

DOUGLAS ALVES DOS SANTOS

**AVALIAÇÃO À FRATURA DUCTIL EM DUTOS CONTENDO TRINCAS  
CIRCUNFERENCIAIS INSTALADOS PELO MÉTODO CARRETEL**

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

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

**Niterói**

**2011**

DOUGLAS ALVES DOS SANTOS

**AVALIAÇÃO À FRATURA DUCTIL EM DUTOS CONTENDO TRINCAS  
CIRCUNFERENCIAIS INSTALADOS PELO MÉTODO CARRETEL**

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

Aprovada em Setembro de 2011

**BANCA EXAMINADORA**

---

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

---

Prof. Elson Antônio do Nascimento, Dsc.  
Universidade Federal Fluminense

---

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

**Niterói**

**2011**

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus, que indubitavelmente proveu-me determinação e disciplina, para alcançar esse objetivo e superar todas as dificuldades encontradas.

Ao prezado orientador Nelson Szilard, pela orientação dedicada e fundamental, para a realização deste trabalho.

Aos Engenheiros João Gouveia, Luiz Carlos Largura e Guilherme Carvalho, pelo apoio, atenção dispensada e conhecimentos transmitidos.

Aos colegas de trabalho Henri Ndione e Steve Maior pelo incentivo e suporte na utilização do software ANSYS, Inc.

Aos meus pais, minha querida irmã e demais familiares, pelo incentivo e compreensão.

Dedico este trabalho à Luana,  
minha querida esposa, sem cujo apoio  
não conseguiria realizá-lo.

## RESUMO

Durante o lançamento de um duto submarino pelo método carretel, a conformação em torno do carretel e a retificação para lançamento resulta em deformações plásticas relativamente grandes, de 1 a 3%. Essas deformações plásticas podem comprometer de forma severa a resistência à fratura do material, especialmente na região da solda. Nestas regiões, a deformação plástica pode induzir nucleação e formação de microdefeitos com impacto potencialmente deletério sobre a resistência à fratura do material. Por esta razão, o desenvolvimento de procedimentos para avaliação do impacto destes defeitos, sobre a integridade estrutural de dutos submetidos à flexão, assume grande relevância. O presente trabalho apresenta uma visão geral das metodologias abordadas para avaliação de fratura. Para isso, são descritos conceitos e recomendações das normas BS7910:2005 e DNV-RP-F108, além de práticas consolidadas no que diz respeito a mecânica da fratura computacional. Por fim o trabalho compara forças motrizes e tensões de referência obtidas por duas abordagens distintas, o método de elementos finitos (MEF) e o software CRACKWISE, o qual compila os conceitos da norma BS7910:2005. Além disso, é avaliada a possibilidade de crescimento do defeito bem como de colapso plástico pelo método de elementos finitos. Os resultados são então comparados com os obtidos por GOUVEIA (2009), o qual utilizou em sua avaliação o nível 3B da norma BS7910:2005.

**Palavras Chaves:** Força Motriz, fratura, bobinamento.

## **ABSTRACT**

During pipelaying by reel method, the conformation around the reel and rectification for release, results in relatively large plastic deformation, 1 to 3%. These plastic deformations can compromise severely the fracture toughness of the material, especially in the weld region. In these regions, plastic deformation can induce nucleation and formation of micro defects with potentially deleterious impact on the fracture toughness of the material. For this reason, the development of procedures for evaluating the impact of these defects on the structural integrity of pipes subjected to bending, takes great relevance. The present work presents an overview of methodologies addressed for fracture evaluation. In this regard, concepts and recommendations from BS7910:2005 and DNV-RP-F108 standards are described, besides the consolidated practices in respect to computational fracture mechanics. Finally, this work compares crack driving forces and reference stresses obtained by two different approaches, the finite element method (FEM) and CRACKWISE software, which compiles the concepts of BS7910:2005 standard. In addition, it is evaluated the possibility of defect growth and plastic collapse by finite element method. The results are then compared with those obtained by GOUVEIA (2009), who used in his assessment the level 3B from BS7910:2005 standard.

**Key Words:** Crack driving force, fracture, reeling.

## ÍNDICE

<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>12</b>
1.1 OBJETIVO	13
1.2 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	13
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>15</b>
2.1 A INSTALAÇÃO PELO MÉTODO CARRETEL	15
2.2 MECÂNICA DA FRACTURA	17
2.2.1 Conceitos Iniciais	17
2.2.2 Resistência coesiva dos metais	18
2.2.3 Teoria de Griffith	23
2.2.4 Modificação da teoria de Griffith	27
2.2.5 Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)	28
2.2.6 Modos de abertura na ponta da trinca	29
2.2.7 Fator de intensidade de tensão	29
2.2.8 Zona Plástica na ponta da trinca	34
2.3 MECÂNICA DA FRACTURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)	36
2.3.1 Conceitos iniciais	36
2.3.2 Fratura Frágil e Fratura Dúctil	36
2.3.3 Abertura na Ponta da trinca (CTOD)	38
2.3.4 A Integral J	40
2.3.5 Curvas de Resistência ao Rasgamento Dúctil	41
<b>3 METODOLOGIAS DAS NORMAS APLICÁVEIS Á MECÂNICA DA FRATURA</b>	<b>43</b>
3.1 A NORMA BS7910: 2005	43
3.1.1 Tensões a considerar	45
3.1.2 Tensão Primária (P)	46
3.1.3 Tensão Secundária (Q)	47
3.1.4 Tensões em descontinuidades estruturais	47
3.1.5 Tenacidade a Fratura	48
3.1.6 Níveis de Avaliação	54
3.1.7 Avaliação à Fratura - Nível 1	55
3.1.8 Avaliação à Fratura - Nível 2	59
3.1.9 Avaliação à Fratura - Nível 3	62
3.2 A DNV-RP-F108 E OS ESPÉCIMES SENT	64
3.2.1 Dimensões do Espécime	65
<b>4 MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL</b>	<b>67</b>
4.1 VISÃO GERAL	67
4.2 O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS (MEF)	67
4.3 RECOMENDAÇÕES NA APLICAÇÃO DO MEF À FRATURA	70

<b>5 EXEMPLO ILUSTRATIVO</b>	<b>76</b>
5.1 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA.....	76
<b>5.1.1 Propriedades do duto submarino</b> .....	<b>77</b>
<b>5.1.2 Dados do Material</b> .....	<b>77</b>
<b>5.2.3 Deformação Imposta ao Duto</b> .....	<b>79</b>
5.2 FORÇA MOTRIZ (CTOD) PELO CRACKWISE .....	80
5.3 FORÇA MOTRIZ (CTOD) PELO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS .....	81
<b>5.3.1 Dimensões do Corpo de Prova</b> .....	<b>81</b>
<b>5.3.2 O Modelo de Elementos finitos</b> .....	<b>82</b>
<b>5.3.3 Obtenção da Curva CTOD – Deformação</b> .....	<b>83</b>
5.4 COMPARAÇÃO ENTRE AS FORÇAS MÓTRIZES (CTOD), MEF E BS-7910 ...	85
5.5 AVALIAÇÃO DA POSSIBILIDADE DE CRESCIMENTO DO DEFEITO.....	86
5.6 AVALIAÇÃO DA TENSÃO DE REFERÊNCIA .....	87
<b>5.6.1 Tensão de referência pela BS7910:2005</b> .....	<b>88</b>
<b>5.6.2 Tensão de referência pelo MEF</b> .....	<b>88</b>
5.7 COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS DE MATERIAL.....	90
<b>6 CONCLUSÃO</b>	<b>92</b>
6.1 CONSIDERAÇÕES FINAIS .....	92
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	94
<b>BIBLIOGRAFIA</b>	<b>95</b>



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1: Navio de lançamento pelo método carretel .....	16
Figura 2.2: Efeito Bauschinger durante bobinamento .....	17
Figura 2.3: Variação das forças coesivas em função da distância entre os átomos .	19
Figura 2.4: Modelo de trinca elíptica .....	21
Figura 2.5: Balanço de energia de Griffith (ANDERSON, 1995) .....	24
Figura 2.6: Modelo de GRIFFITH (ANDERSON, 1995) .....	24
Figura 2.7: Modos de abertura de trinca (ANDERSON, 1995) .....	29
Figura 2.8: Tensões em torno da trinca (HERTZBERG, 1995) .....	31
Figura 2.9: Variação das tensões na extremidade da trinca com a distância r.....	32
Figura 2.10: Fractografias representativas de fratura frágil (a) Fractografia de superfície de fratura (b) MEV, magnificação X500 .....	37
Figura 2.11: Fractografias representativas de fratura ductil (a) Fractografia de superfície de fratura (b) MEV, magnificação X500 .....	38
Figura 2.12: Abertura na ponta da trinca.....	39
Figura 2.13: (a) Deslocamento da ponta da trinca original (b) Deslocamento na interseção do vértice de 90° na ponta da trinca .....	39
Figura 2.14: Contorno Arbitrário em torno da ponta da trinca .....	40
Figura 2.15: Esquema de curva de resistência indicando os estágios de crescimento do defeito.....	42
Figura 3.1: Fatores que influem na integridade estrutural .....	45
Figura 3.2: Exemplo de Linearização de tensões primárias ou secundárias de defeitos superficiais.....	46
Figura 3.3: Tipos de corpos de prova utilizados em testes de tenacidade à fratura..	49
Figura 3.4: Prensa hidráulica para ensaio de tenacidade com corpo de prova SENB. ....	50
Figura 3.5: Modelo para determinação do CTOD em um corpo de prova SENB. ....	51
Figura 3.6: Energia de deformação acumulada.....	52
Figura 3.7: Representação de uma curva de resistência J-R para um material dúctil. ....	53
Figura 3.8: Procedimento de avaliação à fratura através do diagrama FAD. ....	55
Figura 3.9: Diagrama FAD – Nível 1. ....	56
Figura 3.10: Diagrama FAD – Nível 2A. ....	60
Figura 3.11: Diagrama FAD – Nível 2B. ....	61
Figura 3.12: Diagrama FAD – Nível 3. ....	63
Figura 3.13: Dimensões para Espécime SENT .....	65
Figura 3.14: Relação entre a Orientação da Trinca e do Espécime .....	66
Figura 4.1: Coordenadas Local e Global para um elemento bidimensional .....	68
Figura 4.2: Degeneração de Elemento Quadrilátero para triangular .....	72
Figura 4.3: Degeneração de Elemento Hexaédrico em uma aresta.....	72

Figura 4.4: Elementos na ponta da trinca para análises elástica e elastoplástica.....	72
Figura 4.5: Medição da abertura na ponta da trinca (CTOD) .....	73
Figura 4.6: Bandas de deformação plástica .....	74
Figura 4.7: Malha na Ponta da trinca para uma Análise de Grandes Deformações..	75
Figura 5.1: Curvas Tensão – Deformação (API X-60).....	78
Figura 5.2: Resultado para um ponto gerado na curva FAD (CRACKWISE) .....	80
Figura 5.3: Ponto crítico – exatamente sobre a curva FAD.....	81
Figura 5.4: Curva CTOD – Deformação nominal (CRACKWISE).....	81
Figura 5.5: Dimensões do corpo de prova .....	82
Figura 5.6: Malha na região da trinca.....	83
Figura 5.7: Medição da abertura na ponta da trinca.....	84
Figura 5.8: Curva CTOD – deformação nominal (MEF) .....	85
Figura 5.9: Curvas de força motriz (MEF e BS-7910) .....	85
Figura 5.10: Curva CTOD-Deformação (MEF) .....	86
Figura 5.11: Contornos de tensões de Von Mises à frente da trinca.....	89
Figura 5.12: Linearização das Tensões no Ligamento Remanescente.....	89
Figura 5.13: Forças Motrizes (CTOD) Upper Bound e Lower Bound .....	90

## ÍNDICE DE TABELA

Tabela 5.1: Avaliação Fratura no reeling (GOUVEIA, 2009) .....	76
Tabela 5.2: Dados do duto submarino .....	77
Tabela 5.3: Parâmetros para as curvas Ramberg-Osgood .....	79

## **INTRODUÇÃO**

A expansão da demanda mundial de energia tem motivado a necessidade de exploração de gás e petróleo em águas profundas. A expectativa de exploração da camada pré-sal reforça a necessidade de instalação de novas linhas de dutos submarinos para o escoamento dos produtos. Os dutos submarinos rígidos são usados nos sistemas de coleta alternativamente aos dutos flexíveis, principalmente em águas profundas, tendo em vista o relativo baixo custo, grandes diâmetros e maior capacidade estrutural quando comparado aos flexíveis.

A integridade estrutural destas linhas de dutos durante a instalação é assegurada por meio da consideração de requisitos de códigos internacionais.

Existem diversos métodos de instalação, o mais eficiente deles é o método carretel (“Reel Method”) que permite que as etapas de soldagem e inspeção de longos trechos sejam realizadas em terra, reduzindo custos, tempos e amplificando significativamente a qualidade das juntas soldadas de topo. Tais trechos são então enrolados em carretéis de grande diâmetro, os quais, uma vez instalados em embarcações apropriadas, são conduzidos ao local de instalação, desenrolados, alinhados e rapidamente lançados ao fundo do mar. Durante as etapas de bobinamento e desbobinamento (“reeling-on” e “reeling-off”), o duto é submetido a deformações plásticas que, associado às descontinuidades inerentes aos processos de fabricação, podem causar crescimento destas descontinuidades. Essa nova dimensão das descontinuidades pode tornar-se crítica durante a instalação. Para avaliar a criticidade destas descontinuidades, frente aos ciclos de deformação plástica, é recomendada uma avaliação.

## 1.1 OBJETIVO

O presente trabalho tem por objetivo, prover uma visão geral sobre as metodologias adotadas para avaliação de fratura dúctil, em dutos contendo defeitos circunferenciais sujeitos ao método carretel. Para isso, são descritas recomendações e requisitos das normas BS7910:2005 e DNV-RP-F108, além de outros trabalhos de autores que se mostraram fundamentais para comprovação e ratificação de conceitos contidos nas referidas normas. São descritos também fundamentos da mecânica linear elástica e elasto-plástica a fim de prover subsídios para o desenvolvimento de uma avaliação à fratura.

Este trabalho contém uma comparação entre forças motrizes e tensões de referência obtidas por duas abordagens distintas, o método de elementos finitos (MEF) e o software CRACKWISE, o qual compila os conceitos norma BS7910:2005. Além disso, é avaliada a possibilidade de crescimento do defeito bem como de colapso plástico pelo método de elementos finitos. Os resultados são então comparados com os obtidos por GOUVEIA (2009), o qual utilizou em sua avaliação o nível 3B da norma BS7910:2005.

A partir dos resultados demonstrados no exemplo ilustrativo e dos fundamentos teóricos apresentados, é possível avaliar o nível de conservadorismo da avaliação da fratura pelos conceitos da norma britânica BS7910:2005.

## 1.2 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este item descreve em linhas gerais tópicos abordados em cada um dos capítulos subsequentes.

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica onde é descrito, em linhas gerais, a instalação de dutos submarinos pelo método carretel e fundamentos teóricos da Mecânica da Fratura Linear Elástica e Elasto Plástica. Descreve-se também, a formação e a propagação de trincas em materiais frágeis e dúcteis, os modos de carregamento, os fatores de intensidade de tensões e as condições para consideração de fratura estável.

O capítulo 3 apresenta recomendações e metodologias das normas BS-7910:2005 e DNV-RP-F108 no que diz respeito à avaliação de fratura. O conceito de

similaridade do campo de tensões à frente da trinca, entre os corpos de prova SENT (“*Single Edge Notched Tension*”) e dutos sujeitos ao bobinamento, também é apresentado nesse capítulo.

O capítulo 4 apresenta as premissas, considerações e limitações da aplicação do método de elementos finitos à mecânica da fratura.

O capítulo 5 apresenta um exemplo ilustrativo, o qual é abordado tanto pelo método de elementos finitos quanto pelos conceitos da norma BS-7910 através do software *Crackwise* desenvolvido pela empresa TWI (*The Welding Institute*).

O capítulo 6 apresenta as principais considerações apresentadas no trabalho, as conclusões, além de sugestões para pesquisas e trabalhos futuros.

## **2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 A INSTALAÇÃO PELO MÉTODO CARRETEL**

A instalação de dutos submarinos pelo método carretel (também conhecida por reeling) representa um procedimento tecnicamente eficiente e econômico. A principal vantagem deste método de instalação é possibilitar a soldagem de seguimentos de seções tubulares em terra e, portanto, sob condições mais adequadas e controladas. A soldagem dos trechos dá origem a uma linha contínua de tubulação conformada (“bobinamento”) ao redor de uma superfície cilíndrica (carretel). Após o transporte do carretel até o local de instalação, a linha sofre um processo de conformação reversa (“desenrolamento”) seguida de retificação e lançamento ao mar sob tração. A Figura 0.1 apresenta um navio especificamente equipado para o lançamento pelo método do carretel.

A conformação em torno do carretel e a retificação para lançamento resulta em deformações plásticas relativamente grandes de 1 a 3%. Essas deformações plásticas podem comprometer de forma severa a resistência à fratura do material, especialmente na região da solda. Nestas regiões, a deformação plástica podem induzir nucleação e formação de microdefeitos com impacto potencialmente deletério sobre a resistência à fratura do material. Além disso, defeitos pré-existentes na forma de trincas nas regiões de soldas circunferenciais são submetidos a grandes esforços flexionais durante o processo de “reeling”. Por esta razão, o desenvolvimento de procedimentos avaliação do impacto destes defeitos sobre a integridade estrutural de dutos submetidos à flexão assume grande relevância.



