundos, onde o ligamento possui dimensão maior que metade da altura do defeito. Para o caso de defeitos internos localizados próximo a superfície, é possível que este venha a aflorar com o aumento da propagação. Portanto, quando um defeito interno possuir um valor de ligamento menor ou igual a metade da altura do defeito o seguinte critério deverá ser aplicado:  $2c_{\text{interno}} = 2c_{\text{superficial}}$  e  $2a_{\text{interno}} + p_{\text{crit}} = a_{\text{superficial}}$ .

Com base nos postulados do presente item conclui-se que para dutos apenas defeitos superficiais deverão ser analisados.

### 5.6.2 Desalinhamentos

Todas as formas de desalinhamentos devem ser identificadas em classificadas em regime linear elástico.

Para determinar o fator de concentração de tensões em regime linear elástico (*Stress Concentration Factor-SCF*) devido a excentricidades causadas por diferenças de espessura de parede e desalinhamentos adota-se a seguinte equação:

$$SCF = 1 + \frac{6(\delta_t + \delta_m)}{t} \times \frac{1}{\left(1 + \left(\frac{T}{t}\right)^{2,5}\right)} \times e^{-\alpha} \quad (5.30)$$

Onde:

$$\alpha = \frac{1,82L}{\sqrt{Dt}} \times \frac{1}{\left(1 + \left(\frac{T}{t}\right)^{2,5}\right)} \quad (5.31)$$

T e t são as espessuras dos tubos conectados pela solda circunferencial (T > t);

$\delta_t$  e  $\delta_m$  são as excentricidades devido a diferenças de espessura de parede ou desalinhamentos;

L é o comprimento do topo da solda (*weld cap*);

D é o diâmetro externo do duto.

É adotado como prática de projeto a adoção dos seguintes critérios para tratar os desalinhamentos máximos que podem ocorrer durante a montagem e fabricação de juntas soldadas de dutos submarinos. O desalinhamento “total” pode ser determinado através de parâmetros mensuráveis tais como o desalinhamento interno e externo do duto. Estes são denominados respectivamente  $hi/lo_{root}$  e  $hi/lo_{cap}$ . Assim, sendo  $\delta$  o desalinhamento total, a seguinte regra pode ser aplicada:

$$\delta = (\delta_t + \delta_m) = \frac{hi/lo_{cap} + hi/lo_{root}}{2} \quad (5.32)$$

O desalinhamento externo está normalmente limitado a 15% da espessura nominal do duto ou 3mm, o que for menor.

O desalinhamento interno está limitado a 1,5mm durante a fabricação.

Estes dados são retirados da prática a partir da análise de procedimentos de montagem utilizados na indústria.

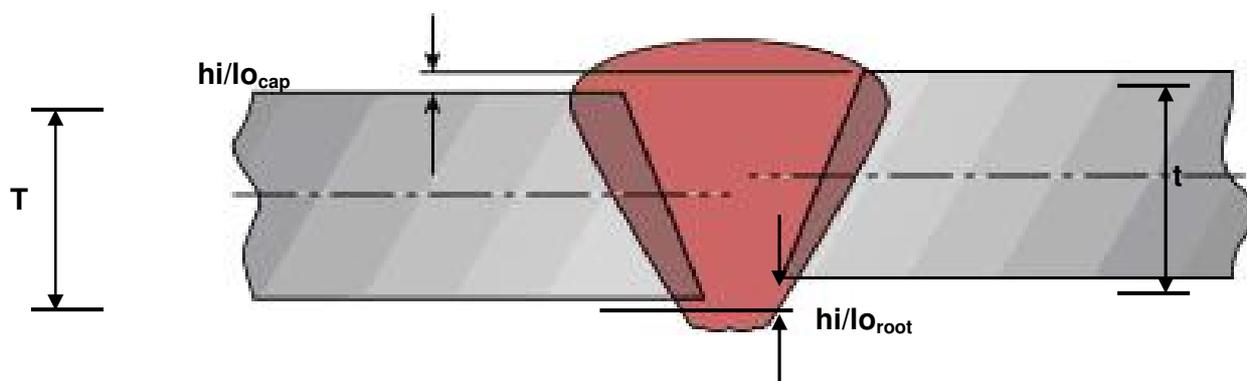


Figura 5.20: Desalinhamento em juntas soldadas de dutos submarinos.

O método de Neuber pode ser utilizado para determinar as tensões e deformações geradas por um certo valor de SCF.

O fator de concentração de tensões para aplicações em dutos submarinos são normalmente derivados de soluções elásticas. Desta forma, em regime elástico linear pode-se simplesmente multiplicar as tensões nominais pelo valor de SCF. Contudo, no caso de dutos submetidos a grandes deformações, utiliza-se o método de avaliação à fratura de nível 3 conforme indica a norma BS-7910:2005. Neste caso, as tensões locais podem estar em níveis mais elevados que a tensão de escoamento do material, e a deformação correspondente pode ocorrer uma parcela de deformação plástica. Os fatores de concentração de tensões para o material em

regime plástico deferem daqueles para o material em regime elástico linear. Para materiais em regime plástico os fatores de concentração de tensões e deformações deve ser considerado através do método de Neuber.

O método de Neuber pode ser definido pela seguinte equação:

$$\sigma \times \varepsilon = S \times e \times SCF^2 \quad (5.33)$$

SCF é o fator de concentração em regime elástico;

S é a tensão nominal sem efeitos de concentração de tensões;

e é a deformação nominal sem efeitos de concentração de tensões;

$\sigma$  é a tensão nominal incluindo efeitos de concentração de tensões;

$\varepsilon$  é a deformação nominal incluindo efeitos de concentração de tensões.

O método consiste em plotar duas curvas tensão deformação. A primeira gerada apenas pela tensão e deformação nominais, sem efeito do SCF. A segunda curva é gerada incluindo os efeitos de SCF. O ponto de interseção entre as duas curvas define os valores de tensão e deformação para um dado valor de SCF.

A norma DNV-RP-F108 recomenda que o acréscimo de tensão devido aos desalinhamentos seja aplicado como tensão de flexão, que será somada a tensão de membrana definida pela tensão nominal no elemento.

O gráfico abaixo ilustra o método de Neuber:

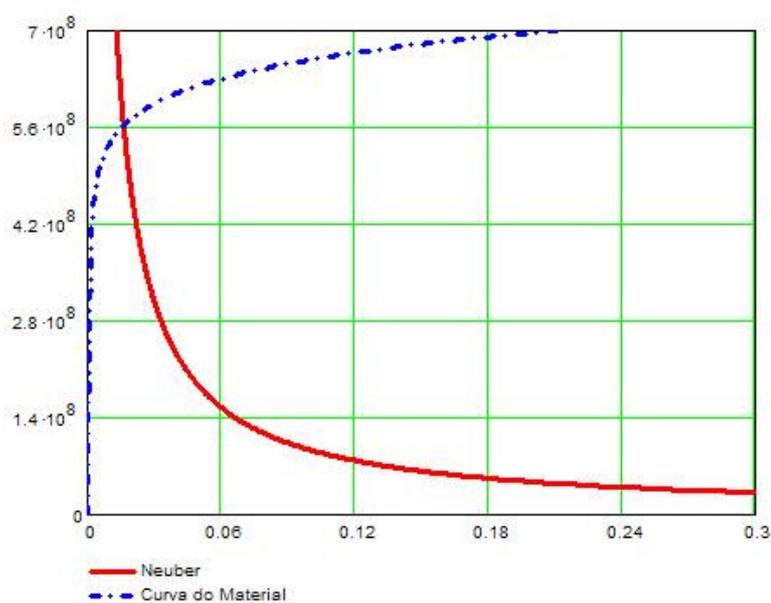


Figura 5.21: Determinação das tensões e deformações reais a partir do método de Neuber.

### 5.6.3 Soluções para determinação do fator de intensidade de tensão $K_I$

O cálculo do fator de intensidade de tensão, adotado para a avaliação à fratura do material, e da variação do fator de intensidade de tensão, adotado no cálculo de propagação de trincas, foram apresentados nos itens anteriores. Esta seção tem por objetivo apresentar a metodologia para se determinar os termos empregados nas equações de cálculo mostradas. Existem soluções para diversos tipos de defeitos publicadas no anexo M da norma BS7910:2005. Nem todas serão aplicáveis para o caso em estudo no presente trabalho. A norma BS7910:2005 tem por objetivo ser a mais abrangente possível, e não ser voltada para um tipo de estrutura específica.

Além das prescrições na norma, pode-se adotar alternativamente soluções obtidas a partir de análises em elementos finitos.

Observa-se que o valor do fator de intensidade de tensão varia ao longo da frente de propagação da trinca. Além disso, o valor máximo do fator de intensidade de tensão também é influenciado por outros fatores, tais como: geometria do elemento, dimensões da trinca, concentrações de tensão na superfície da trinca e tensões residuais existentes. Por esta razão fator de intensidade de tensão deve ser calculado para um determinado número de pontos ao longo da frente de propagação, ou maximizado através de cálculos iterativos.

As equações (5.24) e (5.25) são apresentadas no Anexo M da norma BS7910:2005 para a determinação do fator de intensidade de tensão. Estas estão reproduzidas abaixo para facilitar a visualização:

$$(Y\sigma)_p = Mf_w [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot (P_b + (k_m - 1)P_m)] \quad (5.34)$$

$$(Y\sigma)_s = M_m \cdot Q_m + P_b \cdot Q_b \quad (5.35)$$

Os termos  $M$  e  $f_w$  são respectivamente fatores de correção de abaulamento e de largura finita. Os termos  $M$  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.

$M$  é o fator de Folias que corrige os efeitos de abaulamento, geralmente associado a defeitos em cascas esféricas;

$f_w$  é o fator de correção de comprimento finito, que é significativo quando se trata de defeitos que possuem defeitos de grandes dimensões quando comparados a área da seção transversal do elemento;

$M_m$ ,  $M_b$  são os fatores de majoração de tensões de membrana e flexão que dependem da geometria da trinca.