Figura 0.1: Navio de lançamento pelo método carretel

O nível de deformação plástica ao qual o duto é submetido é função do raio do carretel e do diâmetro do duto a ser instalado. O raio de carretel é característico para cada tipo de embarcação. Desta forma, há uma limitação do diâmetro de duto para cada embarcação em função das deformações impostas e da resistência mecânica do duto.

A Figura 2.4 mostra um exemplo das deformações e tensões a que os dutos estão sujeitos. As coordenadas mostram as etapas do processo e as deformações impostas nas duas geratrizes, superior (12h) e inferior (6h). Durante o bobinamento, a geratriz superior sofre tração e a inferior compressão, invertendo o sentido nas operações subsequentes.



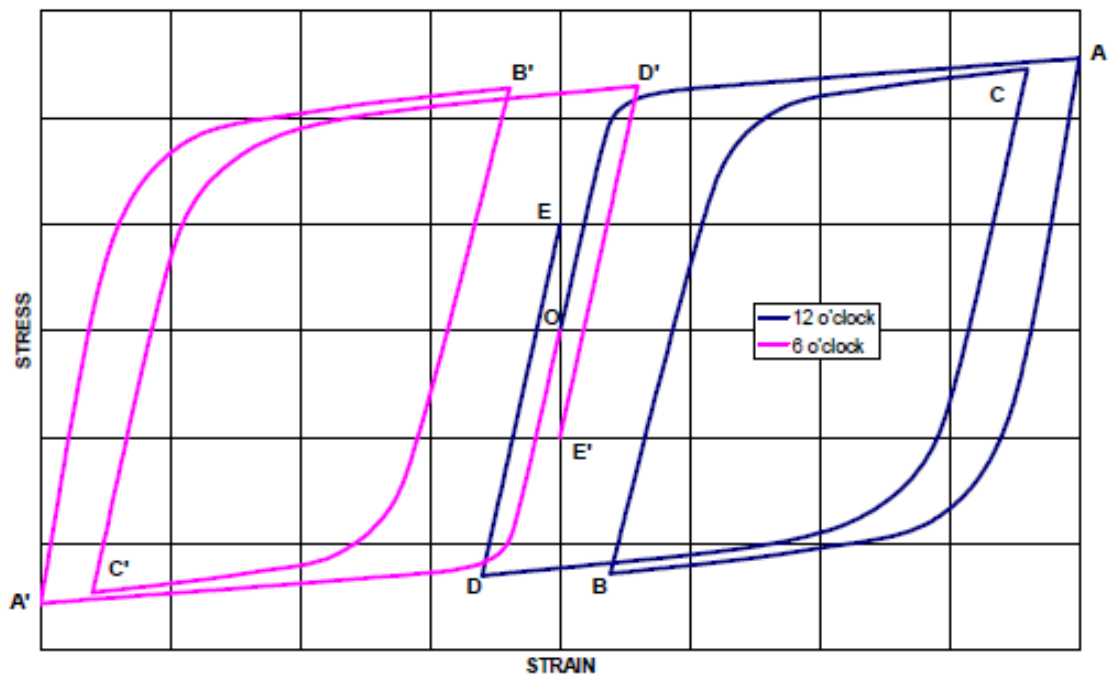


Figura 0.2: Efeito Bauschinger durante bobinamento

- O - A, A' - B: Bobinamento
- A, A' - B, B': Desbobinamento
- B, B' - C, C': Alinhador
- C, C' - D, D': Retificador ("Straightener").

## 2.2 MECÂNICA DA FRACTURA

### 2.2.1 Conceitos Iniciais

Através da metodologia tradicional, utilizam-se os conceitos de que um material é considerado seguro apenas se seu limite de escoamento for maior que as tensões aplicadas, desconsiderando-se assim a existência de defeitos nos materiais (ANDERSON, 1995).

A maioria dos materiais contém defeitos, tais como trincas, descontinuidades, inclusões, defeitos de fundição e soldas, dentre outros. Partindo dos defeitos existentes nas estruturas, foi desenvolvida a Mecânica da Fratura.

A Mecânica da Fratura é usada para estimar os ciclos de propagação da trinca, relacionando a tensão aplicada com o tamanho da trinca.

GRIFFITH (Apud BASTIAN) foi o primeiro a propor o critério de energia de fratura, baseando-se num simples balanço de energia, aplicável somente na análise de trinca instável em materiais frágeis.

Irwin, mais tarde, modificou esta teoria, estendendo-a a materiais dúcteis, propondo uma taxa de liberação de energia denominada  $G$  que, alcançando seu valor crítico  $G_c$ , provoca a instabilidade da trinca.

A Mecânica da Fratura tornou-se uma disciplina com o desenvolvimento da Mecânica da Fratura Linear Elástica, já que o crescimento estável da trinca ocorre quando esta sujeita-se a carregamentos cíclicos.

Assim, introduziu-se o fator de intensidade de tensões  $K$ , para determinar a intensidade de tensões em torno da ponta da trinca. A Mecânica da Fratura Linear Elástica é um prolongamento da teoria de Griffith, modificada para avaliar uma pequena extensão de zona plástica em volta da ponta da trinca.

IRWIN e DUGDALE (Apud BASTIAN) estimaram o tamanho da zona plástica formada em volta da ponta da trinca, região na qual as tensões locais são iguais às tensões de escoamento do material. A forma da zona plástica de DUGDALE (Apud BASTIAN) era considerada modelo de tira de escoamento em frente à ponta da trinca. Tempos depois, Irwin assumiu que a zona plástica à frente da trinca tinha uma forma circular.

Tanto no modelo de DUGDALE (Apud BASTIAN), quanto no de IRWIN (Apud BASTIAN), o comprimento efetivo era usado para calcular o fator de intensidade de tensão.

A extensão da Mecânica da Fratura Linear Elástica é a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica, que descreve a instabilidade de uma trinca, quando a zona plástica torna-se maior, e um crescimento estável é esperado antes da falha catastrófica. Para medir este crescimento, utilizam-se os ensaios de CTOD e a Integral J, que são parâmetros para determinar a abertura na ponta da trinca e a resistência ao crescimento da mesma.

### **2.2.2 Resistência coesiva dos metais**

Em geral, a resistência dos materiais é devida às forças de coesão entre os átomos que os formam. Para ocorrer a propagação de uma trinca, é necessário que

a tensão atuante na sua ponta seja maior que a tensão coesiva teórica do material, ocasionando uma separação entre os átomos.

A variação da força coesiva entre dois átomos é mostrada na Figura 0.3, em função da distância que os separa. Essa curva é resultante das forças atrativas e repulsivas, existentes em virtude da distância que os separa. O espaçamento interatômico para o material não deformado é indicado por  $b$ .

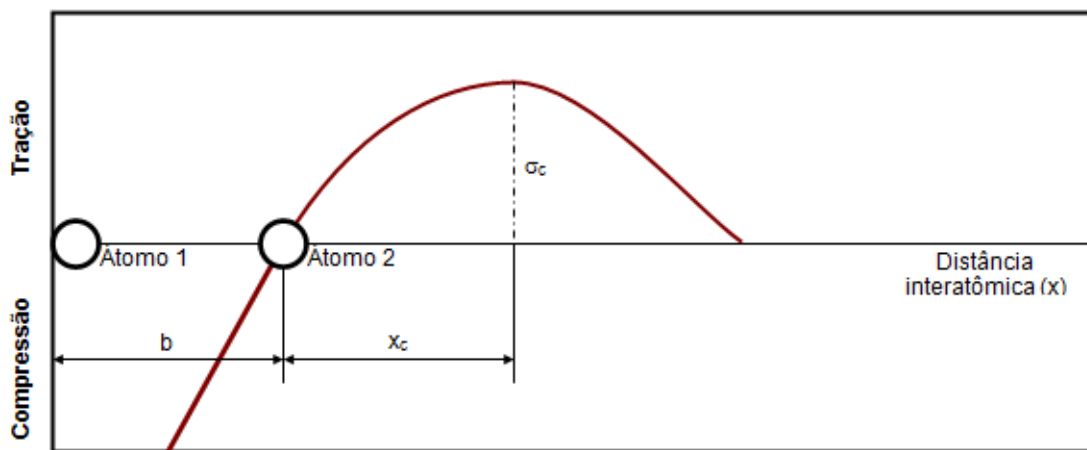


Figura 0.3: Variação das forças coesivas em função da distância entre os átomos

É possível estimar a resistência coesiva em nível atômico, mas, para isto, deve-se admitir a relação força versus deslocamento interatômico como meio período de uma curva senoidal:

$$\sigma = \sigma_c \cdot \text{sen}\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \quad (0.1)$$

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:

$$\text{sen}\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \approx \left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \quad (0.2)$$

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

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (0.3)$$

Onde:

E é o módulo de elasticidade;

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

Substituindo (0.3) e (0.2) em (0.1) tem-se:

$$\sigma_c = \frac{E\lambda}{2b} \quad (0.4)$$

O trabalho necessário para separar os planos atômicos é definido pela área sob a curva da Figura 0.3 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.

$$\int_0^{\frac{\lambda}{2}} \sigma_c \cdot \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) dx = 2\gamma_s \quad (0.5)$$

Onde:

$\gamma_s$  é a tensão superficial no plano.

Integrando a equação (0.5) obtém-se:

$$\frac{\lambda\sigma_c}{\pi} = 2\gamma_s \quad (0.6)$$

Substituindo em (0.4):

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{b}} \quad (0.7)$$

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

A explicação de como a presença de trincas resultará numa redução da tensão da fratura, pode ser analisada através de uma trinca elíptica fina em uma placa infinita. Como mostrado na Figura 0.4, a trinca tem um comprimento  $2a$ , altura  $2b$  e um raio de curvatura  $\rho$  nos seus extremos:

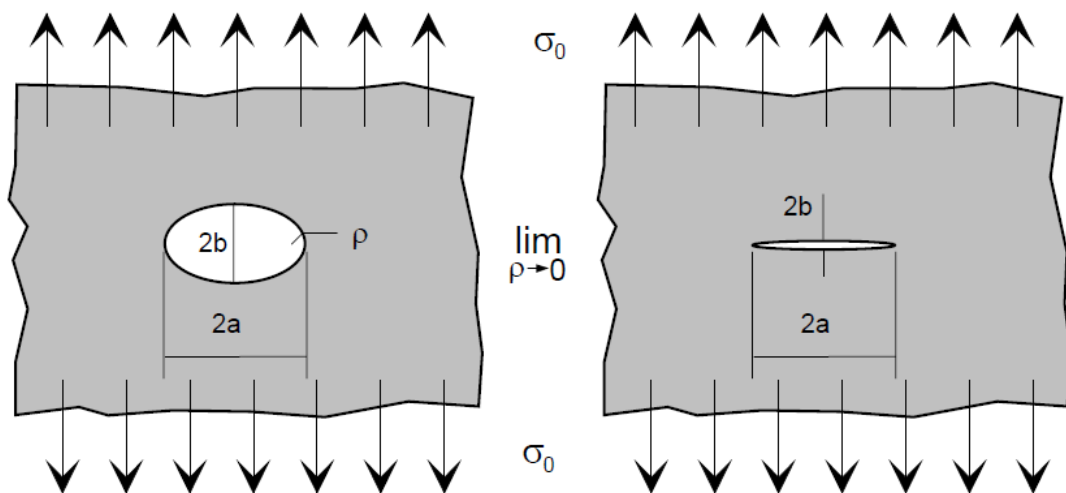


Figura 0.4: Modelo de trinca elíptica

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

$$\sigma_{MAX} = \left(1 + \frac{2a}{b}\right) \quad (0.8)$$

Define-se o raio de curvatura da elipse por:

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (0.9)$$

Substituindo em (0.8):

$$\sigma_{MAX} = \sigma \left( 1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (0.10)$$

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:

$$\sigma_{MAX} = 2\sigma\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (0.11)$$

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:

$$\sigma_C = 2\sigma_{cr}\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (0.12)$$

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

Substituindo a equação de  $\sigma_C$  (0.7) na equação (0.12):

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{E\gamma_s\rho}{4ab}} \quad (0.13)$$

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

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{4a}} \quad (0.14)$$

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 na extremidade das trincas, que mantém a tensão próxima do limite de escoamento do material nesta região.

### 2.2.3 Teoria de Griffith

A teoria de GRIFFITH (Apud BASTIAN) é baseada na teoria da elasticidade para materiais que obedecem a Lei de Hooke. GRIFFITH utilizou vidros de diversos tamanhos e observou que quanto maiores, menores eram as suas resistências.

Este efeito ficou conhecido como “efeito de tamanho”, ou seja, quanto maior um material, maior a probabilidade de existir trinca, e assim, menor a sua resistência.

No desenvolvimento da Teoria da Fratura, GRIFFITH baseou-se na 1ª lei da Termodinâmica. Segundo sua teoria, uma trinca torna-se instável, quando a energia disponível para o crescimento da trinca for suficiente para suplantar a energia de resistência do material à sua propagação, Figura 0.5. O modelo utilizado por GRIFFITH foi uma placa infinita Figura 0.6 de espessura unitária, e que continha uma trinca passante de comprimento  $2a$ , sujeita a uma tensão de tração uniforme, aplicada no infinito.

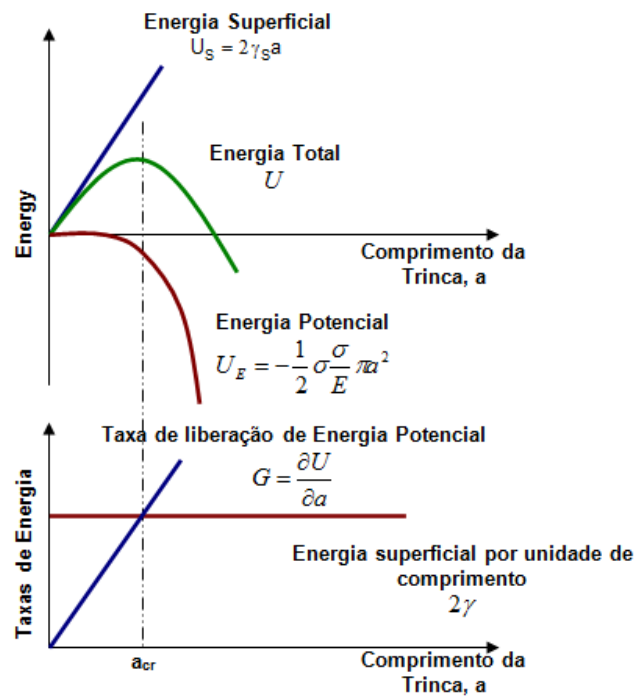


Figura 0.5: Balanço de energia de Griffith (ANDERSON, 1995)

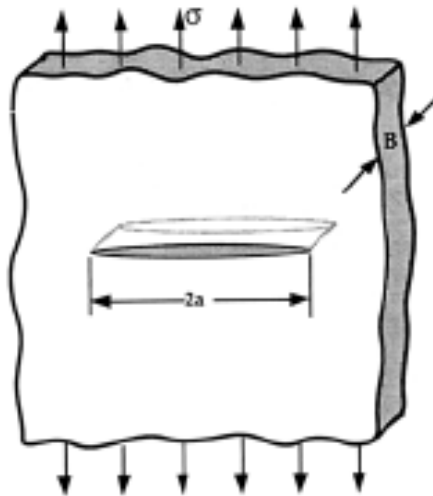


Figura 0.6: Modelo de GRIFFITH (ANDERSON, 1995)

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

$$U = U_E + U_S = -\frac{1}{2} \frac{\sigma^2 \pi a^2}{E} + 2\gamma_S a \quad (0.15)$$



Como pode ser observado na Figura 0.5 a curva da energia total atinge o valor máximo para um valor crítico de comprimento de trinca  $a_{cr}$ .

Pela formulação do modelo de GRIFFITH, têm-se as seguintes equações:

$$\frac{\partial U_E}{\partial a} + \frac{\partial U_S}{\partial a} = 0 \quad (0.16)$$

$$\frac{\partial U}{\partial a} = 0 \quad (0.17)$$

Desta maneira, substituindo a equação (0.15) em (0.17):

$$\frac{\sigma^2 \pi a}{E} = 2\gamma_s \quad (0.18)$$

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

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| < \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (0.19)$$

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

$$\left| \frac{\partial U_E}{\partial a} \right| > \frac{\partial U_S}{\partial a} \quad (0.20)$$

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 (0.14) 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:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (0.21)$$

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:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi(1-\nu^2)a}} \quad (0.22)$$

A expressão (0.22) acima é bastante similar a mostrada em (0.13). Entretanto, a abordagem baseada no balanço energético possui alguma particularidade. 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 (0.21) e (0.22) se aplicam ao cálculo de tensões de ruptura em materiais contendo defeitos com raio de curvatura extremamente pequeno, ou seja, trincas com pontas muito aguçadas.

A teoria de GRIFFITH 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.

#### 2.2.4 Modificação da teoria de Griffith

Em 1948 OROWAN (Apud BASTIAN) propôs uma alteração na formulação de GRIFFITH 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:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E(\gamma_S + \gamma_P)}{\pi a}} \quad (0.23)$$

Em 1956 IRMWIN (Apud BASTIAN) tornou possível aplicar a teoria de GRIFFITH 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:

$$G = \frac{\partial U_E}{\partial a} \quad (0.24)$$

Desta forma, na iminência da propagação instável da trinca pode-se reescrever a equação (0.23) como:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{EG_{cr}}{\pi a_{cr}}} \quad (0.25)$$

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:

$$G_{cr} = 2\gamma_s \quad (0.26)$$

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 para materiais que apresentem certa deformação plástica associada ao processo de propagação da trinca.

Para trincas subcríticas tem-se as expressões:

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a}} \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (0.27)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a(1-\nu^2)}} \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (0.28)$$

### 2.2.5 Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) baseia-se na teoria da elasticidade, sendo aplicada em fraturas que ocorrem em materiais elásticos lineares. Ela não se aplica em materiais de comportamento não elástico. De um modo geral, a MFLE se aplica a materiais de comportamento frágil, onde o escoamento na ponta da trinca é muito pequeno (ANDERSON, 1995).

Através da MFLE pode-se estabelecer os campos de tensões na vizinhança da ponta da trinca. Deste modo, pode-se estabelecer uma relação com outros parâmetros, tais como: tensão nominal aplicada, tamanho, geometria e orientação da trinca. Utilizando todos estes parâmetros, é possível representar as propriedades da fratura através de um único parâmetro, chamado fator de intensidade de tensão,  $K$  (ANDERSON, 1995).

## 2.2.6 Modos de abertura na ponta da trinca

Os campos de tensões e modos de deslocamento na ponta da trinca podem ser classificados em três diferentes modos, dependendo da posição do plano da trinca em relação à tensão aplicada, como mostrado na Figura 0.7 (ANDERSON, 1995).

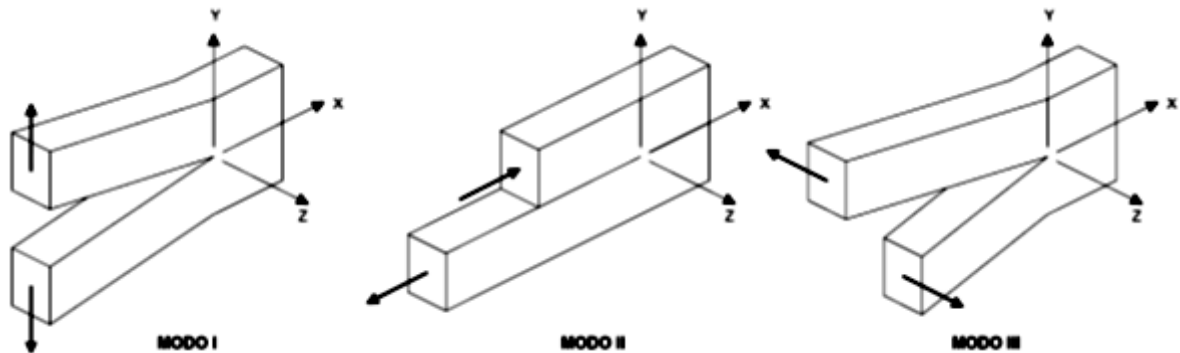


Figura 0.7: Modos de abertura de trinca (ANDERSON, 1995)

Modo I: É o modo onde a força principal é aplicada normal ao plano da trinca, tendendo a abri-la. Este carregamento é o modo mais utilizado nos projetos de engenharia.

Modo II: Modo de deslizamento ou cisalhamento. As superfícies da trinca deslizam uma em relação à outra. A direção da força aplicada é paralela à superfície da trinca.

Modo III: Modo de rasgamento ou de cisalhamento transversal. As superfícies deslizam uma em relação à outra, e paralelamente à aresta da trinca.

## 2.2.7 Fator de intensidade de tensão

Considerando os eixos de coordenadas polares como a origem na ponta da trinca, Figura 0.8 e assegurando um corpo trincado com características elásticas lineares, pode-se mostrar que o campo de tensões em torno da trinca é dado por (HERTZBERG, 1989):

$$\sigma_{ij} = \sqrt{\frac{k}{r}} f_{ij}(\theta) \quad (0.29)$$

onde  $\sigma_{ij}$  é o tensor de tensões,  $k$  é uma constante e  $f_{ij}$  é uma função adimensional de  $\theta$ . Os termos de ordem mais elevada dependem da geometria, mas a solução para uma configuração específica contém um termo que é proporcional a  $1/\sqrt{r}$ . Assim, quando  $r = 0$ , a equação tende para uma singularidade na ponta da trinca. Quando  $r = 0$ , o termo  $1/\sqrt{r}$  tende para o infinito e os demais termos permanecem finitos ou próximos de zero. As tensões em torno da trinca variam com  $1/\sqrt{r}$ , independente da configuração tratada (ANDERSON, 1995).

Cada modo de carregamento produz uma singularidade  $1/\sqrt{r}$  na ponta da trinca. Desta maneira, as constantes  $k$  e  $f_{ij}$  dependem do modo de carregamento. É conveniente substituir neste ponto,  $k$ , pelo Fator de Intensidade de tensão,  $K$ , onde  $K = k \sqrt{2\pi}$ . O fator de intensidade de tensão está de acordo com os modos de carregamento. Definindo o modo I, ter-se-á  $K_I$ . Então, o campo de tensões à frente da ponta da trinca será descrito como:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (0.30)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (0.31)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \left( \cos \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (0.32)$$

A espessura do corpo em questão definirá o estado de tensões na ponta da trinca. No caso de uma chapa fina, tal que a tensão na direção da espessura seja nula, isto é,  $\sigma_z = 0$ , tem-se um estado plano de tensão. Se a chapa tem uma espessura considerável, em que a tensão não é desprezível, haverá uma restrição à deformação ao longo da espessura. Neste caso, tem-se a condição de estado plano de deformação:

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad (0.33)$$

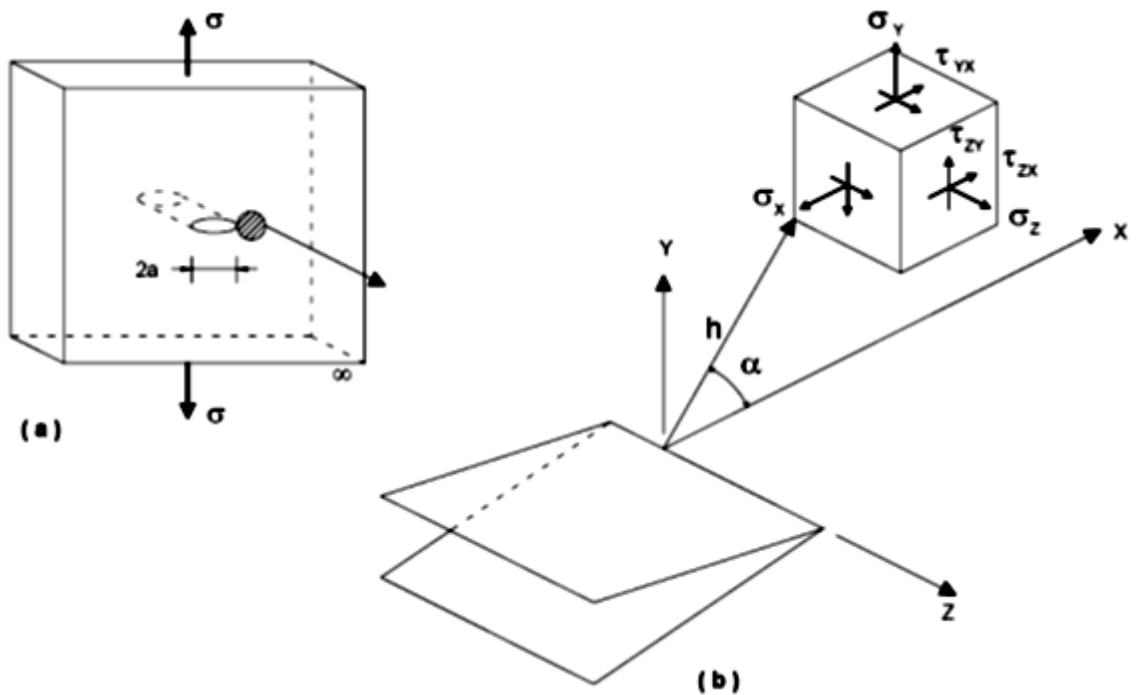


Figura 0.8: Tensões em torno da trinca (HERTZBERG, 1995)

IRWING (*apud* BASTIAN) verificou que todo o campo de tensões ficava definido se 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:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (0.34)$$

Assim, a expressão (3.29) pode ser reescrita como:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (0.35)$$

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:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (\theta = 0^\circ) \quad (0.36)$$

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

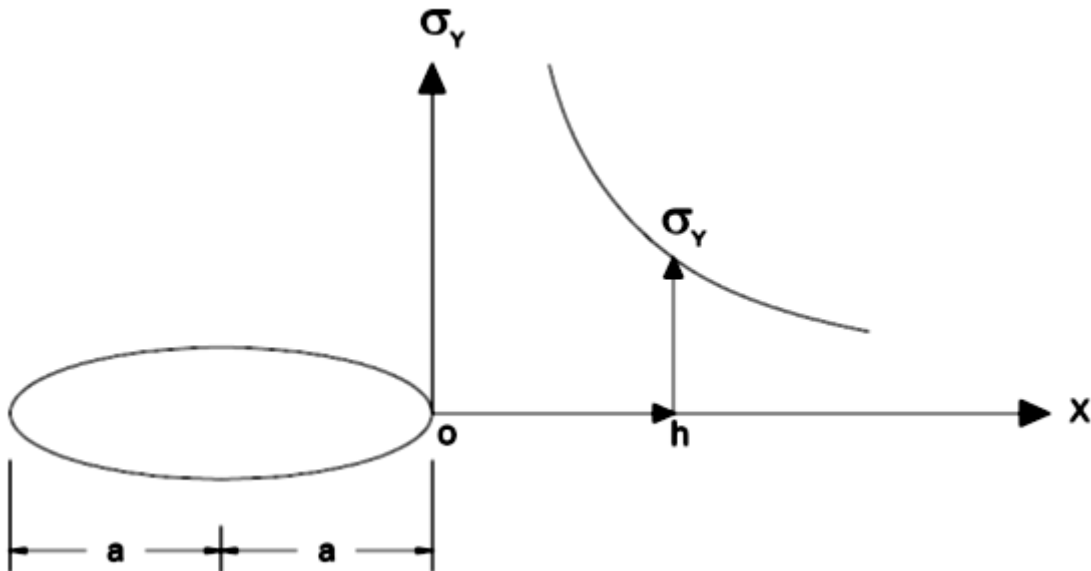


Figura 0.9: Variação das tensões na extremidade da trinca com a distância  $r$ .

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:

$$K_I = C_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (0.37)$$

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 (0.37) resulta na equação (0.34). Esta é a expressão do fator de intensidade de tensões definido por IRWIN para o modelo de trinca analisado por WESTERGAARD (*apud* BASTIAN).



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:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (0.38)$$

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:

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (0.39)$$

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 (0.39) torna-se:

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (0.40)$$

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.

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:

$$K_I = C_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (0.41)$$

$$K_{II} = C_2 \tau \sqrt{\pi a} \quad (0.42)$$

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

$$K_{III} = C_3 \tau \sqrt{\pi a} \quad (0.43)$$

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/ou  $a$  até chegar ao valor de  $K_I$  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.

### 2.2.8 Zona Plástica na ponta da trinca

Como foi mostrado no item 0 na ponta da trinca sempre ocorre uma deformação plástica. Enquanto esta deformação é pequena, em relação ao volume total do corpo, pode-se fazer uma análise de comportamento linear elástico, que em geral tende a produzir tensões elevadas na ponta da trinca, tendendo para o infinito quando  $r = 0$  (ANDERSON, 1995).

Na verdade, estas tensões não poderão ser observadas, devido às deformações plásticas que ocorrem na ponta da trinca, criando-se assim uma zona plástica neste local. Uma primeira estimativa para o tamanho da zona plástica foi apresentada por Irwin, considerando-se uma zona plástica circular conforme mostrado na figura 2.8. O raio  $r_p$  da zona deformada plasticamente é definido pela equação:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (0.44)$$

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (0.45)$$

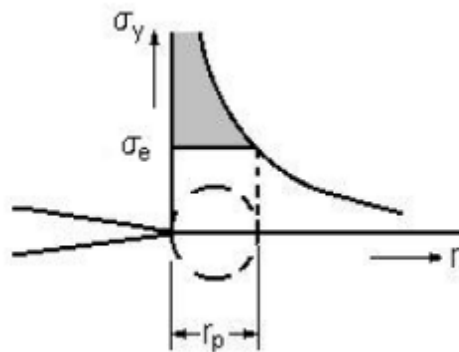


Figure 0.8: Primeira zona plástica de Irwin (ANDERSON, 1995)

A análise da Figura 2.8 mostra que a aproximação da zona plástica não é muito correta, uma vez que a distribuição de tensão acima da tensão de escoamento se (parte hachurada) foi desprezada.

Posteriormente, Irwin verificou que a zona plástica na ponta da trinca se mostrava maior que o tamanho de referida trinca e o comprimento calculado da zona plástica  $r_p$  deveria ser corrigido, como mostrado na Figure 0.9. Desta forma, o comprimento efetivo da trinca ( $a_{eff}$ ) é definido como a soma do tamanho atual da trinca ( $a$ ), mais a correção para a zona plástica:

$$a_{eff} = a + \beta \quad (0.46)$$

Consequentemente, o tamanho corrigido da zona plástica  $r_y$  será:

$$r_y = \lambda + \beta \quad (0.47)$$

A correção  $\beta$  representa a redistribuição das tensões acima de  $\sigma_{LE}$  como observado na Figure 0.9.

A partir da igualdade de áreas, chega-se a  $p \lambda = \beta = r_p$  (primeira estimativa).

Assim, o tamanho da zona plástica na segunda estimativa é o dobro do tamanho encontrado na primeira (ANDERSON, 1995).

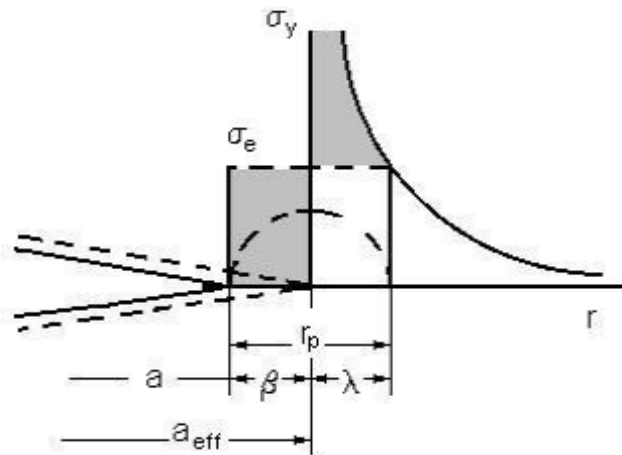


Figure 0.9: Zona plástica de IRWIN modificada (ANDERSON, 1995)

## 2.3 MECÂNICA DA FRACTURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)

### 2.3.1 Conceitos iniciais

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) é válida somente para materiais de comportamento não linear, em que as deformações ficam restritas a uma pequena região no entorno da ponta da trinca. Em grande parte dos materiais é impossível caracterizar o comportamento da fratura com a MFLE e, portanto um novo modelo de mecânica da fratura se torna necessário.

A fratura elastoplástica se aplica a materiais que apresentam comportamento não linear (*i.e.*, deformação plástica). Dois parâmetros elastoplásticos são abordados no presente capítulo: abertura na ponta da trinca, que deriva da sigla inglesa CTOD (*crack tip opening displacement*) e a integral J. Ambos os parâmetros descrevem as condições na ponta da trinca de materiais elastoplásticos, e dessa forma podem ser utilizados como parâmetros de fratura.

### 2.3.2 Fratura Frágil e Fratura Ductil

Há dois modos principais de fratura em materiais estruturais. O primeiro deles é a fratura frágil, caracterizada pela súbita separação das faces do defeito e pelo aspecto granular e plano da superfície de fratura como mostrado na Figura 0.10.

Este tipo de fratura pode produzir falhas catastróficas em estruturas em operação porque a velocidade de propagação do defeito é muito elevada (muitas vezes ultrapassando a velocidade do som). A fratura frágil pode ser transgranular (clivagem), a qual é a mais comum em aços ferríticos onde, o crescimento do defeito ocorre devido à separação do material de acordo com os planos cristalográficos preferenciais. Outro tipo de fratura frágil (bastante menos comum em aplicações típicas de aços) é a fratura intergranular na qual o defeito cresce devido à separação do material nos contornos de grãos.