$M_{km}$ ,  $M_{kb}$  são fatores de intensidade de tensão que levam em conta o perfil da solda empregada.

$k_{tm}$ ,  $k_{tb}$  é o fator de concentração de tensões de membrana/flexão;

$k_m$  é o fator de concentração de tensões devido ao desalinhamento

Os fatores de concentrações de tensão  $k_{tm}$ ,  $k_{tb}$  e  $k_m$  são levados em consideração no cálculo do fator de intensidade de tensão através do método descrito no item 5.6.2, e portanto não é necessário nenhuma anotação adicional a respeito destes.

A norma BS-7910:2005, em seu anexo M, define as equações dos termos  $M$ ,  $f_w$ ,  $M_m$ ,  $M_b$ ,  $M_{km}$  e  $M_{kb}$  para o cálculo do fator de intensidade de tensão para alguns casos de trincas comuns. Os casos adotados no presente estudo serão apresentados a seguir.

Considerando análises de fadiga em dutos submarinos, são selecionados neste trabalho dois casos de trincas comuns em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos:

**Caso 1:** Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura 5.22:

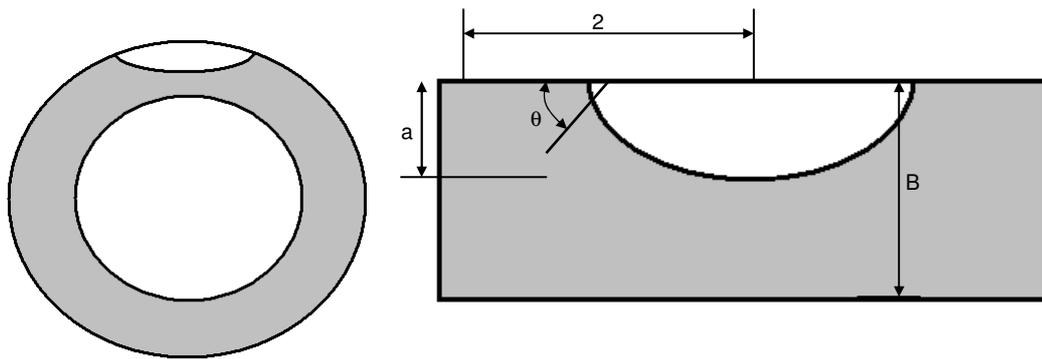


Figura 5.22: Trincas superficiais externas orientadas circunferencialmente – Caso 1.

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  $\frac{\pi}{2}$ .

Segundo o anexo M da norma BS7910:2005 no caso 1 deve-se aplicar a solução de placas planas desenvolvida por RAJU & NEWMAN, conforme item M.3.2 e detalhado a seguir.

(a) Fator de Folias (M):

$$M = 1$$

(b) Fator de correção de comprimento finito ( $f_w$ ):

$$f_w = \sqrt{\sec\left(\left(\frac{\pi c}{W}\right)\sqrt{\frac{a}{B}}\right)} \quad (5.36)$$

(c) Fatores de majoração de tensões de membrana ( $M_m$ ):

As seguintes condições são aplicáveis:

$$0 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$0 \leq \theta \leq \pi$$

$$\frac{a}{B} < 1,25\left(\frac{a}{c} + 0,6\right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,1 \quad (5.37)$$

$$\frac{a}{B} < 1, \text{ para } 0,1 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

O fator de majoração é dado pela seguinte equação:

$$M_m = \frac{\left[ M_1 + M_2 \left( \frac{a}{B} \right)^2 + M_3 \left( \frac{a}{B} \right)^4 \right] g \cdot f_\theta}{\Phi} \quad (5.38)$$

Os coeficientes  $M_1$ ,  $M_2$ ,  $M_3$ ,  $g$ ,  $f_\theta$  e  $\Phi$  são definidos pelas equações a seguir:

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \left( \frac{a}{c} \right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.39)$$

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}} \left( 1 + 0,04 \left( \frac{c}{a} \right) \right), \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$M_2 = \frac{0,89}{0,2 + \left( \frac{a}{c} \right)} - 0,54, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.40)$$

$$M_2 = 0,2 \left( \frac{c}{a} \right)^4, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \left( \frac{a}{c} \right)} + 14 \left( 1 - \left( \frac{a}{c} \right) \right)^{24}, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.41)$$

$$M_3 = -0,11 \left( \frac{c}{a} \right)^4, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$g = 1 + \left( 0,1 + 0,35 \left( \frac{a}{B} \right)^2 \right) (1 - \text{sen}\theta)^2, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.42)$$

$$g = 1 + \left( 0,1 + 0,35 \left( \frac{c}{a} \right) \left( \frac{a}{B} \right)^2 \right) (1 - \text{sen}\theta)^2, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$f_\theta = \left( \left( \frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \theta + \text{sen}^2 \theta \right)^{0,25}, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.43)$$

$$f_\theta = \left( \left( \frac{c}{a} \right)^2 \cos^2 \theta + \text{sen}^2 \theta \right)^{0,25}, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65}}, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.44)$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}}, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

(d) Fatores de majoração de tensões de flexão ( $M_b$ ):

O fator de majoração é dado pela seguinte equação:

$$M_b = HM_m \quad (5.45)$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \text{sen}^q \theta \quad (5.46)$$

Os coeficientes  $q$  e  $H_1$  são definidos pelas equações a seguir:

$$q = 0,2 + \left(\frac{a}{c}\right) + 0,6 \left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.47)$$

$$q = 0,2 + \left(\frac{c}{a}\right) + 0,6 \left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$H_1 = 1 - 0,34 \left(\frac{a}{B}\right) - 0,11 \left(\frac{a}{c}\right) \left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5$$

$$H_1 = 1 - \left[0,04 + 0,41 \left(\frac{c}{a}\right)\right] \left(\frac{a}{B}\right) + \left[0,55 - 1,93 \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 1,38 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}\right] \left(\frac{a}{B}\right)^2, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0 \quad (5.48)$$

O coeficiente  $H_2$  é definido pela seguinte equação:

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{a}{B}\right) + G_2 \left(\frac{a}{B}\right)^2 \quad (5.49)$$

Os coeficientes  $G_1$  e  $G_2$  são definidos pelas equações a seguir:

$$G_1 = -1,22 - 0,12 \left(\frac{a}{c}\right), \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.50)$$

$$G_1 = -2,11 + 0,77 \left(\frac{c}{a}\right), \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

$$G_2 = 0,55 - 1,05 \left(\frac{a}{c}\right)^{0,75} + 0,47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,5}, \text{ para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \quad (5.51)$$

$$G_2 = 0,55 - 0,72 \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 0,14 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}, \text{ para } 0,5 \leq \frac{a}{2c} \leq 1,0$$

**Caso 2:** Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente em cilindros submetidos a pressão interna e a carregamentos mecânicos, conforme a Figura 5.23.

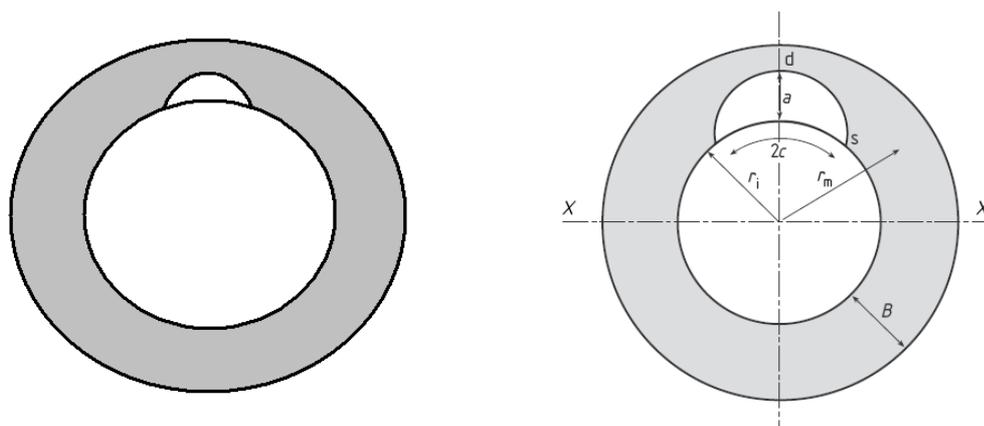


Figura 5.23: Trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente – Caso 2.

Segundo o anexo M da norma BS7910:2005 no caso 1 deve-se aplicar a solução de placas curvas, conforme item M.4.3 e detalhado a seguir.