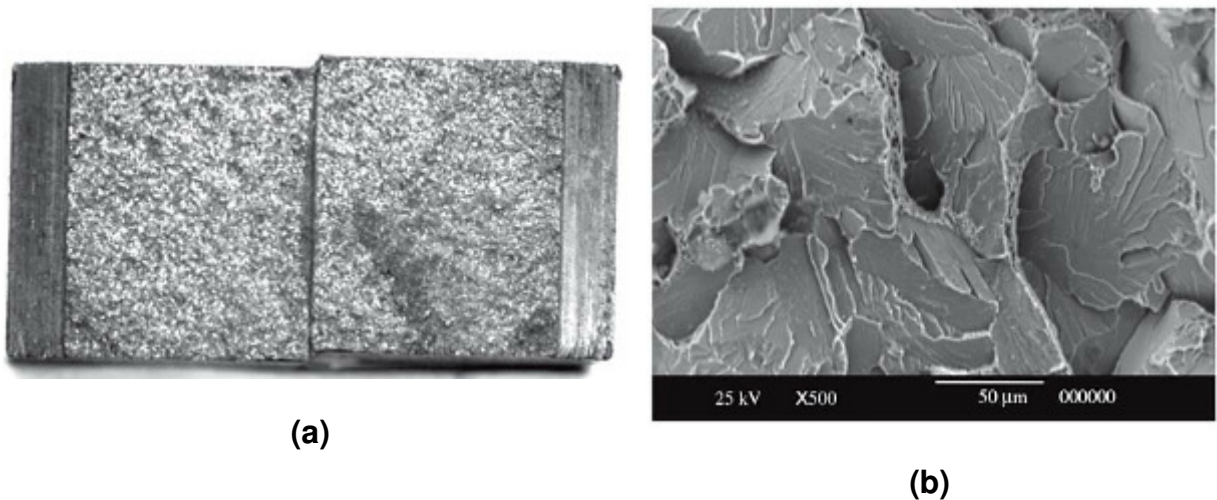


Figura 0.10: Fractografias representativas de fratura frágil (a) Fractografia de superfície de fratura (b) MEV, magnificação X500

A segunda forma de fratura é dúctil, característica de aços de alta tenacidade e a qual está focada o presente estudo. Este tipo de fratura apresenta grande deformação plástica na frente de trinca antes da propagação do defeito o qual, inicialmente, cresce de forma estável. A Figura 0.11 (a) apresenta uma macrografia de um corpo-de-prova C(T) na qual pode ser observado o processo de rasgamento dúctil e a Figura 0.11 (b) apresenta uma imagem obtida por microscopia eletrônica de varredura onde pode ser observada a formação de alvéolos nucleados por inclusões.

A temperatura de operação, características metalúrgicas e o estado tensional são os principais fatores que determinam a forma de propagação de um defeito (dúctil ou frágil). A fratura frágil é característica de um elevado nível de tensões hidrostáticas na zona de processo de fratura. Entretanto, a fratura dúctil é associada a um estado triaxial menor e elevadas deformações plásticas as quais produzem o

crescimento de microcavidades e conseqüente coalescência das mesmas devido ao deslizamento e ruptura dos planos cristalográficos. As condições existentes em defeitos planares contidos em dutos (carregamentos trativos e trincas rasas) favorecem o crescimento dúctil do defeito antes da ruptura. Efetivamente, observações experimentais revelam que tais estruturas com trincas superficiais apresentam colapso geralmente precedido por um significativo crescimento estável do defeito.

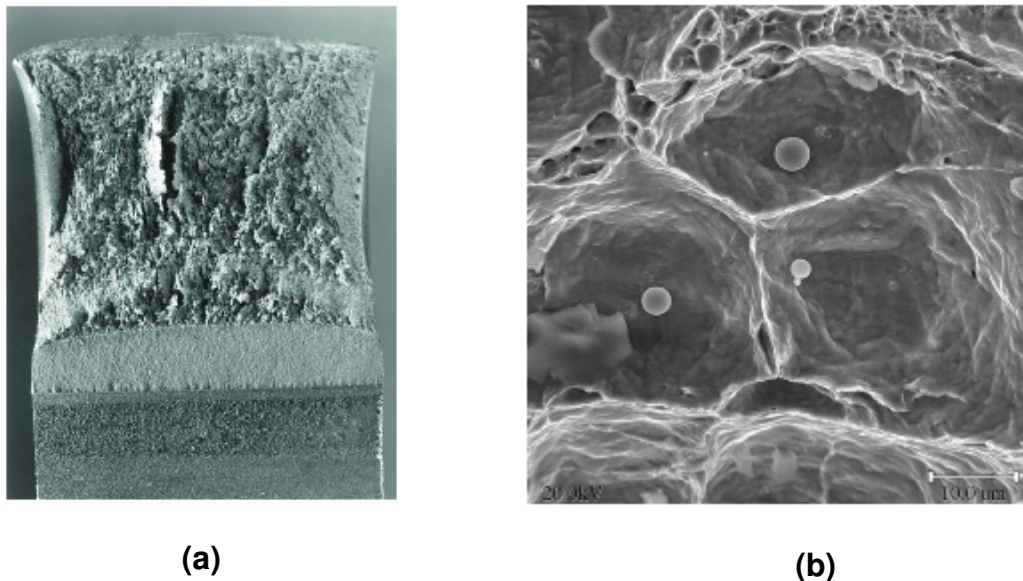


Figura 0.11: Fractografias representativas de fratura dúctil (a) Fractografia de superfície de fratura (b) MEV, magnificação X500

### 2.3.3 Abertura na Ponta da trinca (CTOD)

Wells, em 1961, tentou medir o valor de  $K_{IC}$  em aços estruturais. Observou-se, entretanto que a tenacidade destes materiais era grande demais para serem caracterizados através da MFLE. Wells percebeu que a deformação plástica formada à frente da ponta da trinca ocasionava um embotamento na ponta desta trinca (Anderson, 1995). Este embotamento era um deslocamento  $\delta$  das faces da trinca antes da sua propagação instável e da fratura do material, como mostrado na Figura 0.12. Wells verificou que o grau de embotamento aumentava proporcionalmente à tenacidade do material. Esta verificação levou Wells a propor uma abertura na ponta da trinca como uma medida de tenacidade à fratura.

$$\delta = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{K_I^2}{\sigma_{Ys} \cdot E} \quad (0.48)$$

Onde  $\delta$  corresponde a CTOD

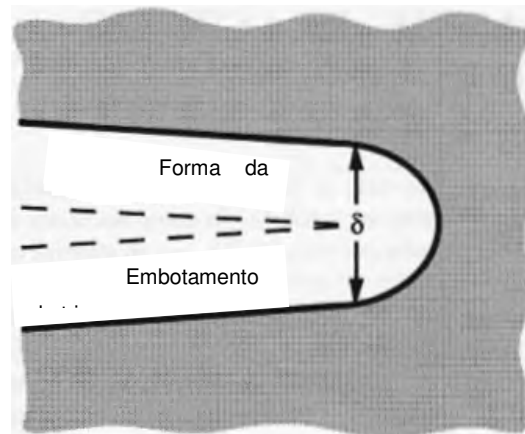


Figura 0.12: Abertura na ponta da trinca

Existem outras definições alternativas para CTOD. As duas definições mais comuns estão ilustradas na Figura 0.13, constituem no deslocamento da ponta da trinca original e a interceptação a 90°. Esse último método foi proposto por Rice e é largamente utilizado para medição de CTOD em elementos finitos, conforme será descrito no capítulo 5.

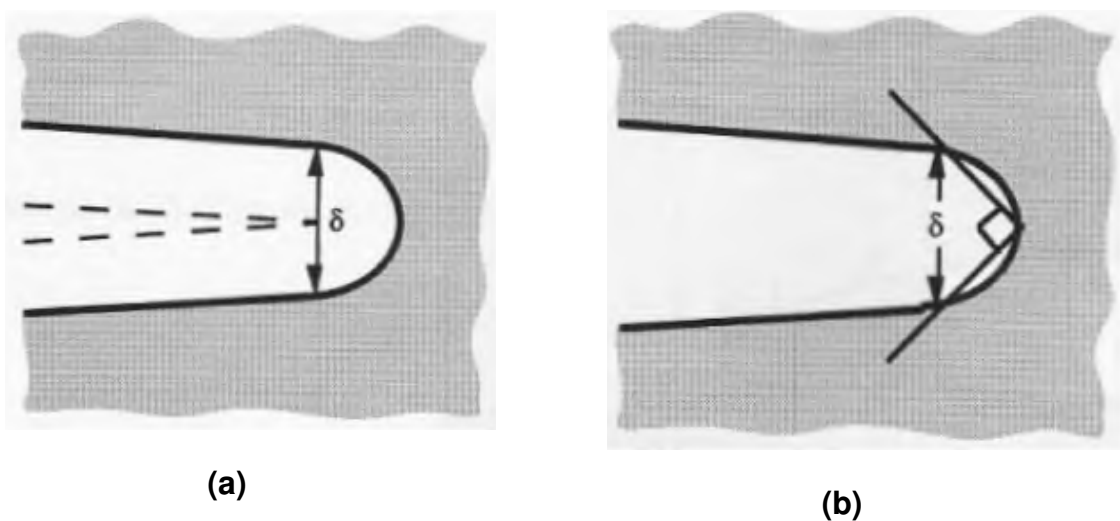


Figura 0.13: (a) Deslocamento da ponta da trinca original (b) Deslocamento na interseção do vértice de 90° na ponta da trinca

### 2.3.4 A Integral J

Em 1968, Rice introduziu a integral como uma taxa de liberação de energia para caracterizar a fratura em materiais com comportamento não-linear elástico. Utilizando uma hipótese de elasticidade não linear para analisar uma trinca em materiais elasto-plásticos, Rice mostrou que a taxa de liberação de energia, denotada J, em sólido com comportamento não linear elástico pode ser descrita por uma integral de linha independente do caminho de integração conforme Figura 0.14.

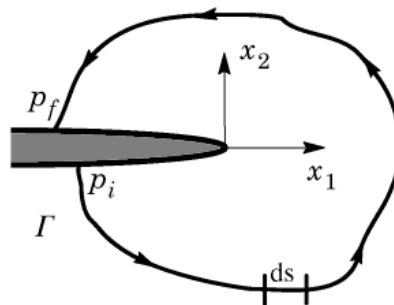


Figura 0.14: Contorno Arbitrário em torno da ponta da trinca

Para um contorno arbitrário e anti-horário, a integral J é definida como:

$$J = \int_{\Gamma} \left[ W n_1 - P_{ji} \frac{\partial u_i}{\partial X_1} n_j \right] d\Gamma \quad (0.49)$$

onde  $\Gamma$  denota um contorno fechado definido sobre um plano normal à frente da trinca, iniciando na face inferior da trinca e terminando na sua face superior,  $n_j$  é o vetor normal exterior ao contorno  $\Gamma$ ,  $W$  denota a energia de deformação por unidade de volume indeformado,  $P_{ji}$  e  $u_i$  são as componentes cartesianas do tensor de tensões (assimétricas) de Piola–Kirchoff e dos deslocamentos no sistema de coordenadas localizado na frente da trinca. Para o caso especial de material com comportamento linear elástico, J é equivalente à taxa de liberação de energia de Griffith, isto é,  $J = G$ . Portanto, esta equivalência permite obter a seguinte relação entre o fator de intensidade de tensões elásticas lineares e a integral J.

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (0.50)$$

Sendo  $E' = E$ ; para estado plano de tensões



e

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad (0.51)$$

Para o estado plano de deformações

Onde E é o módulo de elasticidade longitudinal do material e  $\nu$  é o coeficiente de Poisson.

### 2.3.5 Curvas de Resistência ao Rasgamento Dúctil

Uma vez que uma trinca em sólido elasto-plástico pode propagar de forma estável, é importante uma metodologia ou procedimento para quantificar essa propagação. A metodologia empregada para descrever o crescimento estável de trincas é a curva de resistência ao rasgamento dúctil (curva CTOD ( $\delta$ ) -  $\Delta a$ ). Esta curva representa, no eixo das abscissas, o crescimento de trinca ( $\Delta a$ ) e, no eixo das ordenadas, o carregamento aplicado para este crescimento. Normalmente o eixo das ordenadas é representado em valores de CTOD ( $\delta$ ) ou de integral J.

Figura 0.15 apresenta de forma esquemática uma curva de resistência ao rasgamento dúctil. Nesta figura é indicado o ponto de iniciação de crescimento ( $\delta_c$ ); até este ponto, o incremento de trinca  $\Delta a$  é aparentemente devido ao arredondamento inicial da mesma. Entretanto, é praticamente impossível determinar exatamente o valor de  $\delta$  que inicia o crescimento do defeito ( $\delta_c$ ) e, dependendo do procedimento, podem ser obtidos resultados muito diferentes. Desta forma, foram estabelecidos critérios padronizados para determinar este valor. A norma americana ASTM E1820 e as britânicas BS-7448-4 e BS-7910 definem um critério para determinação do valor de  $\delta_c$ , que segue descrito a seguir.

$$\delta_c = 1.87 \left( \frac{R_m}{R_{p0.2}} \right) \Delta a \quad (0.52)$$

Onde,

$\delta_c$  Valor de CTOD crítico, ou seja, valor a partir do qual se dá início o crescimento da trinca;

$R_m$  Tensão última do material;

$R_{p0.2}$  Tensão a 0.2% de deformação plástica;

$\Delta a$  Crescimento da trinca em mm. Conforme a BS-7910 esse valor corresponde ao embotamento da trinca somente até o limite de  $\Delta a = 0.2mm$ .

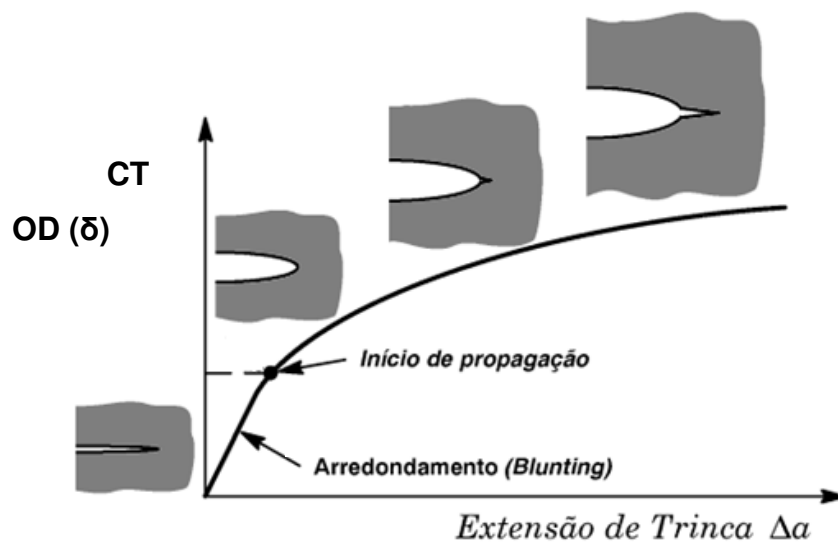


Figura 0.15: Esquema de curva de resistência indicando os estágios de crescimento do defeito

### **3 METODOLOGIAS DAS NORMAS APLICÁVEIS À MECÂNICA DA FRATURA**

#### **3.1 A NORMA BS7910: 2005**

A norma britânica BS 7910:2005 descreve métodos para avaliar a aceitabilidade de falhas em todos os tipos de estruturas e componentes. Em circunstâncias em que é necessário examinar criticamente a integridade de estruturas novas ou já existentes através da utilização de métodos de ensaios não destrutivos, é também necessário estabelecer os níveis de aceitação para as falhas reveladas. A derivação dos níveis de aceitação para falhas é baseada no conceito *fitness for purpose*. Por este princípio, um determinado projeto, é considerado adequado para a sua finalidade, desde que as condições para causar a falha não sejam atingidas. A distinção tem de ser feita entre a aceitação com base em controle de qualidade e aceitação com base na adequação ao uso (*fitness for purpose*).

Níveis de controles de qualidade são normalmente tão arbitrários quanto conservadores, mas são valores a serem considerados no acompanhamento e manutenção da qualidade durante a produção. Falhas que são menos severas do que os níveis de controle qualidade são aceitáveis sem maiores considerações. Se falhas mais graves do que àquelas apresentadas nos níveis de controle de qualidade são reveladas, a rejeição não é necessariamente automática. Decisões sobre a rejeição e/ ou reparos são justificadas baseando-se no *fitness for purpose*. Seja em função de experiência adquirida previamente com material, tensões e solicitações ambientais similares, ou com base em uma "avaliação crítica de engenharia" (ECA).

Um ECA também pode ser usado como base para adiar os reparos necessários por um tempo mutuamente acordado entre as partes contratantes. É importante enfatizar que um reparo insatisfatório das falhas inócuo poderia resultar

na substituição dessas falhas por outras possivelmente mais perigosas e mais difíceis de detectar.

A norma apresenta diversos modos de falha e mecanismos de dano, dentre eles cita-se: fadiga, corrosão, fluência e fratura. Entretanto como este trabalho trata-se de uma avaliação de fratura no método reeling, somente os modos de falha por fratura e colapso plástico serão relatados.

Conforme ilustrado na Figura 0.1, 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. 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 2, 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 0. 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 0. 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.

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.