(a) Fator de Folias (M):

$$M = 1$$

(b) Fator de correção de comprimento finito ( $f_w$ ):

$$f_w = 1$$

(c) Fatores de majoração de tensões de membrana ( $M_m$ ):

As seguintes condições são aplicáveis:

$$0 \leq \frac{a}{B} \leq 0,8$$

$$0,1 \leq \frac{a}{c} \leq 1 \tag{5.52}$$

$$0,1 \leq \frac{B}{r_i} \leq 0,2$$

O fator de majoração é calculado no ponto mais profundo da trinca  $M_m(d)$ , e no ponto mais próximo a superfície  $M_m(s)$ . Os valores dos coeficientes são definidos nas tabelas a seguir:

Tabela 5.8: Fatores de majoração de tensões de membrana ( $M_m$ )

<b>a/c = 1,0 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 1,0 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
<b>a/B</b>	<b>M<sub>m</sub>(d)</b>	<b>M<sub>m</sub>(s)</b>	<b>a/B</b>	<b>M<sub>m</sub>(d)</b>	<b>M<sub>m</sub>(s)</b>
0,0	0,663	0,729	0,0	0,663	0,729
0,2	0,667	0,681	0,2	0,667	0,681
0,4	0,670	0,706	0,4	0,670	0,706
0,6	0,686	0,733	0,6	0,686	0,733
0,8	0,702	0,764	0,8	0,702	0,764
<b>a/c = 0,5 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,5 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	0,896	0,697	0,0	0,896	0,697
0,2	0,999	0,731	0,2	1,004	0,731
0,4	1,031	0,801	0,4	1,030	0,801
0,6	1,121	0,889	0,6	1,124	0,889
0,8	1,148	0,993	0,8	1,192	0,993
<b>a/c = 0,2 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,2 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	1,059	0,521	0,0	1,059	0,521
0,2	1,168	0,617	0,2	1,144	0,617
0,4	1,375	0,835	0,4	1,318	0,835
0,6	1,599	1,048	0,6	1,517	1,048
0,8	1,803	1,255	0,8	1,782	1,255
<b>a/c = 0,1 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,1 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	1,103	0,384	0,0	1,103	0,384
0,2	1,219	0,482	0,2	1,214	0,482
0,4	1,529	0,700	0,4	1,382	0,700
0,6	1,939	0,981	0,6	1,661	0,981
0,8	2,411	1,363	0,8	2,031	1,363

(c) Fatores de majoração de tensões de flexão ( $M_b$ ):

O fator de majoração é calculado no ponto mais profundo da trinca  $M_b(d)$ , e no ponto mais próximo a superfície  $M_b(s)$ . Os valores dos coeficientes são definidos nas tabelas a seguir:

Tabela 5.9: Fatores de majoração de tensões de flexão ( $M_b$ )

<b>a/c = 1,0 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 1,0 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
<b>a/B</b>	<b>M<sub>b</sub>(d)</b>	<b>M<sub>b</sub>(s)</b>	<b>a/B</b>	<b>M<sub>b</sub>(d)</b>	<b>M<sub>b</sub>(s)</b>
0,0	0,663	0,729	0,0	0,663	0,729
0,2	0,574	0,623	0,2	0,582	0,623
0,4	0,327	0,528	0,4	0,334	0,528
0,6	0,140	0,431	0,6	0,117	0,431
0,8	-0,105	0,332	0,8	-0,099	0,332
<b>a/c = 0,5 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,5 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	0,896	0,697	0,0	0,896	0,697
0,2	0,731	0,628	0,2	0,735	0,628
0,4	0,504	0,563	0,4	0,503	0,563
0,6	0,306	0,502	0,6	0,305	0,502
0,8	0,014	0,445	0,8	0,027	0,445
<b>a/c = 0,2 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,2 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	1,059	0,521	0,0	1,059	0,521
0,2	0,870	0,623	0,2	0,851	0,623
0,4	0,736	0,591	0,4	0,698	0,591
0,6	0,561	0,556	0,6	0,515	0,556
0,8	0,269	0,519	0,8	0,253	0,519
<b>a/c = 0,1 ; B/r<sub>i</sub> = 0,1</b>			<b>a/c = 0,1 ; B/r<sub>i</sub> = 0,2</b>		
0,0	1,103	0,384	0,0	1,103	0,384
0,2	0,921	0,487	0,2	0,903	0,487
0,4	0,829	0,498	0,4	0,776	0,498
0,6	0,677	0,525	0,6	0,624	0,525
0,8	0,479	0,570	0,8	0,386	0,570

Quando uma trinca está situada em uma região de concentração de tensões, como uma junta soldada, é necessário incluir o efeito do campo de tensões locais no cálculo de  $K_I$ . A menos que a solução adotada de  $K_I$  já leve em conta este fator de concentração, como por exemplo no caso de ser obtido através de um modelo de elementos finitos, é necessário adotar o fator de correção  $M_k$  que é função do tamanho da trinca, geometria e carregamento aplicado. De modo geral, o fator de amplificação  $M_k$  é dado pela razão entre  $K_I$  para a condição com e sem concentração de tensões.

Assim,  $M_k$  normalmente decai com o aumento da profundidade ao longo da espessura da chapa. A figura a seguir ilustra o caso de uma solda de penetração total adotada no caso de dutos submarinos.

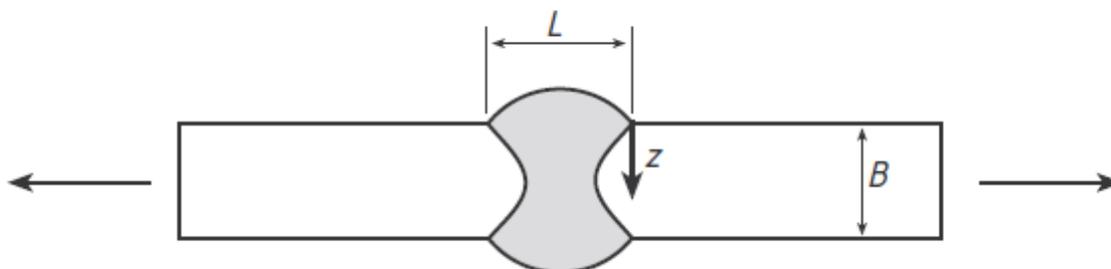


Figura 5.24: Junta soldada para determinação do fator  $M_k$ .

Os fatores de majoração de  $K_I$  são calculados para os carregamentos tipo membrana ( $M_{km}$ ) e flexão ( $M_{kb}$ ) e ambos são aplicados nas equações que definem o fator de intensidade de tensões.

A norma BS7910:2005 apresenta duas formulações distintas para determinação analítica de  $M_k$ . A primeira fornece resultados mais conservadores pois baseia-se em resultados de modelos de elementos finitos para estado plano 2D. A segunda, é baseada em uma modelagem 3D mais sofisticada, e por esta razão apresenta resultados mais refinados e com menos grau de conservadorismo. Contudo até a presente revisão da norma esta possui limitações geométricas na sua aplicação. Desta forma o presente item define os fatores de majoração através da análise 2D, considerando que os resultados aqui demonstrados são conservadores e de maior abrangência.

A solução a seguir é aplicável para o caso de juntas soldadas como mostrada na Figura 5.24.

$$M_k = v \left( \frac{z}{B} \right)^w \quad (5.53)$$

Onde o valor de  $M_k$  não deve ser menor do que 1.

Os coeficientes  $v$  e  $w$  são dados na tabela a seguir:

Tabela 5.10: Fatores de majoração de tensões ( $M_k$ )

Modo de Carregamento	L/B	Z/B	v	w
Membrana	$\leq 2$	$\leq 0,05 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,55}$	$0,51 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,27}$	- 0,31
		$> 0,05 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,55}$	0,83	$- 0,15 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,46}$
Flexão	$\leq 1$	$\leq 0,03 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,55}$	$0,45 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,21}$	- 0,31
		$> 0,03 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,55}$	0,68	$- 0,19 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,21}$
Membrana	$> 2$	$\leq 0,073$	0,615	- 0,31
		$> 0,073$	0,83	- 0,20
Flexão	$> 1$	$\leq 0,03$	0,45	- 0,31
		$> 0,03$	0,68	- 0,19

Como visto no item 5.6.1 a caracterização de defeitos para dutos submarinos pode ser feita apenas para o caso de defeitos externos, desde que seja seguido o processo de reclassificação de defeitos internos conforme mostrado no item 5.6.1.

Além disso, para o caso de dutos submarinos instalados em grandes profundidades e submetidos a altas temperaturas é comum o emprego de tubos sem costura, ou seja, sem a presença de soldas longitudinais.

Por esta razão, neste item serão mostrados apenas as recomendações fornecidas na norma BS7910:2005 para os defeitos superficiais, internos e externos em soldas circunferenciais. A Figura 5.25 abaixo ilustra a execução desse tipo de solda em um duto revestido.



Figura 5.25: Solda circunferencial em um duto submarino (Bureau Veritas).

## 6 EXEMPLO NUMÉRICO

### 6.1 VISÃO GERAL

O presente capítulo apresenta um exemplo numérico contemplando as diversas etapas que compõe um estudo completo de ECA. O objeto de estudo será um duto de exportação de gás de 10,75” de diâmetro externo e 11 km de extensão instalado através do método de *reeling*.

A metodologia se baseia na teoria da mecânica da fratura, e segue o procedimento proposto no capítulo anterior. Os requisitos específicos para o projeto de dutos submetidos a grandes deformações são baseados em prescrições de normas vigentes e em procedimentos empregados pela indústria.

As análises de propagação de trincas de fadiga e a análise de fratura instável utilizando a metodologia dos diagramas FAD será desenvolvida por meio do *software* CRACKWISE-versão 4.

A seguir serão apresentados os dados principais referentes ao projeto do duto.

#### 6.1.1 Dados geométricos, operacionais e propriedades mecânicas

A seguir são apresentados na **Erro! Fonte de referência não encontrada.** os dados geométricos, operacionais e propriedades mecânicas do duto submarino.

Tabela 6.1: Dados do duto submarino

<b>Parâmetro</b>	<b>Valores</b>	<b>Unidade</b>	<b>Notas</b>
Material	API 5L X-60	-	Tubo sem costura
Diâmetro externo	10,75	Inches	-
Espessura de parede	0,719	Inches	-
Sobreesspessura de corrosão	3.0	mm	-
Tensão de escoamento do material	414	MPa	-
Tensão última do material	517	MPa	-
Espessura do revestimento anti corrosivo	3.0	mm	3LPP
Densidade do revestimento anti corrosivo	900	kg/m <sup>3</sup>	
Densidade do aço	7850	kg/m <sup>3</sup>	-
Módulo de elasticidade	207000	MPa	-
Coeficiente de Poisson	0.3	-	-
Tolerância de fabricação na espessura	-8 to +18	%	-
Máximo valor do transiente de temperatura	40	°C	-
Máxima pressão interna	35	MPa	-

A espessura de parede a ser considerada deve ser menor do que a espessura nominal. Deve-se levar em conta os efeitos de perda de espessura devidos à corrosão interna, ou a variações durante a fabricação do tubo. Adota-se, portanto, o menor entre os seguintes valores:

$$\begin{aligned}
 t &= t_{\text{nom}} - \frac{1}{2} t_{\text{corr}} \\
 t &= t_{\text{nom}} - \text{tol}\% \times t_{\text{nom}}
 \end{aligned}
 \tag{6.1}$$

Onde:

$t_{\text{nom}}$  é a espessura nominal do tubo;

$t_{\text{corr}}$  é a sobre-espessura de corrosão;

tol% é a tolerância de fabricação.