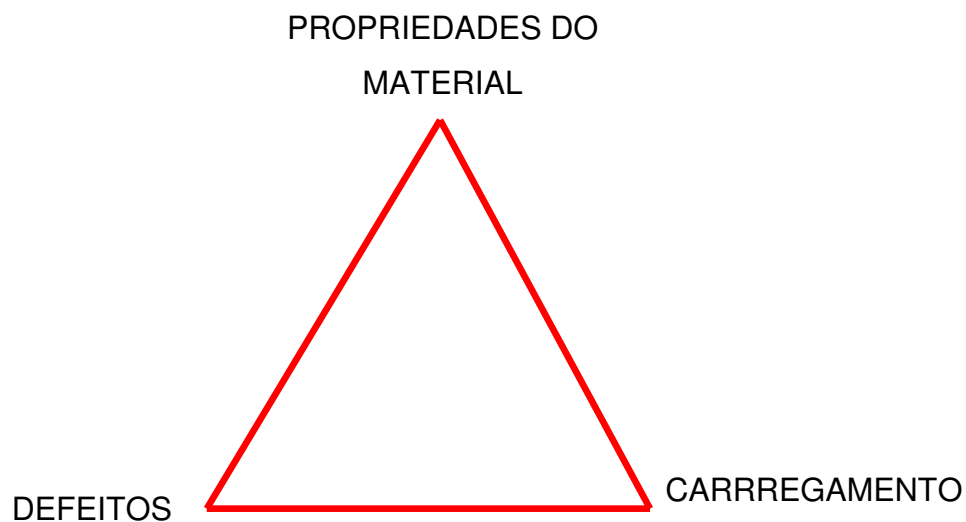


Figura 0.1: Fatores que influem na integridade estrutural

### 3.1.1 Tensões a considerar

As tensões a serem consideradas nesse estudo são àquelas que seriam calculadas por análise de tensões em uma estrutura íntegra. A distribuição real da tensão pode ser usada ou as tensões podem ser linearizadas, conforme mostrado na Figura 0.2. A linearização em geral provê valores superestimados, entretanto possui como vantagem o fato de não precisar ser repetido quando ocorre a propagação da trinca. É essencial considerar a tensão de membrana primária e os

momentos fletores, as tensões secundárias, o aumento da tensão primária provocado por descontinuidades e por desalinhamentos.

Na análise do efeito de um carregamento aplicado, é importante distinguir a tensão primária da secundária, uma vez que somente a tensão primária contribui para o colapso plástico.

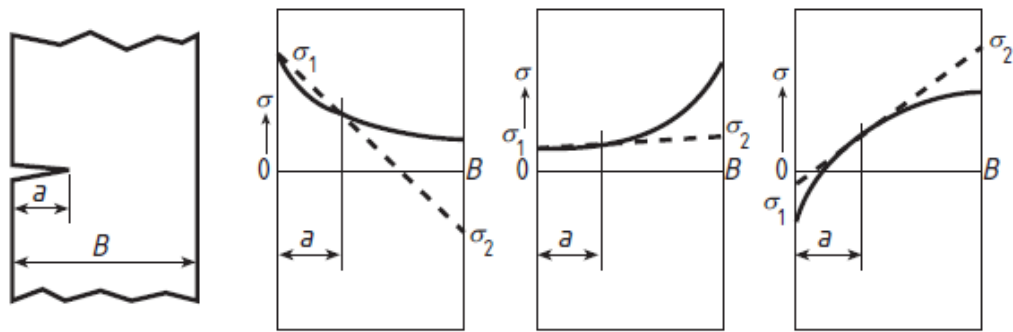


Figura 0.2: Exemplo de Linearização de tensões primárias ou secundárias de defeitos superficiais

É importante notar que qualquer linearização de tensão é aceitável desde que esta seja maior ou igual a magnitude real da distribuição de tensão na superfície do defeito.

### 3.1.2 Tensão Primária (P)

Essas são as tensões, que se forem suficientemente grandes, contribuem para o colapso plástico, diferente da tensão secundária que não contribui para tal efeito. Elas também podem contribuir para a falha por fratura, fadiga, fluência e corrosão sob tensão. Elas englobam todas as tensões decorrentes de pressão interna e carregamentos externos. As tensões primárias estão divididas em: tensão de membrana,  $P_m$  e tensão de flexão  $P_b$ .

- a) Tensão de membrana ( $P_m$ ): é a tensão média calculada na direção da espessura necessária para assegurar o equilíbrio do componente estrutural.
- b) Tensão de flexão ( $P_b$ ): É a componente de tensão que varia linearmente com a espessura. A tensão de flexão é que garante o equilíbrio com o momento fletor aplicado no componente.

$$P_m, Q_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (0.1)$$

$$P_b, Q_b = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (0.2)$$

### 3.1.3 Tensão Secundária (Q)

As tensões secundárias são auto equilibráveis e, portanto responsáveis por manter a compatibilidade da estrutura. Tensões térmicas e residuais são em geral secundárias. Um aspecto importante das tensões secundárias é que essas não provocam o colapso plástico, tendo que vista que a magnitude das mesmas aumenta com a deformação. Elas contribuem para agravar as condições locais na ponta da trinca. Quando é necessário incluí-las na análise elas devem ser consideradas no cálculo de  $K_I, \delta_I$  e  $\Delta K_I$ .

### 3.1.4 Tensões em descontinuidades estruturais

Concentração de tensões ocorre em descontinuidades submetidas a tensões primárias ou térmicas. As tensões secundárias não são influenciadas por descontinuidades estruturais, a não ser as tensões térmicas, que quando consideradas secundárias são afetadas pelas descontinuidades. Existem três categorias básicas para essas 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 BS 7910:2005 designa os fatores  $k_t, k_m$  e  $k_b$ , respectivamente.

Em análises de nível 1, a tensão aplicada é multiplicada por um valor singular  $k_t$ , a fim de obter a tensão de pico, que corresponde a tensão de membrana mais a tensão de flexão. Nos níveis 2 e 3 as componentes individuais de membrana e de flexão, das tensões aplicadas, estão disponíveis, e portanto, fatores separados  $k_{tm}$  e  $k_{tb}$  são aplicados às respectivas condições.

Este tipo de concentração também decai à medida que se afasta do ponto da descontinuidade e pode causar a plastificação do material ao longo da espessura.

Mais informações sobre juntas tubulares podem ser encontradas no Apêndice B da norma.

Descontinuidades devido ao desalinhamento: Estas podem causar tensões de flexão adicionais, que são calculadas multiplicando-se as tensões de membrana aplicada por um fator de concentração,  $k_m$  (ver anexo D). 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  $k_t$ .

### **3.1.5 Tenacidade a 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 BS 7910:2005 considera a adoção 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.



É 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, localização da abertura de trinca microestrutural (*crack tip*), espessura do material, condições ambientais e níveis de deformação imposta.

Segundo a norma BS 7910:2005, 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 BS 7910:2005 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 abaixo:

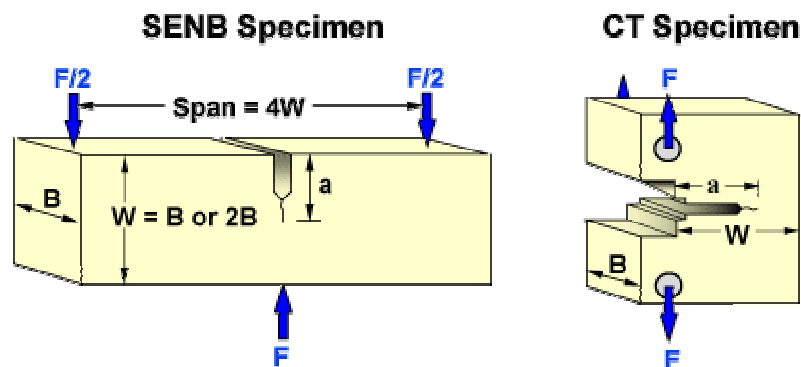


Figura 0.3: Tipos de corpos de prova utilizados em testes de tenacidade à fratura.

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 abaixo mostra o detalhe de um teste com corpo de prova SENB.



Figura 0.4: 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:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (0.3)$$

Segundo ANDERSON 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. Esta equação é descrita conforme mostrado no capítulo 2, equação 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. Segundo ANDERSON, desta forma a equação da parcela plástica é determinada por:

$$\delta_{pl} = \frac{r_p (W - a)V}{r_p (W - a) + a + z} \quad (0.4)$$

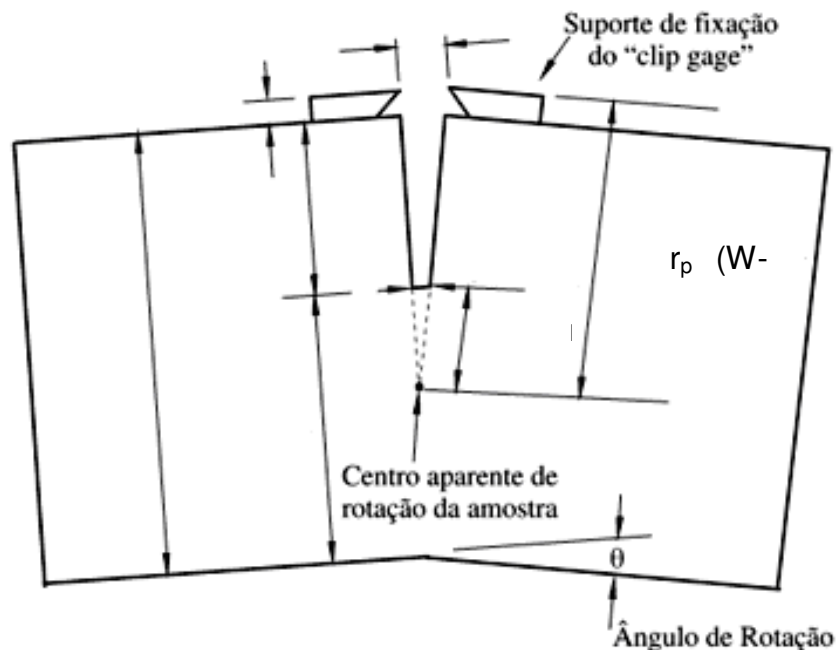


Figura 0.5: Modelo para determinação do CTOD em um corpo de prova SENB.

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

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m \cdot \sigma_y \cdot E} + \frac{r_p(W-a)V}{r_p(W-a) + a + z} \quad (0.5)$$

Onde  $m$  é um parâmetro adimensional para levar em conta o ganho de resistência devido ao encruamento para grandes deformações. Segundo ANDERSON,  $m$  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 do gráfico abaixo determina a energia de deformação acumulada ( $U_p$ ).

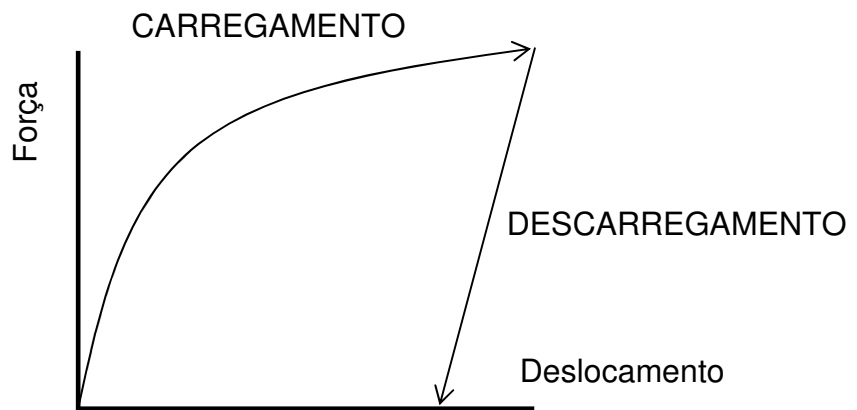


Figura 0.6: Energia de deformação acumulada.

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

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{\sigma_y \cdot E} + \frac{\eta \cdot U_p}{B \cdot b_o} \quad (0.6)$$

Onde:

$B$  é a espessura do corpo de prova;

$b_o$  é o ligamento remanescente;

$\eta$  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, 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 abaixo ilustra uma curva típica de resistência em  $J$  para materiais dúcteis.

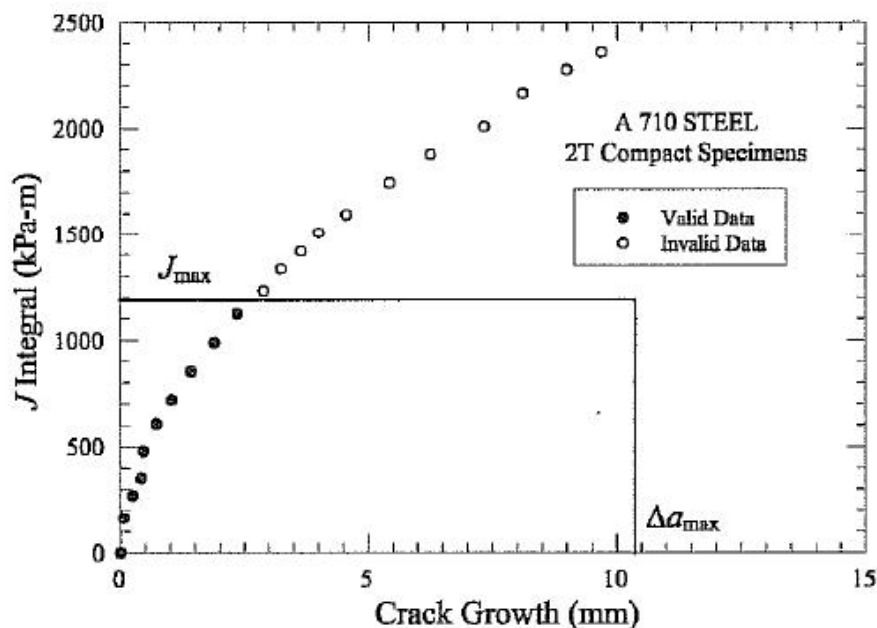


Figura 0.7: Representação de uma curva de resistência J-R para um material dúctil.

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.

### 3.1.6 Níveis de Avaliação

Segundo a norma BS 7910:2005 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 abaixo ilustra este procedimento:

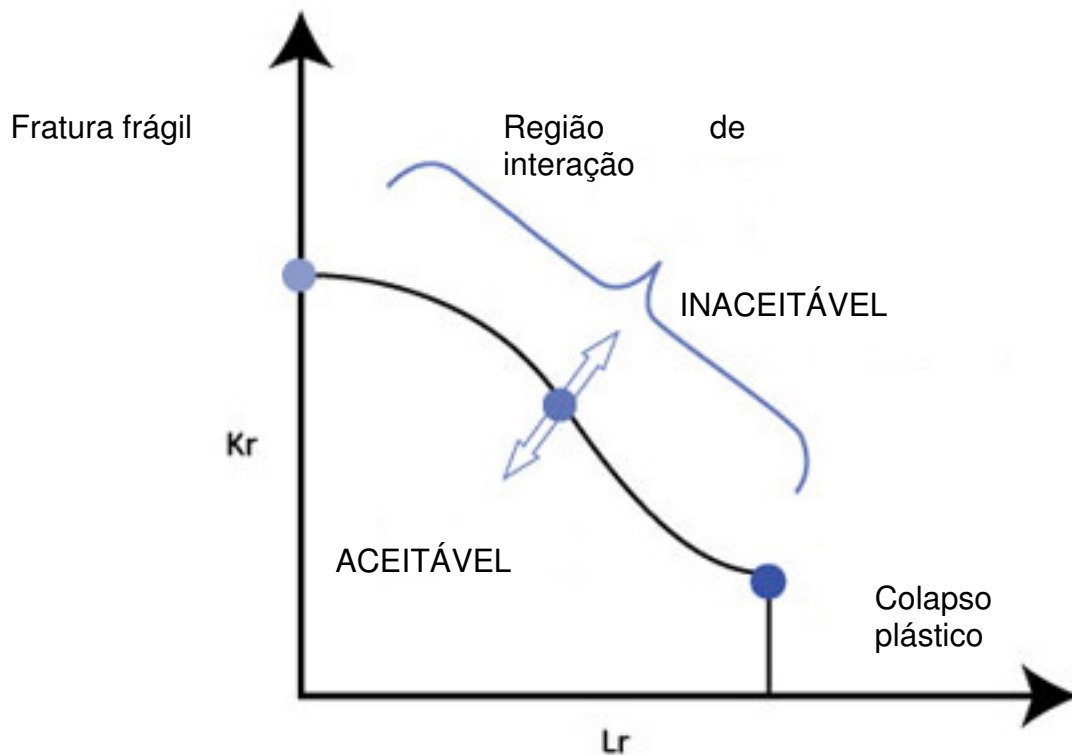


Figura 0.8: Procedimento de avaliação à fratura através do diagrama FAD.

### 3.1.7 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 a seguir ilustra o diagrama FAD adotado para o nível 1:

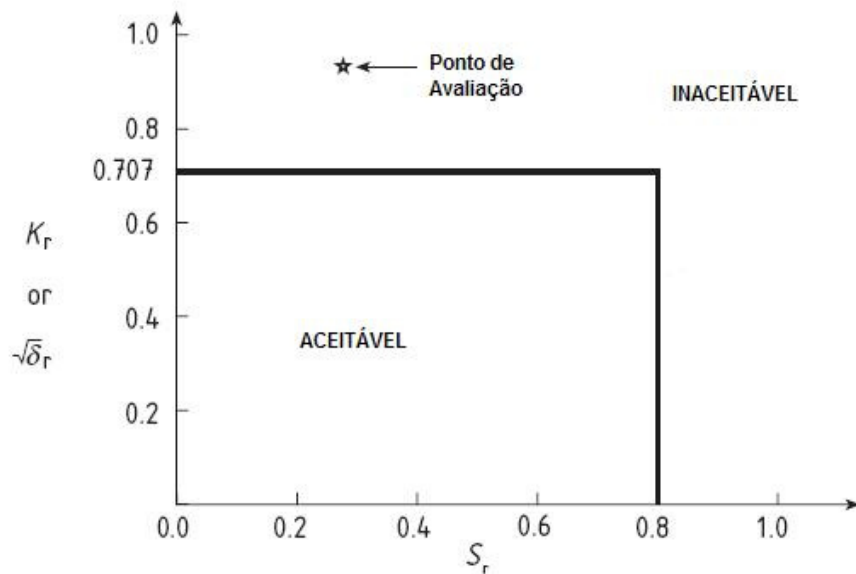


Figura 0.9: Diagrama FAD – Nível 1.

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 (0.7) mostrada abaixo:

$$\sigma_{\max} = k_t S_{\text{nom}} + (k_m - 1) S_{\text{nom}} + Q \quad (0.7)$$

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 BS 7910:2005 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:

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \quad (0.8)$$

$$(Y\sigma) = Mf_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max} \quad (0.9)$$

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 BS 7910:2005.

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:

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \quad \text{para} \quad \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \leq 0,5 \quad (0.10)$$

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) - 0,25 \right] \dots \text{para} \dots \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} > 0,5 \quad (0.11)$$

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:

$$K_r = \frac{K_l}{K_{mat}} \quad (0.12)$$

$$\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_l}{\delta_{mat}}} \quad (0.13)$$

Segundo a norma BS 7910:2005 o valor limite para a razão de fratura é de 0,707, como pode ser visto na Figura 0.9. Este valor já inclui um fator de segurança implícito de 2 no tamanho do defeito.

O procedimento de nível 1 descrito na norma BS 7910:2005 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 0. Caso a tenacidade seja conhecida através do parâmetro  $J$  a equação abaixo pode ser utilizada para convertê-lo em um termo equivalente em  $K(J)$ .

$$K(J)_{mat} = \sqrt{\frac{E \cdot J_{mat}}{(1 - \nu^2)}} \quad (0.14)$$

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 ( $\sigma_{ref}$ ) e a média aritmética da tensão de escoamento e a tensão última do material (não maior que 1,2.  $\sigma_y$ ). 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.

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_f} \quad (0.15)$$

Todas estas funções dadas para a tensão de referência são determinadas através do Anexo P da norma BS 7910:2005.

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

### 3.1.8 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:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = (1 - 0,14 \cdot L_r^2) [0,3 + 0,7 \exp(-0,65 \cdot L_r^6)] \text{ para } L_r \leq L_{r,\max} \quad (0.16)$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = 0 \text{ para } L_r > L_{r,\max} \quad (0.17)$$

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

$$L_{r,\max} = \frac{\sigma_u}{\sigma_y} \quad (0.18)$$

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

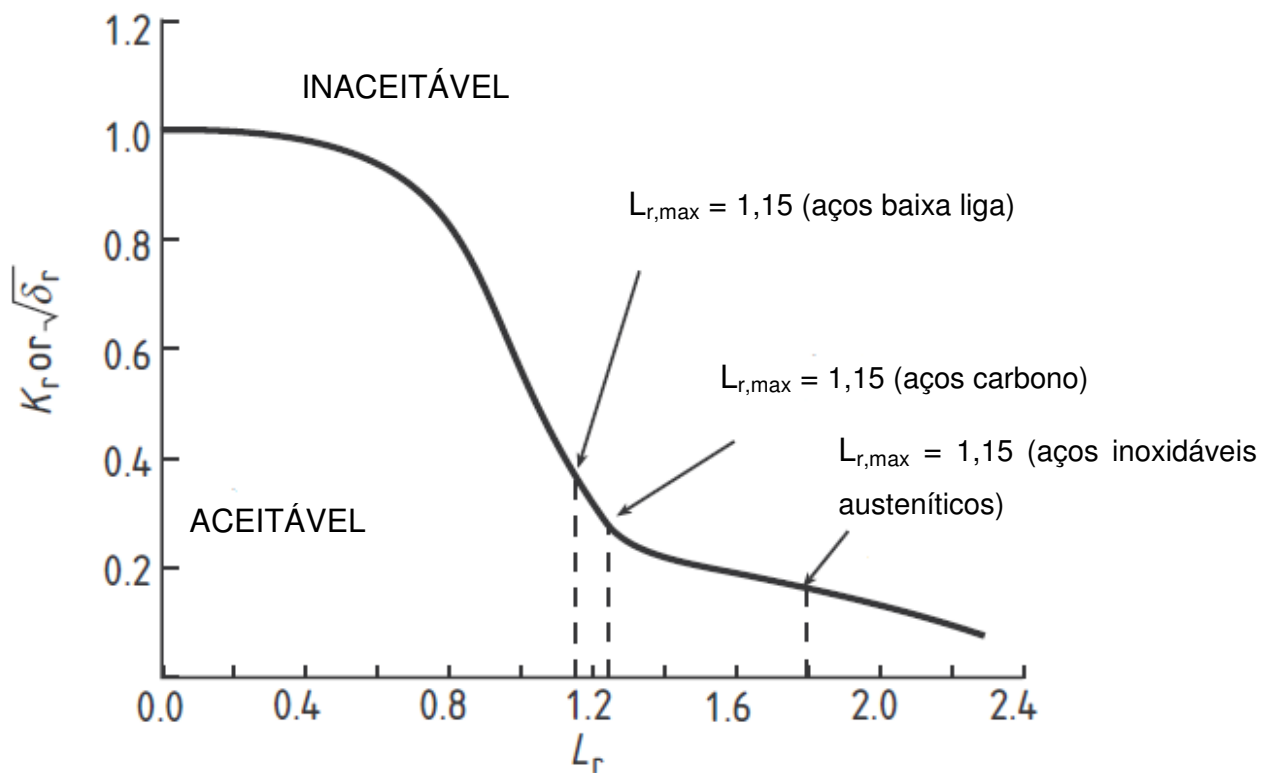


Figura 0.10: Diagrama FAD – Nível 2A.

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:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = \left( \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{L_r \cdot \sigma_y} + \frac{L_r^3 \cdot \sigma_y}{2E \cdot \varepsilon_{ref}} \right)^{0,5} \quad (0.19)$$

Onde:

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

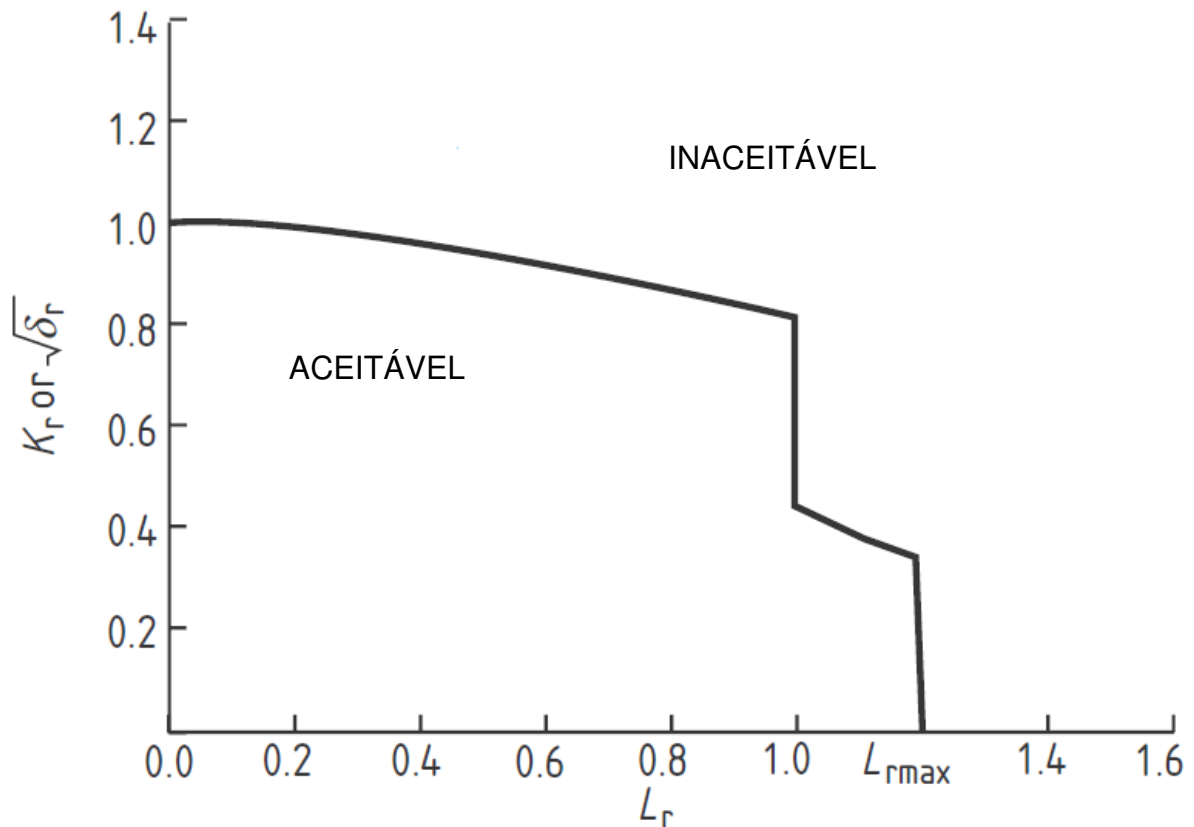


Figura 0.11: Diagrama FAD – Nível 2B.

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 BS 7910:2005.

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \quad (0.20)$$

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

$$(Y\sigma) = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s \quad (0.21)$$

$$(Y\sigma)_p = Mf_w [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot (P_b + (k_m - 1)P_m)] \quad (0.22)$$

$$(Y\sigma)_s = M_m \cdot Q_m + P_b \cdot Q_b \quad (0.23)$$

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 BS 7910:2005.

### 3.1.9 Avaliação à Fratura - Nível 3

O procedimento de avaliação de nível 3 proposta na norma BS 7910:2005 que permite modela 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:

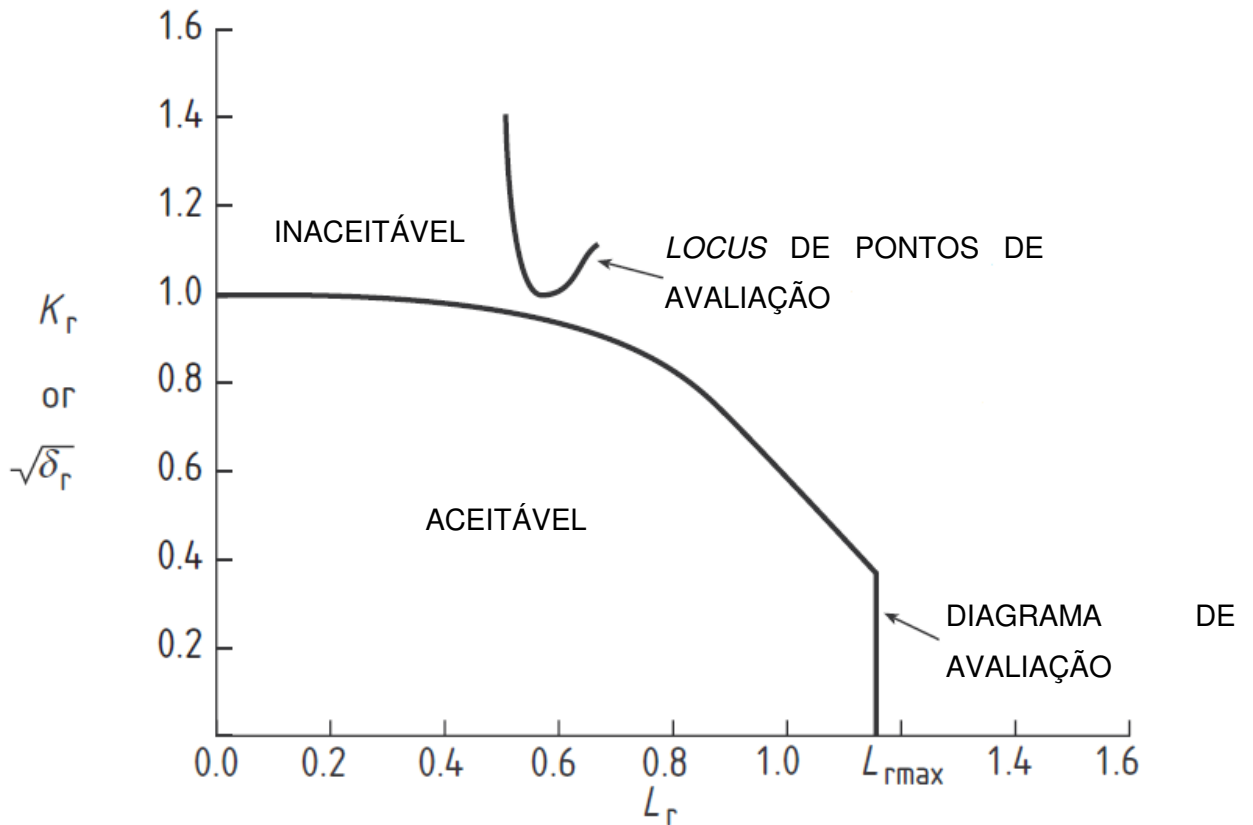


Figura 0.12: Diagrama FAD – Nível 3.

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.

### 3.2 A DNV-RP-F108 E OS ESPÉCIMES SENT

Os dutos submetidos ao método do carretel estão sujeitos a uma flexão inelástica muito severa, que inclui deformações de até 3% de deformação nominal. Para esses dutos, sem dúvida, o potencial de fratura na solda circunferencial da região tracionada configura um dos estados limites. Esse estado limite conduz a uma análise de mecânica da fratura de um defeito hipotético, o qual assume-se que tenha sido causado por imperfeições de solda. Esse tipo de estudo é conhecido por ECA (*Enginnering Criticality Assesment*).

Um ECA, conforme descrito nos capítulos anteriores, compara a força motriz da trinca com a resistência à fratura do material baseado em testes de corpos de prova. Um conceito de similaridade está implícito em tal aproximação, ou seja, é assumido que os campos de tensões e deformações na ponta da trinca os quais induzem o processo de fratura micro estruturais são similares nos dois corpos contendo defeitos (*i.e* o duto contendo o defeito e seu respectivo corpo de prova). Entretanto, conforme descreve a norma DNV-RP-F108, as normas que usualmente padronizam testes para obtenção dos parâmetros de fratura, *eg.* BS7448 e ASTM E



1820 descrevem métodos que utilizam espécimes de flexão de três pontos (SENB) ou compactos (C(T)), dotados de trincas profundas que garantem uma elevada triaxialidade de tensões. Em geral, quanto maior a restrição/triaxialidade, menor é a tenacidade à fratura e, portanto, o uso de corpos de prova contendo trincas profundas, produzem valores mais baixos de tenacidade à fratura, aumentando o conservadorismo da análise de ECA.

Contudo, a análise de dutos sujeitos ao método carretel aborda mais comumente defeitos superficiais e de menor profundidade oriundos de procedimentos de soldagem. Tais defeitos apresentam baixo nível de triaxialidade e contrastam com os espécimes de uso convencional com trincas profundas. Além disso, o enrolamento de dutos ao redor de carretéis gera campos trativos muito severos na ponta das trincas causando relaxamento significativo das tensões em relação às condições de escoamento de pequena escala, rápida plastificação do ligamento remanescente e redução significativa do nível de triaxialidade de tensões.

A norma DNV-RP-F108, recomenda o uso de espécimes tipo SENT (*Single Edge Notched tension*) para determinação de forças motrizes de dutos sujeitos ao método carretel ou outras situações onde haja grandes deformações.

### 3.2.1 Dimensões do Espécime

As dimensões recomendadas pela DNV-RP-F108 para um espécime SENT clampeado está ilustrado na Figura 0.13.

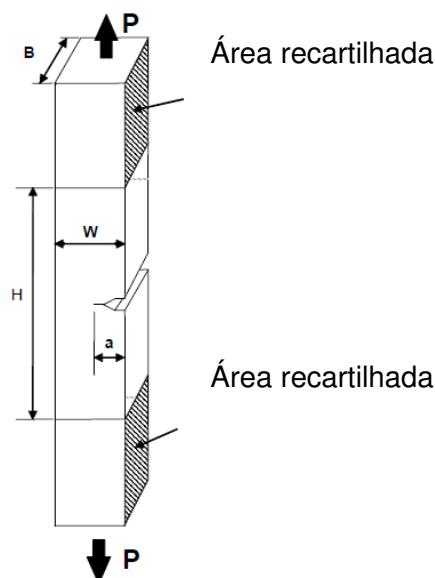


Figura 0.13: Dimensões para Espécime SENT

Onde,

- W - Espessura Nominal do duto
- B - Largura do espécime,  $2W$
- a - Altura do defeito
- H - Distância entre as garras,  $10W$

A relação entre a orientação do espécime e o defeito circunferencial pode ser visto na Figura 0.14.