A espessura utilizada portanto foi 16,8mm.

### 6.1.2 Propriedades do material

Para o estudo do ECA é necessário o levantamento das curvas tensão-deformação do material através de testes que representem de maneira fiel as condições ambientais e de carregamento em que o duto estará sujeito durante sua vida útil.

Desta forma, em se tratando de dutos instalados pelo método de *reel-lay* sabe-se que estes estarão sujeitos a ciclos de grandes deformações durante a fase de instalação. Por este motivo, as curvas tensão-deformação empregadas são oriundas de testes onde as amostras são submetidas a níveis semelhantes de deformação de forma que os efeitos de encruamento do aço estejam presentes.

A curva tensão-deformação utilizada no ECA não possui patamar de escoamento devido ao efeito de encruamento do material API X60. Esta curva é obtida em testes para as temperaturas de projeto para valores máximo e mínimos (*upper bound* e *lower bound*, respectivamente). A curva tensão deformação *upper bound* é utilizada na obtenção das tensões primárias durante o *reel-lay*. Conforme já mencionado, a metodologia da norma BS7910:2005 baseia-se no estudo de tensões. Durante o enrolamento o duto sofre deformações devidas à curvatura imposta pelo carretel de instalação, configurando claramente uma situação de deformação controlada. Neste caso, a deformação é conhecida no processo, porém não pode ser usada nos cálculos através da norma BS7910:2005. Portanto, deve-se obter os valores de tensões referentes à deformação no carretel, e para isso, adota-se a curva tensão-deformação *upper bound*, pois esta irá determinar conservadoramente os maiores valores de tensão primária.

A curva tensão-deformação *lower bound* é utilizada na construção do diagrama FAD para as demais fases de projeto (exceto *reeling*).

A Figura 6-1 abaixo mostra as duas curvas tensão-deformação obtidas em testes para o aço API X60.

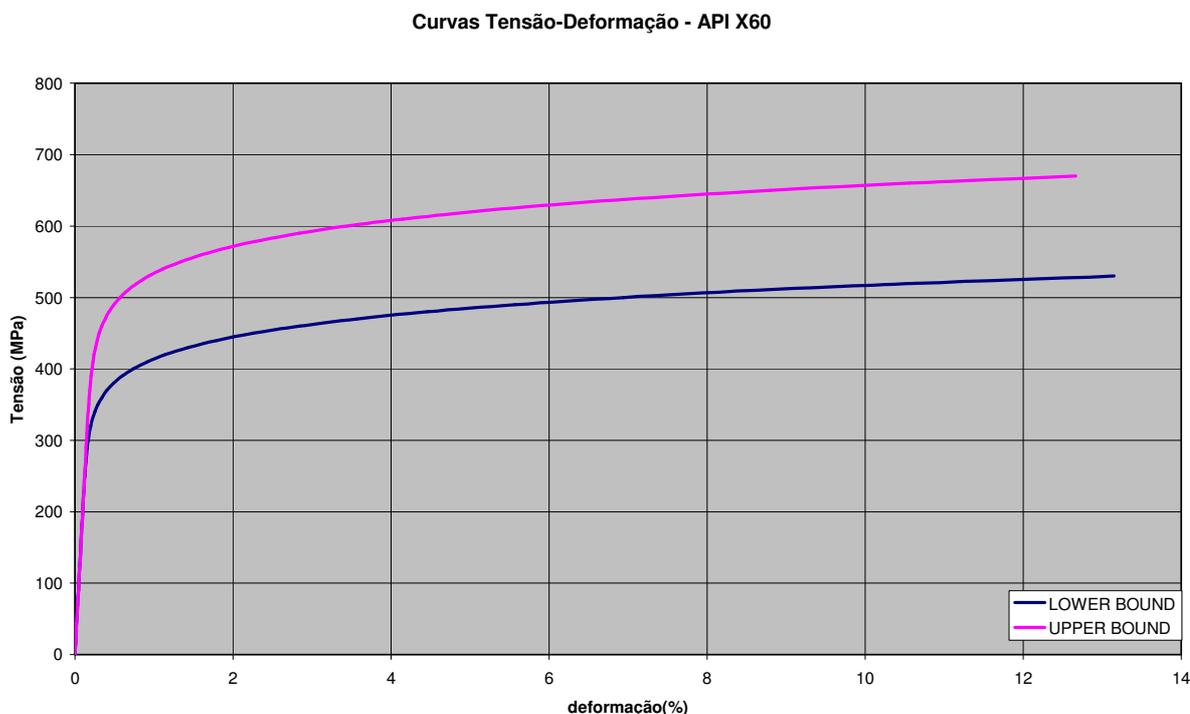


Figura 6.1: Curvas tensão-deformação.

A tenacidade à fratura do material é obtida a partir de testes, como descrito no item 5.4.3.

Testes do tipo SENT são utilizados para obter os parâmetros utilizados na mecânica da fratura elasto plástica. São levantadas curvas de resistência J-R (Figura 6.2) para a região da solda e da zona termicamente afetada. Este resultado é utilizado na avaliação de fratura de nível 3B através da metodologia do diagrama FAD. Um número mínimo de 3 testes devem ser executados, e a curva representativa é obtida a partir da menor delas.

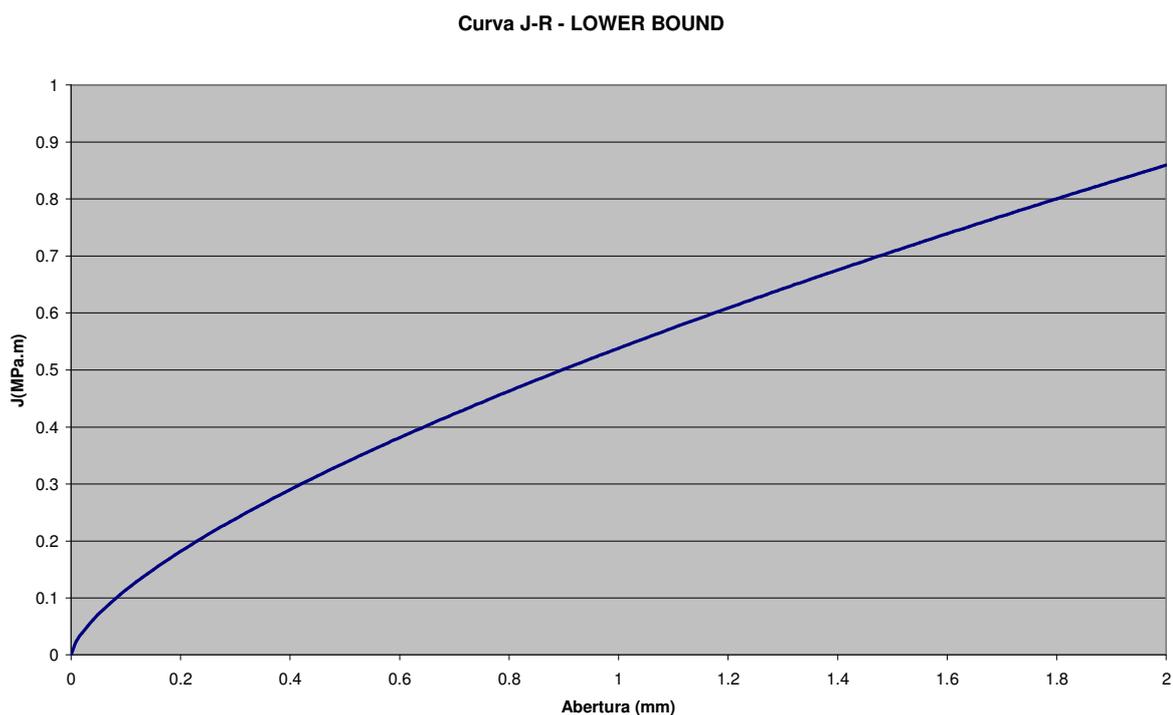


Figura 6.2: Curvas J-R – Lower Bound.

Testes do tipo SENB são utilizados para obter os parâmetros utilizados na mecânica da fratura linear elástica. Estes são feitos na mínima temperatura de projeto. Neste caso, o valor adotado foi  $-15^{\circ}\text{C}$  que corresponde a uma queda brusca de temperatura devida a um evento de descompressão da linha durante uma parada não programada. As amostras do tipo SENB devem ser submetidos às condições de carregamento de ambiente semelhantes às condições operacionais do duto. Assim, a amostra é submetidas a ciclos de deformação e variações de temperatura, além de ser imersa em solução com nível de corrosividade semelhante ao fluido transportado pelo duto.

Os resultados de tenacidade à fratura obtidos nos testes tipo SENB são mostrados na Tabela 6.2 a seguir

Tabela 6.1: Tenacidade à fratura - SENB

<b>Temperatura do Teste</b>	<b>CTOD</b>
-15 °C	0.047mm
0 °C	0.124mm

### 6.1.3 Desalinhamentos

Os fatores de concentração de tensões, causados por desalinhamentos, são avaliados de acordo com o item 5.6.2.

Assumindo que a relação entre as espessuras mínima e máxima possa ser determinada através da igualdade:

$$T = t + h_i / l_{o_{cap}} - h_i / l_{o_{root}} \quad (6.2)$$

O fator de concentração SCF pode ser calculado como mostrado na Tabela 6.3.