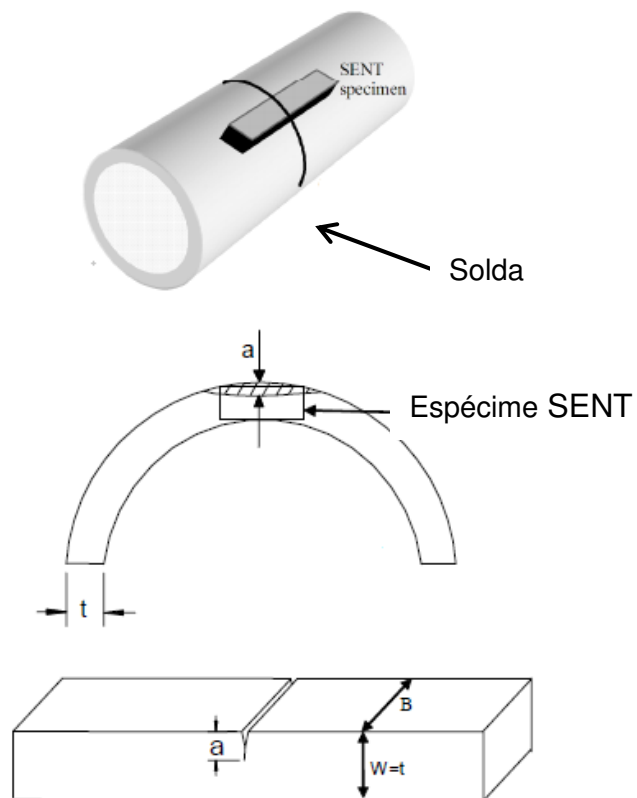


Figura 0.14: Relação entre a Orientação da Trinca e do Espécime

## **4 MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL**

### **4.1 VISÃO GERAL**

A modelagem numérica se tornou ao longo dos anos uma ferramenta indispensável em análises de mecânica da fratura, tendo em vista que apenas poucos casos apresentam uma solução analítica bem definida para determinação das tensões e deformações. Em casos simples, como por exemplo, um corpo sujeito ao estado plano de tensão ou de deformação e composto de material elástico isotrópico, é possível encontrar uma função de tensão que leva a solução desejada. WESTERGAARD e WILLIAMS usaram tais aproximações para encontrar soluções para tensões e deformações próximas à ponta da trinca de um material elástico. Entretanto, na maioria dos casos, as tensões e deformações no corpo devem ser determinadas numericamente.

Uma grande variedade de técnicas vem sendo aplicadas em problemas de mecânica dos sólidos, dentre elas, diferenças finitas, elementos finitos e métodos de equações integrais de contorno. Esses dois últimos métodos vêm sendo aplicados quase que exclusivamente. A grande maioria das análises de corpos contendo trincas usam elementos finitos, entretanto, o método da integral de contorno pode ser útil em circunstâncias bem específicas. O presente capítulo aborda apenas método de elementos finitos.

### **4.2 O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS (MEF)**

No método de elementos finitos, a estrutura de interesse é subdividida em formatos discretos conhecidos como elementos. Os tipos mais comuns de elementos incluem vigas unidimensionais, quadriláteros tridimensionais e tetraedros. Os elementos são conectados por nós, pontos nos quais a continuidade no campo de deformações é estabelecida. A dimensionalidade da estrutura não precisa

necessariamente corresponder à dimensão do elemento. Por exemplo, uma treliça tridimensional pode ser construída a partir de elementos unidimensionais.

A Figura 0.1 mostra um elemento contínuo isoparamétrico para problemas de estado plano de tensão ou de deformação. As coordenadas locais também chamadas de coordenadas paramétricas variam de -1 a +1 sobre a área do elemento. O nó no vértice inferior esquerdo possui coordenada paramétrica (-1,-1) sobre a área do elemento, enquanto o nó do vértice superior direito está a (+1,+1) na sistema de coordenadas local. É importante notar que as coordenadas do sistema paramétrico não são necessariamente ortogonais. Considere um ponto sobre o elemento em  $(\xi, \eta)$ . A coordenada global para esse ponto é dada por:

$$x = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta)x_i \quad (0.1)$$

$$y = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta)y_i \quad (0.2)$$

Onde  $n$  é o número de nós no elemento e  $N_i$  é a função de forma correspondente ao nó  $i$ , cujas coordenadas são  $(x_i, y_i)$ , no sistema global e  $(\xi, \eta)$  no sistema paramétrico.

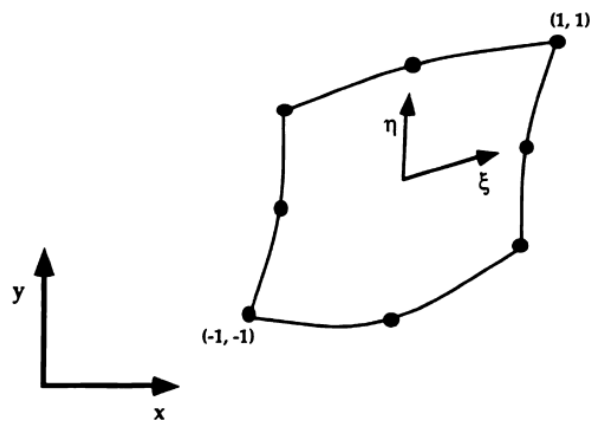


Figura 0.1: Coordenadas Local e Global para um elemento bidimensional

As funções de forma são polinomiais e interpolam grandezas no elemento. O grau do polinômio depende do número de nós do elemento. Se, por exemplo, o elemento contém nós somente nos vértices,  $N_i$  é linear. A Figura 0.1 um elemento de quatro lados e oito nós que requer uma interpolação quadrática.

O deslocamento no elemento é interpolado conforme a seguir:

$$u = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) u_i \quad (0.3)$$

$$v = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta) v_i \quad (0.4)$$

Onde  $(u_i, v_i)$  correspondem aos deslocamentos nodais nas direções x e y, respectivamente. A matriz de deformação em  $(x, y)$  é dada por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = [B] \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \end{Bmatrix} \quad (0.5)$$

Onde

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (0.6)$$

e

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} \quad (0.7)$$

Onde  $[J]$  é a matriz Jacobiana descrita por:

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dots & \frac{\partial N_i}{\partial x} & \dots \\ \dots & \frac{\partial N_i}{\partial y} & \dots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ \dots \end{bmatrix} \quad (0.8)$$

A matriz de tensão é definida da seguinte forma:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad (0.9)$$

Onde  $[D]$  é a matriz constitutiva tensão-deformação. Para problemas que incorporam plasticidade incremental, tensão e deformação são computadas incrementalmente e  $[D]$  é atualizada a cada iteração.

$$\{\Delta\sigma\} = [D(\varepsilon, \sigma)]\{\Delta\varepsilon\} \quad (0.10)$$

Dessa forma, a distribuição de tensão e deformação através do corpo poder ser inferida a partir dos deslocamentos nodais e da lei constitutiva. As tensões e deformações são usualmente avaliadas em vários pontos gaussianos ou pontos de integração dentro de cada elemento. Para elementos bidimensionais, a integração gaussiana 2X2 é típica onde há quatro pontos de integração em cada elemento.

Os deslocamentos nos nós dependem da rigidez do elemento e das forças nodais. A matriz de rigidez do elemento é dada por:

$$[k] = \iint_{-1}^1 [B]^T [D][B] \det J |d\xi\eta| \quad (0.11)$$

As matrizes de rigidez dos elementos são agrupadas e formam a matriz global de rigidez  $[K]$ . A força global, deslocamento e matrizes de rigidez são relacionados conforme a seguir:

$$[K][u] = [F] \quad (0.12)$$

#### 4.3 RECOMENDAÇÕES NA APLICAÇÃO DO MEF À FRATURA

Apesar da maioria dos softwares comerciais possuírem recursos de geração automática de malha, a construção adequada de um modelo de elementos finitos requer intervenção humana. Problemas que envolvem trincas, em particular, requerem avaliações cuidadosas por parte do usuário.

Essa seção promove uma visão geral de algumas considerações que devem guiar a construção de malha para uma análise de fratura.

Análises de fratura típicas usam elementos quadriláteros para problemas bidimensionais e hexaédricos para problemas tridimensionais. A maioria dos algoritmos de pós-processamento que avaliam a integral J não são capazes de lidar com outros tipos de elementos, como triangulares e tetraédricos para problemas de duas e três dimensões respectivamente. Esses algoritmos normalmente definem o domínio da integral a partir de uma busca no entorno da ponta da trinca, usando a matriz de conectividade de elementos. Em uma malha bem construída, composta de elementos quadriláteros ou hexaédricos próximos à ponta da trinca, um algoritmo de

busca utilizando a matriz de conectividade, resulta em domínios concêntricos e regulares para avaliação de  $J$ . Com elementos triangulares ou tetraédricos, entretanto, um número ilimitados de elementos podem estar conectados a um único nó e orientados arbitrariamente. Consequentemente, definir um domínio de integração regular e suave a partir dessa matriz de conectividade, é virtualmente impossível.

Malhas para trincas normalmente utilizam elementos quadráticos de 8 e 20 nós para problemas de duas e três dimensões respectivamente. Alguns profissionais preferem elementos lagrangianos biquadráticos de 9 nós para problemas bidimensionais e elementos lagrangianos triquadráticos de 27 nós para problemas tridimensionais. Elementos lineares, que possuem 4 ou 8 nós para problemas de duas e três dimensões respectivamente, também são aceitáveis para problemas envolvendo trincas, entretanto, um refinamento adicional é necessário, a fim de obter o mesmo nível de precisão de uma malha correspondente, constituída de elementos quadráticos.

Elementos quadriláteros na ponta da trinca, normalmente são colapsados para triângulos em problemas bidimensionais, conforme indicado na Figura 0.2. É importante notar que três nós ocupam o mesmo lugar no espaço. A Figura 0.3 ilustra uma situação análoga para três dimensões, onde um elemento tetraédrico é degenerado em uma aresta.

Em problemas elásticos, os nós na ponta da trinca estão normalmente unidos, e os nós médios dos lados do elemento, estão deslocados para pontos a  $\frac{1}{4}$  do lado.

Essa modificação resulta na singularidade de deformação do elemento  $\frac{1}{\sqrt{r}}$ , o que aumenta a precisão numérica. O elemento de singularidade elástica está indicado na Figura 0.4 (a).

Quando zonas plásticas se formam a singularidade  $\frac{1}{\sqrt{r}}$  deixa de existir na ponta da trinca. Portanto elementos singulares elásticos não são indicados para análises elastoplásticas. O elemento é colapsado em triângulo, porém os nós na ponta da trinca não permanecem unidos, e a localização dos nós médios permanece inalterada. O elemento de singularidade elastoplástica está indicado na Figura 0.4 (b).

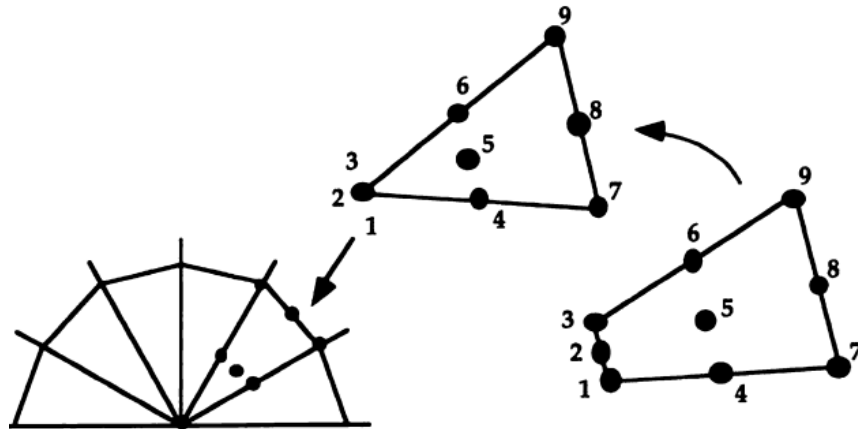


Figura 0.2: Degeneração de Elemento Quadrilátero para triangular

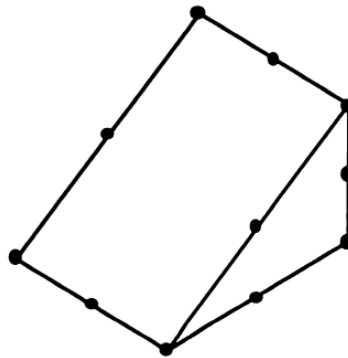


Figura 0.3: Degeneração de Elemento Hexaédrico em uma aresta

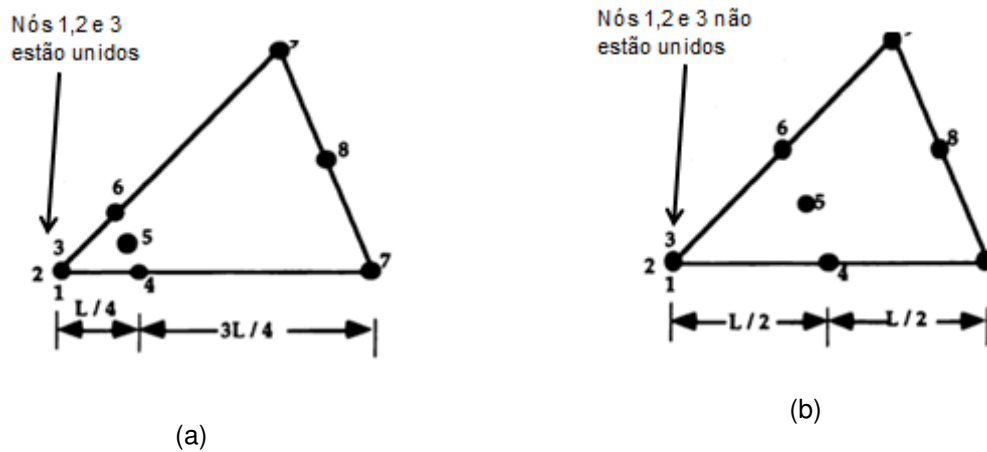


Figura 0.4: Elementos na ponta da trinca para análises elástica e elastoplástica

Um dos benefícios do elemento de singularidade plástica, é que ele permite que seja computada a abertura na ponta da trinca da malha deformada. Os nós não unidos ocupam inicialmente o mesmo lugar no espaço, mas se distanciam à medida que o elemento se deforma. A abertura na ponta da trinca é medida a partir do perfil



da trinca deformada e do método de interceptação a  $90^\circ$  conforme ilustrado na Figura 0.5.

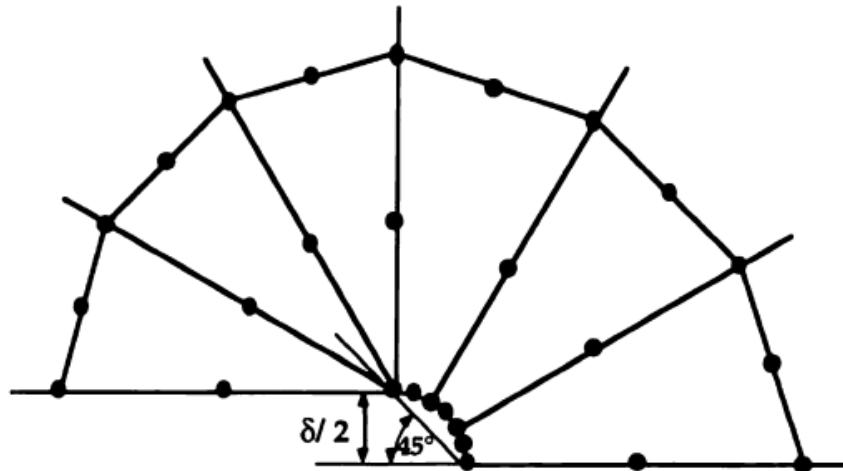


Figura 0.5: Medição da abertura na ponta da trinca (CTOD)

Para problemas típicos, a malha mais eficiente para a região da ponta da trinca é o que se chama de configuração “spider-web”, que consiste de anéis de elementos quadriláteros focados na direção da ponta da trinca. Tendo em vista que a região na ponta da trinca contém gradientes elevados de tensão e deformação, o refinamento deve ser o melhor possível. A configuração “spider-web” facilita uma transição suave entre a malha mais fina na região da trinca e regiões mais afastadas.

O nível apropriado de refinamento da malha depende do propósito da análise. Análise elástica de intensidade de tensão ou taxa de liberação de energia podem ser acompanhadas de malhas relativamente grosseiras uma vez que métodos modernos, como por exemplo, aproximação do domínio da integral, elimina a necessidade de resolver de forma precisa os campos na ponta da trinca.

Problemas elastoplásticos requerem um maior refinamento de malha nas regiões do corpo onde a plastificação ocorre. Quando o corpo experimenta a deformação plástica, bandas de deformação estreitas se propagam através do corpo, conforme Figura 0.6. O elevado nível de deformação plástica nessas bandas terá uma contribuição significativa para a integral J. A malha de elementos finitos deve ser suficientemente refinada nessas regiões, para capturar de forma precisa essa deformação.

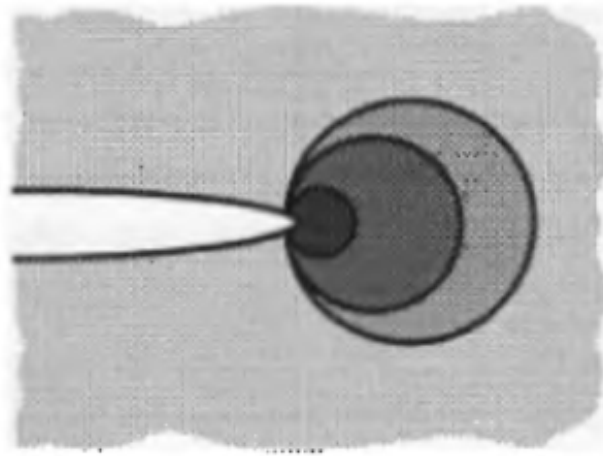


Figura 0.6: Bandas de deformação plástica

Como regra geral é desejável que haja ao menos 10 elementos na linha radial da região de interesse. Além disso, é necessário inferir campos na ponta da trinca a distâncias menores que duas vezes o CTOD. O código de análises deve incorporar teoria de grandes deformações e não linearidade geométrica.