Tabela 6.2: SCF devido aos desalinhamentos

OD (mm)	Espessura Nominal (mm)	t (mm)	T (mm)	hi/lo <sub>root</sub> (mm)	hi/lo <sub>cap</sub> (mm)	L (mm)	SCF
273	18,3	18,3	19,5	1,5	2,75	16	1,26

### 6.1.4 Enrolamento (*Reeling*)

Este item sumariza as considerações adotadas para o cálculo da propagação de trincas sob efeitos de deformações plásticas durante a instalação do duto submarino através do método de *reel-lay*.

O estudo de ECA torna-se imperativo quando há dutos submetidos a grandes deformações plásticas acumuladas. Durante a operação de *reeling* as deformações usualmente ultrapassam os limites estabelecidos em norma e por este motivo deve-se estudar os efeitos de fratura dúctil.

O objetivo do ECA é a determinação do critério a ser utilizado para aceitação dos defeitos de soldagem encontrados nos ensaios não destrutivos. Para fins didáticos da ilustração do método, serão apresentados neste item, e nos subseqüentes, os procedimentos para a avaliação da fratura e fadiga para um critério de defeitos fornecido. Contudo vale ressaltar que esta não é a prática usual na aplicação do método, porém torna-se prático para ilustrar os conceitos envolvidos.



Figura 6.3: Embarcação de *reel-lay* durante o spooling da linha.

O duto de 10,75” do exemplo numérico será instalado por uma embarcação contendo um carretel de diâmetro 9m.

Deste modo, as deformações máximas encontradas podem ser obtidas através da equação:

$$\epsilon_{\text{reel}} := \frac{\frac{\text{OD}}{2}}{\frac{\text{OD}}{2} + R + t_c} \quad (6.3)$$

Onde:

OD é o diâmetro externo;

R é o raio do carretel;

$t_c$  é a espessura de revestimento.

De acordo com a norma DNV-RP-F108 são considerados dois eventos de deformação plástica durante o *reeling*. Um para o *spool-in* e outro para o *spool-out* da linha. Apenas ciclos de tração são considerados na análise uma vez que deformações compressivas tendem ao fechamento da trinca.

Os defeitos iniciais são atualizados após cada ciclo de deformação. Consequentemente o tamanho do defeito final só é obtido após o último ciclo.

A deformação em cada ciclo portanto será:

$$\epsilon_{\text{reel}} = \frac{\frac{273}{2}}{\frac{273}{2} + 9000 + 3} = 1,5\%$$

Nota-se que esta deformação é superior ao valor usual da deformação de escoamento do material. A curva tensão deformação *Upper Bound* (Figura 6.1) é adotada para determinar o valor da tensão equivalente de 556MPa.

A regra de Neuber é aplicada para se determinar qual a tensão equivalente a uma deformação de 1,5% mais os efeitos devidos ao SCF de 1,26. O gráfico da Figura 6-4 a seguir ilustra o procedimento.

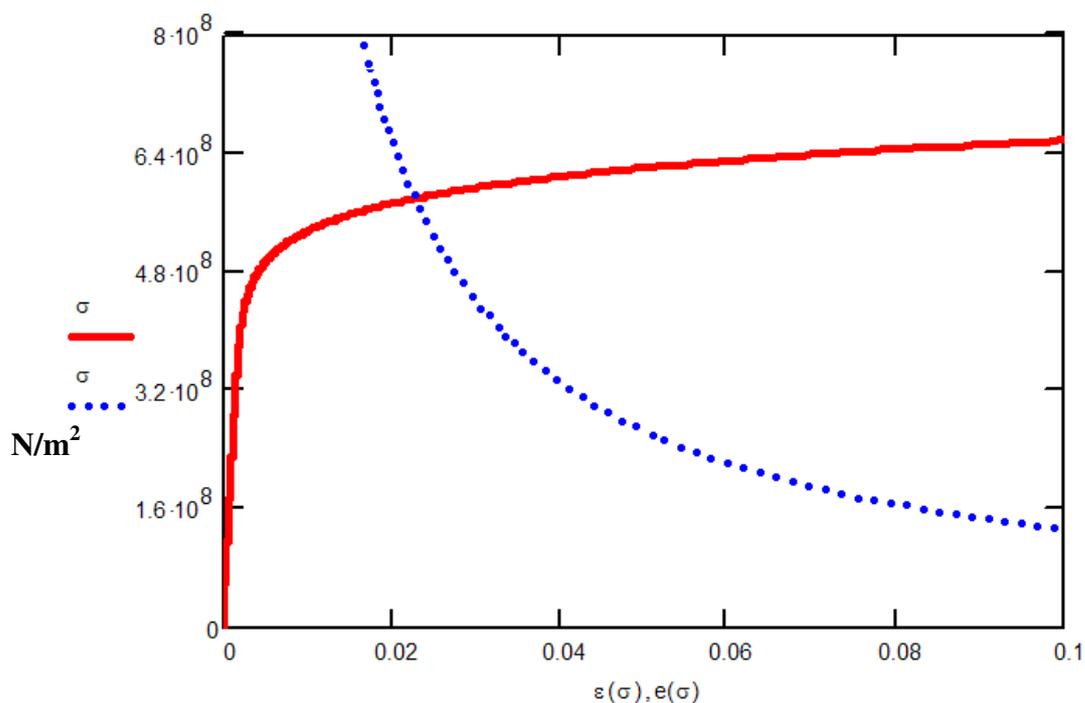


Figura 6.4: Tensão devida ao ciclo de *reel* com SCF – Regra de Neuber.

O valor é obtido a partir do cruzamento da curva de Neuber com o diagrama tensão deformação *Upper Bound*. O valor de cruzamento é 578MPa.

Desta forma, para a avaliação da fratura nível 3 adotam-se os seguintes valores de tensões primárias:

$P_m = 556 \text{ MPa}$  (Membrana)

$P_b = 578 - 556 = 22 \text{ MPa}$  (Flexão)

Através do software CRACKWISE é determinado o crescimento de defeitos durante a fase de *reeling* para dois ciclos de deformação. Os resultados estão mostrados na Tabela 6.4 abaixo.

Tabela 6.3: Defeitos pós soldagem a após *reeling*.

Critério de defeitos pós soldagem		Tamanho de defeitos após <i>reeling</i> (2 ciclos de deformação)	
Comprimento do Defeito (mm)	Altura do Defeito (mm)	Comprimento do Defeito (mm)	Altura do Defeito (mm)
100.00	1.71	100.04	1.93
50.00	1.85	50.07	2.04
30	2.1	30.21	2.28
20	2.4	20.44	2.57
15	2.89	15.88	3.06
13	3.4	14.38	3.57

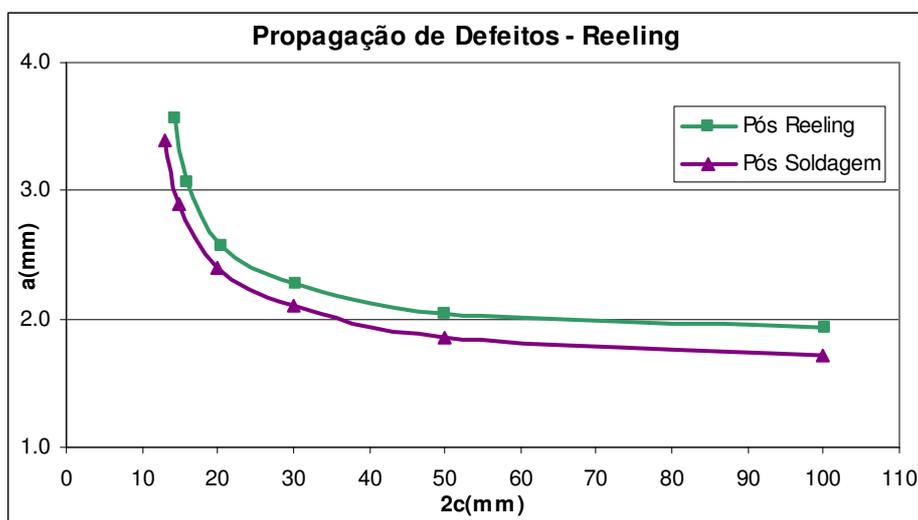


Figura 6.5: Defeitos pós soldagem após *reeling*

Os defeitos acumulados durante esta fase serão utilizados como ponto de partida para a próxima etapa.

Uma ilustração da montagem do diagrama FAD para o nível 3B e a determinação dos pontos de avaliação, é mostrada na Figura 6.6 abaixo. O

procedimento tem início com um defeito em condição instável (fora da curva). A medida que o defeito aumenta, aumenta também a tenacidade à fratura, e assim, os pontos migram para uma posição estável (dentro da curva).

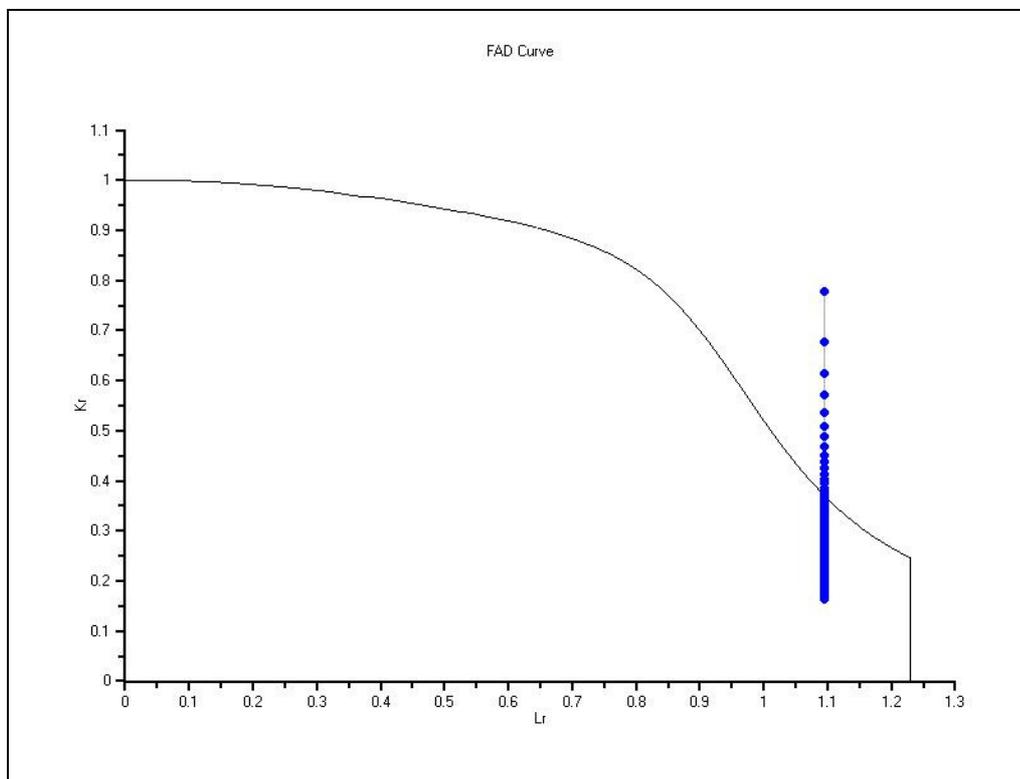


Figura 6.6: Exemplo de um diagrama FAD para o nível 3B – CRACKWISE.

### 6.1.5 Instalação

A fase posterior ao *reeling* é a instalação. Nesta etapa é considerado um evento crítico para a propagação de trincas onde o duto fica suspenso em catenária por um intervalo de tempo devido a uma parada durante a instalação. Esta parada pode ser não programada (acidente ou falha de componentes) ou programada (alteração de ângulo de rampa ou soldagem de flange de extremidade). Seja qual for o caso, durante o período de parada, os movimentos da embarcação e a ação das cargas ambientais irão gerar ciclos de variação de tensões ao longo da linha em catenária. Portanto, de acordo com a lei de Paris, haverá a propagação de trincas existentes nas soldas circunferenciais do duto.

A avaliação é feita com base na teoria da mecânica da fratura linear elástica, considerando que o defeito final da fase anterior é usado como ponto de partida para análise atual.

Para o caso de instalação, a lei de propagação de trincas assumida segue a lei de Paris, com valor de *threshold* de 2 MPa (m)<sup>0,5</sup>, conforme recomendado pela norma BS7910:2005. A condição ambiental adotada é a de corrosão no ar, referente a trincas superficiais existentes na superfície externa do duto. Esta condição ambiental pode ser considerada por se tratar de uma fase em que o duto permanece em contato com o ambiente corrosivo por um curto espaço de tempo, não havendo portanto efeitos significativos devidos ao ambiente marinho. Como o fluido interno é não corrosivo, não é imperativo analisar a condição de trincas internas, tendo em vista que a condição ambiental, neste caso, será bem menos severa (lei de propagação no ar). A taxa de propagação mais dois desvios padrões será utilizada por apresentar resultados mais conservadores que a lei de propagação média.

A seguir, na Figura 6.7, é apresentado um bloco de variações de tensão *versus* número de ciclos típico para um caso de parada de instalação de 12 horas. A Tabela 6.5 apresenta os valores numéricos correspondentes.

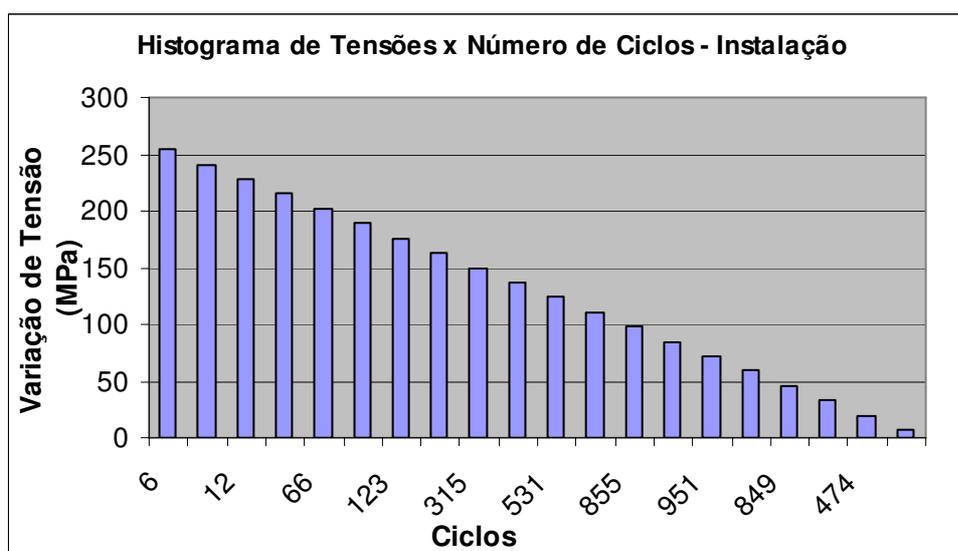


Figura 6.7: Histograma para Instalação – CRACKWISE.

As Tabelas 6.6 e a Figura 6.8 apresentam a comparação entre os tamanhos de altura (a) e comprimento (2c) de defeitos após reeling e instalação.

Tabela 6.4: Histograma para Instalação – CRACKWISE.

<b>Blocos de variação de tensão (MPa)</b>	<b>Ciclos neste bloco</b>
7	522
20	474
33	690
46	849
59	912
72	951
85	759
98	855
111	651
124	531
137	411
150	315
163	267
176	123
189	117
202	66
215	63
228	12
241	12
254	6
<b>Número total de ciclos em 12 h = 8586</b>	

Tabela 6.5: Defeitos após *reeling* e após instalação.

<b>Tamanho de defeitos após <i>reeling</i> (2 ciclos de deformação)</b>		<b>Tamanho de defeitos instalação (12 horas de parada)</b>	
<b>Comprimento do Defeito (2c) (mm)</b>	<b>Altura do Defeito (a) (mm)</b>	<b>Comprimento do Defeito (2c) (mm)</b>	<b>Altura do Defeito (a) (mm)</b>
100,04	1,93	100,19	2,59
50,07	2,04	50,50	2,69
30,21	2,28	31,28	2,81
20,44	2,57	22,00	3,07
15,88	3,06	17,91	3,57
14,38	3,57	16,76	4,08

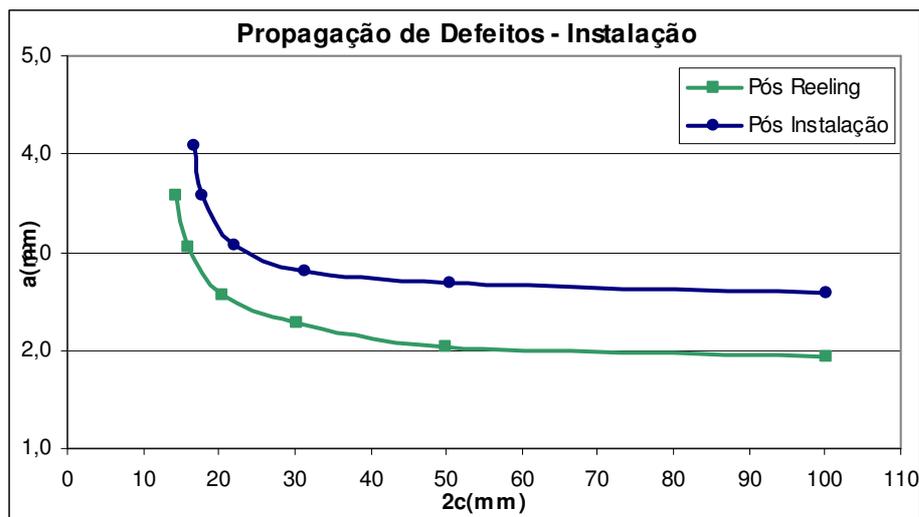


Figura 6.8: Defeitos após *reeling* e após instalação.

### 6.1.6 Operação

Após a fase de instalação deve-se considerar os efeitos de fratura e fadiga durante a operação da linha. As variações de pressão e de temperatura durante a vida útil geram efeitos de expansão, flambagem lateral e deslocamentos em geral, que produzem ciclos repetidos de tensão e deformação no duto. Estas variações são oriundas de paradas previstas durante a operação. Estas podem ser paradas parciais, quando há interrupção do fluxo e queda da temperatura do fluido, ou totais, quando a linha é deixada vazia para procedimentos de manutenção e inspeção. A Tabela 6.7 a seguir está apresentado um bloco de variação de tensão *versus* número de ciclos, típico para um duto de exportação de gás.

Tabela 6.6: Histograma para Operação – CRACKWISE.

Blocos de variação de tensão (MPa)	Ciclos neste bloco
180	100
<b>Total number of cycles = 100</b>	

O objetivo da análise é determinar qual o crescimento da trinca sob efeito dos ciclos de tensão operacionais, e com base nos tamanhos de defeitos encontrados, proceder com uma análise de fratura para determinar se a trinca é instável.

A avaliação é feita com base na teoria da mecânica da fratura linear elástica, considerando que o defeito final da fase anterior é usado como ponto de partida para análise atual.

Para o caso de operação, a lei de propagação de trincas assumida segue a lei de Paris, com valor de *threshold* de 2 MPa (m)<sup>0,5</sup>, conforme recomendado pela norma BS7910:2005. A condição ambiental adotada é a de corrosão em ambiente marinho com proteção catódica, referente a trincas existentes na superfície externa do duto. Como o fluido interno é não corrosivo, não é imperativo analisar a condição de trincas internas, tendo em vista que a condição ambiental neste caso será bem menos severa (lei de propagação no ar). A taxa de propagação mais dois desvios padrão será utilizada por apresentar resultados mais conservadores que a lei de propagação média.

A avaliação de fratura se dá através do nível 2B, de acordo com a norma BS7910:2005. Os valores de tensão primária devem ser adotados como os maiores valores possíveis de ocorrer em toda a fase operacional do duto. Com base neste critério, é possível assumir que as maiores tensões irão ocorrer durante o pico do primeiro ciclo de iniciação da linha. As tensões devidas à variação de temperatura na fase operacional são aplicadas como tensões de membrana. Adicionalmente deve-se calcular um valor de tensão de flexão com base no fator de concentração de tensões devido ao desalinhamento da junta. Os valores das tensões de membrana e de flexão são apresentados a seguir na Figura 6.9.

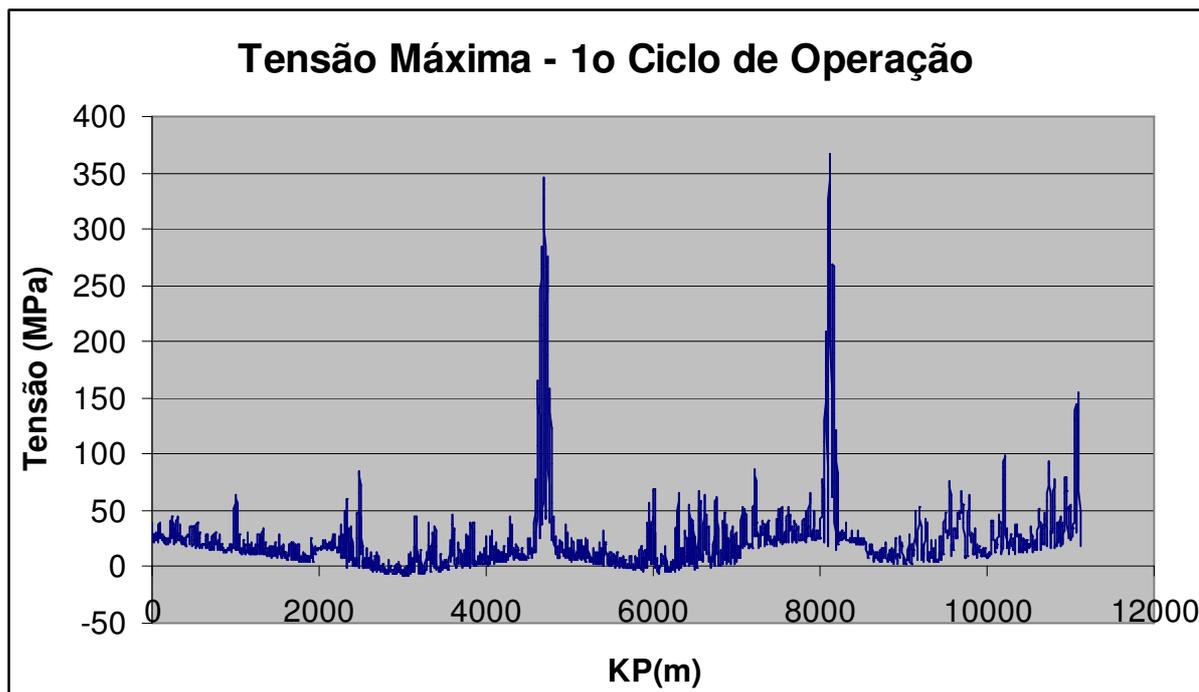


Figura 6.9: Tensões de Membrana – Máximo Operacional.

Tensão de Membrana:  $P_m = 367 \text{ MPa}$

Tensão de Flexão:  $P_b = 367 \times 0,26 = 95 \text{ MPa}$

Através do software CRACKWISE é determinado o crescimento de defeitos durante a fase de *operação*. Os valores de  $K_r$  e  $L_r$  são calculados para cada ciclo e plotados na curva FAD para determinar se a trinca é aceitável (Figura 6.11). Os resultados estão mostrados na Tabela 6.8 e na Figura 6.10 abaixo.

Tabela 6.7: Defeitos após *reeling* e após instalação.

Tamanho de defeitos instalação (12 horas de parada)		Tamanho de defeitos após operação (100 ciclos operacionais)	
Comprimento do Defeito (2c) (mm)	Altura do Defeito (a) (mm)	Comprimento do Defeito (2c) (mm)	Altura do Defeito (a) (mm)
100,19	2,59	100,30	2,89
50,50	2,69	50,78	2,98
31,28	2,81	31,76	3,04
22,00	3,07	22,63	3,29
17,91	3,57	18,70	3,78
16,76	4,08	17,67	4,30

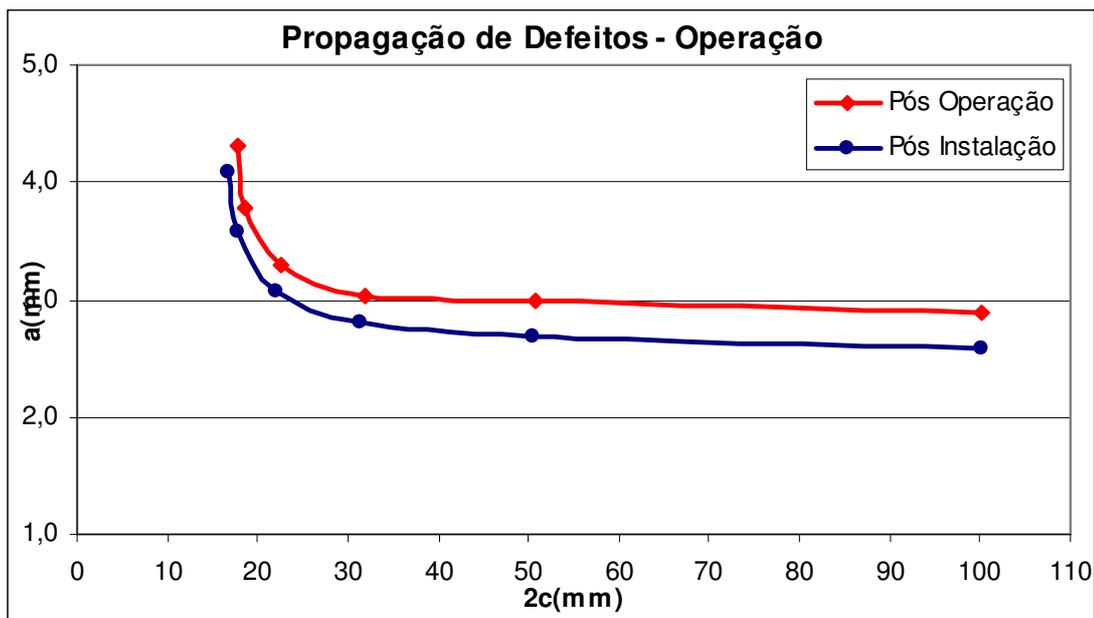


Figura 6.10: Defeitos após instalação e após operação

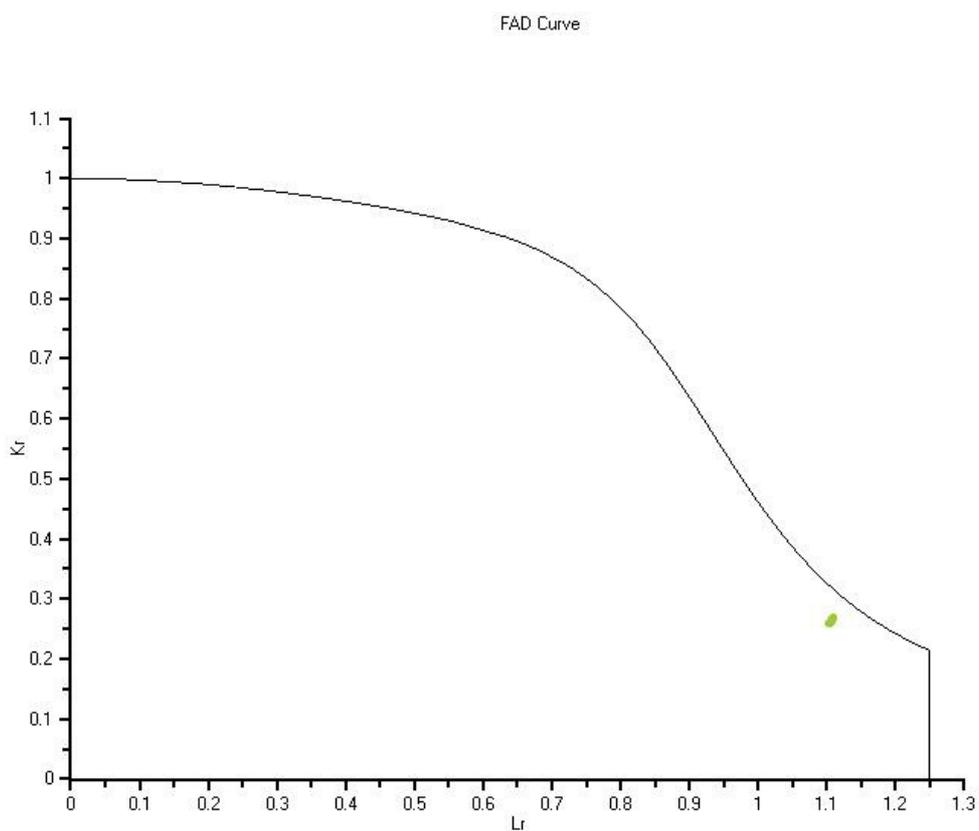


Figura 6.11: Exemplo de um diagrama FAD para o nível 3B – CRACKWISE.

Verifica-se pelos resultados apresentados que o tamanho dos defeitos apresentados ao final da vida útil do duto, após passar pelas fases de *reeling*, instalação e operação, ainda estão abaixo dos valores admissíveis de acordo com a avaliação do diagrama FAD. Desta forma, pode-se confirmar que o critério de soldagem apresentado na Tabela 6.3 atende aos requisitos da norma BS7910:2005, sendo necessário apenas descontar a imprecisão dos equipamentos para ensaios não destrutivos. Defeitos desta magnitude encontrados após a soldagem das juntas circunferenciais não afetarão a integridade estrutural do duto sob estas condições.

## 7 CONCLUSÃO

### 7.1 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente capítulo apresenta as principais considerações sobre as diversas etapas que compõem um estudo de ECA para dutos rígidos submarinos.

Os dutos rígidos submarinos são amplamente utilizados na indústria para transporte de fluidos oriundos da produção de petróleo no fundo do mar. Estes são fabricados em aço e compostos por segmentos de tubos unidos por emendas circunferenciais soldadas.

Uma das principais questões envolvendo o projeto de um duto rígido submarino diz respeito ao método de instalação. Com a necessidade de se produzir a profundidades cada vez maiores, a instalação torna-se um aspecto de suma importância no custo do empreendimento, podendo por vezes até mesmo inviabilizar tecnicamente uma rota proposta.

Dentre os diversos métodos de instalação existentes no presente trabalho o enfoque foi dado ao método de *reel lay* onde grandes comprimentos de dutos são armazenados em carretéis e levados a bordo de navios de lançamento. Este método é vantajoso pois permite a instalação de muitos quilômetros de duto com uma única campanha de um navio de lançamento. Em contrapartida, quando enrolado nos carretéis os dutos são submetidos a altas deformações plásticas, que alteram as propriedades dos materiais, e podem causar a fratura dúctil caso existam trincas nas juntas soldadas.

Desta forma, através da mecânica da fratura, pode-se estudar o comportamento das juntas soldadas contendo trincas após a sua fabricação, quando submetidas a variações cíclicas de tensão e deformação ao longo da vida útil do duto.

A Mecânica da Fratura permite caracterizar as propriedades de propagação de trincas por fadiga dos materiais. A norma BS7910:2005 apresenta o conceito de Avaliação Crítica de Engenharia (ECA – *Engineering Critical Assessment*). Este método baseia-se na teoria da Mecânica da Fratura e fornece procedimentos para calcular a vida em fadiga de estruturas metálicas com defeitos, e de avaliar se uma dada trinca permanece estável quando submetida a um certo campo de tensões aplicadas.

A análise de fadiga simula a propagação de trincas sob a aplicação dos carregamentos cíclicos. São utilizadas leis de propagação de trinca que relacionam o crescimento do defeito ( $dA/dN$ ) com a variação do fator de intensidade de tensão ( $\Delta K_I$ ). Estas leis baseiam-se nos materiais empregados, nas condições ambientais e no tipo de carregamento.

A análise de fratura baseia-se na utilização dos diagramas de avaliação ou FAD (*Fracture Assessment Diagram*). A norma BS7910:2005 especifica diferentes níveis de avaliação. Os níveis 2 e 3 são aplicados no presente trabalho para a avaliação de um duto rígido submarino. O nível 2 é utilizado para determinar se um defeito com determinada dimensão permanece estável, e está baseado na teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica. A caracterização da força motriz é dada pelo fator de intensidade de tensão  $K$  e à resistência a fratura do material pela tenacidade à fratura. O nível 3 é apropriado para materiais dúcteis que exibem crescimento estável de trincas. Este permite avaliar o comportamento de defeitos que atingem um valor limite porém permanecem estáveis, caso os efeitos de plasticidade e a resistência ao crescimento de trincas apropriada sejam levados em conta. O procedimento baseia-se na Mecânica da Fratura Elasto Plástica.

No presente estudo foi proposto um procedimento para avaliar os problemas combinados de fratura e fadiga para dutos instalados com métodos que resultam em grandes níveis de deformação plástica (método de *reel lay*).

Através da implementação do método proposto no fluxograma de avaliação mostrado no Capítulo 5, pode-se avaliar de maneira precisa o crescimento dos defeitos limites permitidos após a soldagem para todas as fases da vida útil de um duto rígido. Pode-se também comprovar, através da implementação de um caso numérico, que estes defeitos permanecem estáveis após a fase de operação, pois

os resultados apresentados no FAD estão abaixo dos limites críticos para o tamanho de defeitos apresentado.

Desta forma, ao implementar o procedimento proposto no presente trabalho, o critério de aceitação de soldas é considerado seguro, e pode ser utilizado na fabricação dos dutos após proceder às devidas correções para descontar as imprecisões dos equipamentos de ensaios não destrutivos.

## 7.2 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Devido à natureza dos carregamentos ser aleatória ou de difícil previsão, sugere-se o desenvolvimento de uma metodologia probabilística para avaliação dos valores extremos de esforços utilizados na verificação do efeito combinado de fratura e colapso plástico através do FAD. Além disso, o valor de tenacidade à fratura também possui grande variabilidade se quando medido em diferentes regiões, como a zona termicamente afetada na região de solda. Os métodos empregados no presente trabalho consideram conservadoramente a adoção dos piores cenários. No caso dos carregamentos, seleciona-se os maiores, e no caso da tenacidade o menor valor. Este procedimento pode acarretar em hipótese extensivamente conservadoras, e assim, onerar os procedimentos de soldagem no que diz respeito a reparos. Desta forma sugere-se:

- Desenvolvimento de modelos de elementos finitos para determinar soluções mais detalhadas para a obtenção das tensões de referência para o caso de dutos rígidos.

Para alguns casos de caracterização de defeitos, como por exemplo defeitos internos, não há na norma soluções analíticas específicas para a geometria de um duto rígido.

- Implementação de facilidades computacionais de maneira a calcular o fator de desalinhamento e eventuais interações entre defeitos planares.

## 8 BIBLIOGRAFIA

American Petroleum Institute API1104. *Welding of Pipelines and Related Facilities*, November, 2005.

American Petroleum Institute API579. *Recommended Practice for Fitness for Service*, January, 2000.

American Petroleum Institute API RP 1111. *Design, Construction, Operation and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)*, July, 1999.

ANDERSON, T. L., *Fracture Mechanics*. 3<sup>rd</sup> Edition. Taylor & Francis, CRC Press; 2005.

BAI, Y, *Pipelines and Raisers*. 2<sup>nd</sup> Edition. Oxford, UK: Elsevier's Science & Technology; 2001.

BASTIAN, Luis Fernando. *Mecânica da Fratura*. Rio de Janeiro: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Rio de Janeiro/UFRJ/COPPE, 1978.

BAXTER, MADDOX, PARGETER, *Corrosion Fatigue Behaviour of Welded Risers and Pipelines*. OMAE 2007-29360.

BRANCO, C. M., FERNANDES, A. A., CASTRO, P. M. S. T., *Fadiga de Estruturas Soldadas*. 1<sup>rd</sup> Edition. Fundação Calouste Gulbenkian; 1986.

British Standard . *BS7910. Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures*, 1999.

British Standard . *BS7448-1. Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 1*, 1991.

BUITARGO, WEIR, KAN, HUDAK, McMASTER, *Effects of Loading Frequency on Fatigue Performance of Risers in Sour Environment*. OMAE 2004-51641.

BUITARGO, BAXTER, HUDAK, *High-Cycle and Low-Cycle Fatigue Resistance of Girth Welds in Sour Service*. OMAE 2008-57545.

CRACKWISE, TWI, versão 4.0, 2005.

Det Norske Veritas . *DNV-OS-F101. Submarine Pipeline Systems*, January, 2000.

Det Norske Veritas . *DNV-RP-F108. Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain*, January 2006.

Det Norske Veritas . *DNV-RP-C203. Fatigue Design of Offshore Steel Structures*, August, 2005.

Det Norske Veritas . *DNV-RP-F105. Free Spanning Pipelines*, February, 2006.

GRIFFITH, A. A., *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London; 1920.

GUO, B, SONG, S, CHACKO, J, GHALAMBOR, A, *Offshore Pipelines*. 1<sup>st</sup> Edition. Oxford, UK: Elsevier's Science & Tecnology; 2005.

IRWIN, G. R., *Fracture Dynamics, Fracturing of Metals*, 1948, pp. 147-166.

LUK, WANG, *ECA Methodology for Fatigue Design of Risers and Flowlines*. OMAE 2007-29066.

MASSA, A. L. L. *Contribuição ao Estudo de Flambagem em Dutos Rígidos Submarinos Conduzindo Fluidos Aquecidos*. Rio de Janeiro, 2003. 104p. Dissertação. Programa de Engenharia Civil, COPPE - Universidade Federal Rio de Janeiro.

MEGGIOLARO, M. A. e CASTRO, J. T. P. *Equacionamento da Curva de Propagação de Trincas por Fadiga*. 2<sup>o</sup> Congresso Internacional de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais, ABM, 1997.

OROWAN, E., *Fracture Strenght of Solids. In Report on Progress in Physics*. Physical Society of London, 1949, Vol. 12.

PALMER, A. C., KING, R. A., *Subsea Pipeline Engineering*. PennWell; 2004.

PETROBRAS, THOMAS, J. E., *Fundamentos da Engenharia do petróleo*. 2<sup>a</sup> Edição. Interciência; 2004.

TWI, *Structural Integrity Assessment – Practical application of BS 7910 procedures for the assessment of flaws in metallic structures (ATC 65)*.

TIRANT, P. L., *Seabed Reconnaissance and Offshore Soil Mechanics for the Installation of Petroleum Structures*. Institut Français du Pétrole Publications; 1979.

VOSIKOVSKY, MACECEK, ROSS, *Allowable Defect Sizes in a Sour Crude Oil Pipeline for Corrosion Fatigue Conditions*. Ind. J. Pres. Ves. & Piping.

WESTERGAARD, H. M., *Theory of Elasticity and Plasticity*, Harvard University Press, 1964.