È importante salientar que o elemento colapsado de singularidade plástica, indicado na Figura 0.4 (b) não são apropriados para análises não lineares. Nesse tipo de análise, as matrizes de rigidez e jacobianas são recalculadas a cada iteração. O primeiro anel de elementos colapsados na ponta da trinca, podem se tornar altamente distorcidos à medida que a trinca cede. Elementos severamente deformados levam a erros e instabilidades numéricas. Para análises que consideram pequenas mudanças na geometria, a deformação do elemento não é um problema tendo em vista que as matrizes de rigidez e jacobianas do elemento são determinadas a partir da configuração original.

Em uma análise não linear geométrica de grandes deformações é comum a iniciar um pequeno raio na ponta da trinca conforme indicado na Figura 0.7. Nota-se que os elementos na ponta da trinca não estão colapsados nesse caso. Tendo em vista que a CTOD depois da deformação é pelo menos 5 vezes o valor inicial, os resultados não são afetados pela presença do raio inicial.

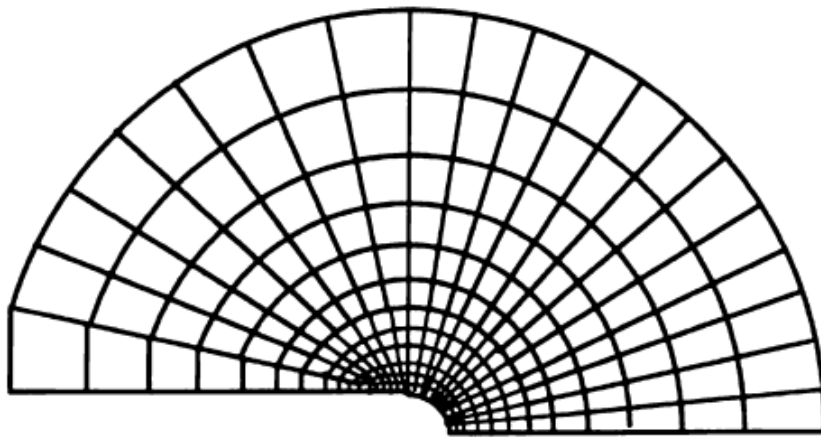


Figura 0.7: Malha na Ponta da trinca para uma Análise de Grandes Deformações

## 5 EXEMPLO ILUSTRATIVO

### 5.1 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

Em seu capítulo 6, GOUVEIA, apresentou um exemplo numérico que consistiu em um estudo completo de ECA para um duto submarino lançado pelo método carretel. Obviamente a fase de lançamento foi contabilizada na análise crítica tendo em vista os níveis elevados de deformação plástica sofridas nesse processo.

Tabela 0.1: Avaliação Fratura no reeling (GOUVEIA, 2009)

Critério de defeitos pós-soldagem		Tamanho de defeitos após reeling (2 ciclos de deformação)	
Comprimento do Defeito (mm)	Altura do Defeito (mm)	Comprimento do Defeito (mm)	Altura do Defeito (mm)
<b>100,00</b>	<b>1,71</b>	<b>100,04</b>	<b>1,93</b>
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

A Tabela 0.1, descreve os defeitos de solda avaliados por GOUVEIA e apresenta além das dimensões iniciais dos defeitos as respectivas dimensões após

2 ciclos de reeling. A predição da propagação dos defeitos foi realizada por meio do software CRACKWISE considerando uma avaliação de nível 3B, descrita anteriormente no capítulo 3.

O primeiro item da Tabela 0.1, indicado em vermelho, será alvo da avaliação do presente capítulo o qual descreverá o processo construção das curvas de força motriz (CTOD) por duas abordagens distintas: A primeira utilizará o nível 2B do CRACKWISE e a segunda, a aplicação do método de elementos finitos em um corpo de prova SENT, a partir das considerações explicitadas nos itens a seguir.

### 5.1.1 Propriedades do duto submarino

A Tabela 0.1 apresenta apenas os dados geométricos do duto submarino. É importante ressaltar que informações de temperatura e pressão não são relatadas visto que somente a fase do lançamento será analisada no que diz respeito à possibilidade de fratura.

Tabela 0.2: Dados do duto submarino

Parâmetro	Valores	Unidade
Material	API 5L X-60	-
Diâmetro externo	10,75	Pol
Espessura da parede	0,719	Pol
Sobre espessura 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
Módulo de elasticidade	207000	MPa
Coeficiente de Poisson	0.3	-

### 5.1.2 Dados do Material

A curva tensão - deformação utilizada não possui patamar de escoamento devido ao feito encruamento do aço, efeito Bauschinger indicado na seção 0. A obtenção dessa curva é dada por meio de testes para valores máximos e mínimos

(upper bound e lower bound respectivamente). Seguindo o conservadorismo adotado por GOUVEIA e para título de comparação, será utilizada a curva upper bound, tendo em vista que esta produz os maiores valores de tensão primária. A Figura 0.1 indica ambas as curvas de material.

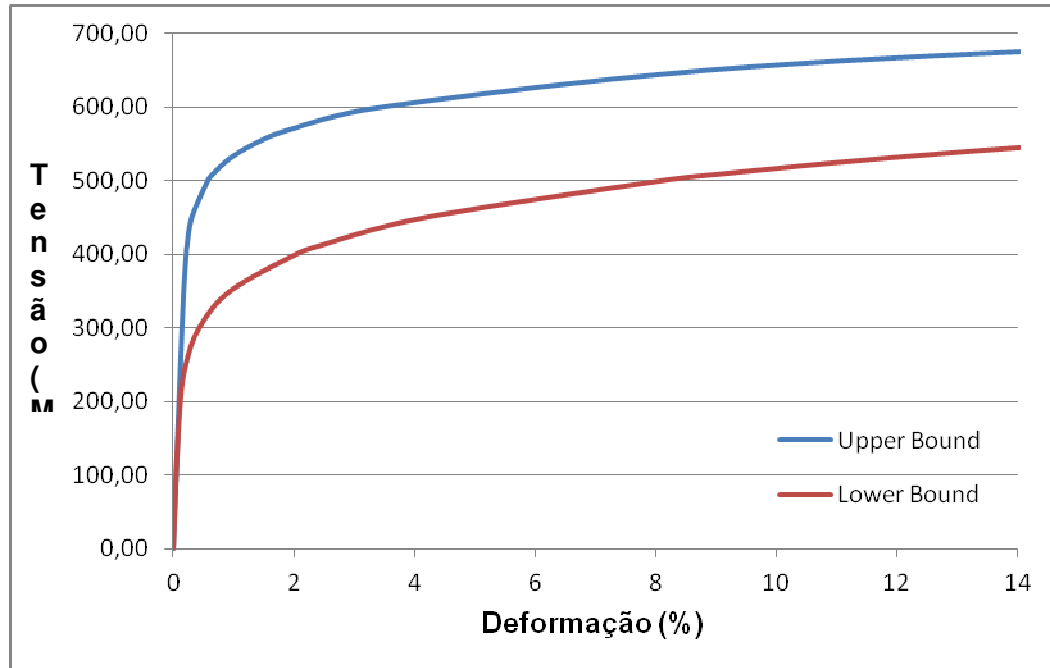


Figura 0.1: Curvas Tensão – Deformação (API X-60)

As curvas indicadas na Figura 0.1 seguem a equação de curva cíclica estabilizada Ramberg Osgood apresentada na equação 0.1, cujos parâmetros adotados por GOUVEIA se encontram indicados na

Tabela 0.3.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left( 1 + \frac{3}{7} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0.7}} \right)^{n-1} \right) \quad (0.2)$$

Onde;

$\varepsilon$  - Deformação devido a tensão  $\sigma$  ;

$\sigma$  - Tensão para deformação  $\varepsilon$  ;

E - Módulo de elasticidade;

n – constante referente ao encruamento do material

Tabela 0.3: Parâmetros para as curvas Ramberg-Osgood

Parâmetros	Lower Bound	Upper Bound
Ponto 1 (1% de deformação)	414 MPa	534 MPa
Ponto 2 (10% de deformação)	517 MPa	657 MPa
$\sigma'$	227.7 MPa	491 MPa
n	6.5	12.39

É importante salientar que o ponto 1 e ponto 2 da

Tabela 0.3 correspondem respectivamente a tensão de escoamento e tensão última das curvas monotônicas sobre as quais foram ajustadas as curvas cíclicas.

### 5.2.3 Deformação Imposta ao Duto

A fim de gerar uma curva de força motriz por deformação que contemple o nível de deformação considerado por GOUVEIA em sua avaliação de fratura, é essencial adotar o mesmo raio do carretel da embarcação de lançamento, portanto assume-se 9 metros.

A Equação (0.3) demonstra o cálculo para máxima deformação nominal do duto.

$$\varepsilon_{\text{reel}} := \frac{\frac{OD}{2}}{\frac{OD}{2} + R + t_c} \quad (0.3)$$

Onde:

OD é o diâmetro externo;

R é o raio do carretel;

$t_c$  é a espessura de revestimento.

Dessa forma a deformação em cada ciclo é dada por:

$$\epsilon_{\text{reel}} = \frac{\frac{273}{2}}{\frac{273}{2} + 9000 + 3} = 1,5\%$$

As tensões primárias, devido a flexão ( $P_b$ ) e de membrana ( $P_m$ ) adotadas por GOUVEIA foram 22 MPa e 556MPa, respectivamente.

## 5.2 FORÇA MOTRIZ (CTOD) PELO CRACKWISE

Seguindo a metodologia da BS 7910:2005 para a avaliação nível 2B, descrita na seção 0. A curva FAD foi gerada pelo software a partir da curva de material utilizada. Foram atribuídos valores sucessivos de tensão de membrana de forma a obter pontos críticos, ou seja, pontos que se encontravam exatamente sobre a curva FAD. Para cada um desses pontos gerados o programa fornece o valor de CTOD e, por conseguinte tornou-se possível obter um gráfico da força motriz pela deformação nominal apresentado na Figura 0.4.

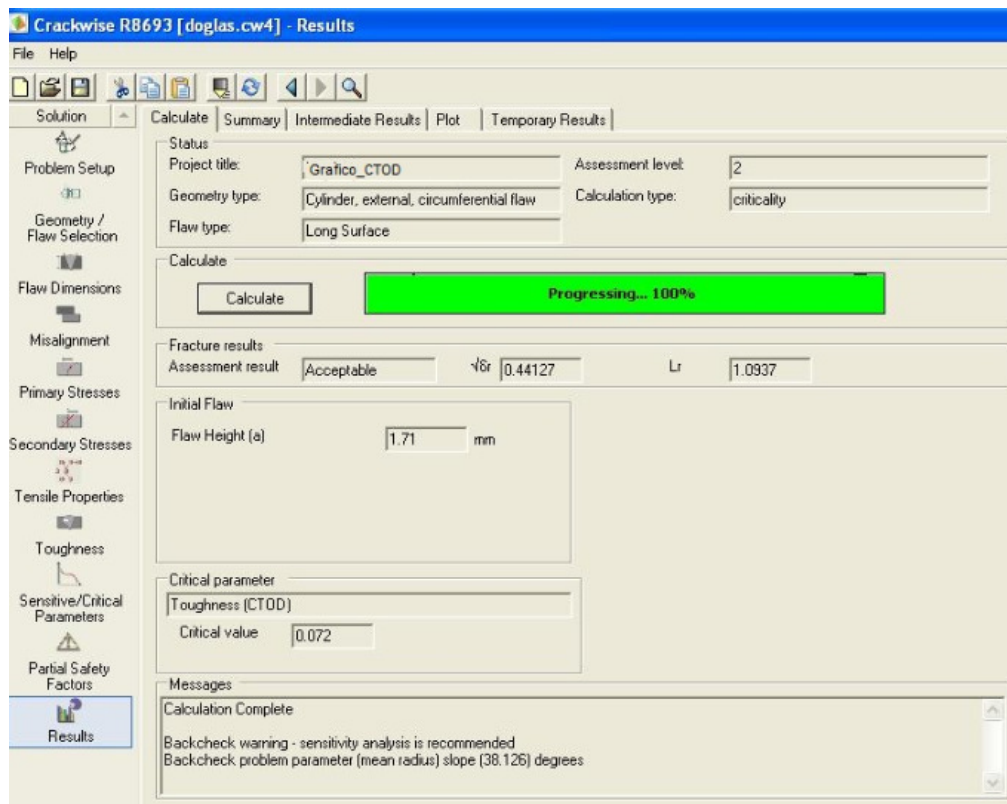


Figura 0.2: Resultado para um ponto gerado na curva FAD (CRACKWISE)



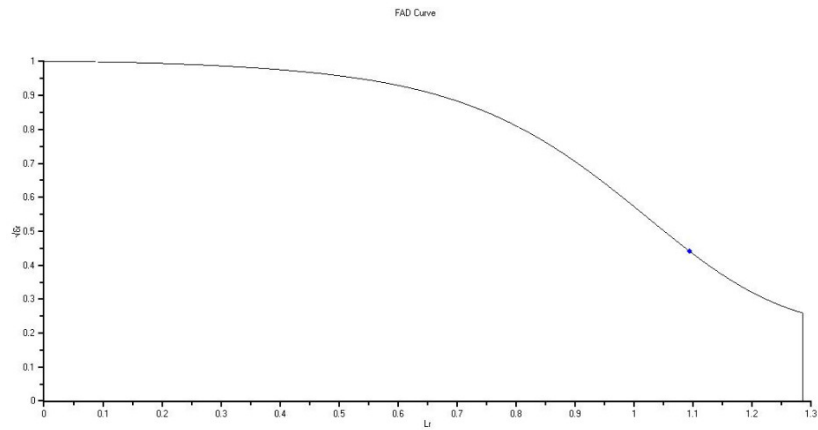


Figura 0.3: Ponto crítico – exatamente sobre a curva FAD

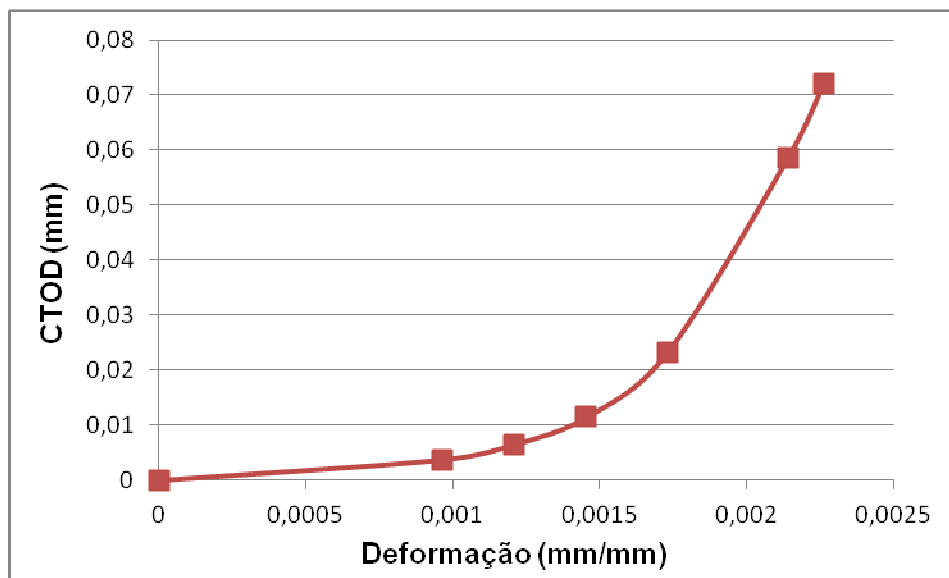


Figura 0.4: Curva CTOD – Deformação nominal (CRACKWISE)

## 5.3 FORÇA MOTRIZ (CTOD) PELO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

### 5.3.1 Dimensões do Corpo de Prova

As dimensões do corpo de prova adotado foram obtidas conforme recomendações da DNV-RP-F108 apresentadas seção 0. A Figura 0.5 indica as dimensões do corpo de prova.

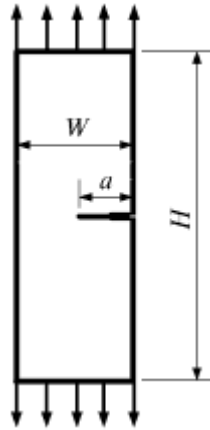


Figura 0.5: Dimensões do corpo de prova

Onde

$W$  – 18,26 mm, corresponde a espessura do duto;

$a$  – 1.71 mm , é a altura do defeito a ser avaliado;

$H$  – 182.6 mm, refere-se a distância entre as garras.

É importante ressaltar que a dimensão  $B$  descrita na seção 0, referente à largura do corpo de prova, não é considerada tendo em vista que foi utilizado um modelo 2D devido a limitações computacionais diante do refinamento necessário na ponta da trinca de uma malha 3D. Entretanto, conforme experimentos realizados por CRAVERO, modelos de espécimes SENT 2D e 3D, em estado plano de deformação, apresentam valores de CTOD análogos para diversas relações de comprimento do defeito e espessura.

### 5.3.2 O Modelo de Elementos finitos

O software ANSYS, Inc. foi empregado para a construção e simulação do modelo de elementos finitos. Não foram consideradas condições de simetria destes modelos a fim de facilitar a visualização da trinca e apresentação de resultados.

A fim de capturar de forma acurada a forte variação dos campos de tensões e deformações na região na frente da trinca, foi usada uma malha muito refinada e constituída de anéis focais centrados na ponta da trinca (spider web), conforme descrito na seção 0. Um pequeno raio ( $\rho=0,005$  mm) foi utilizado para modelar a ponta da trinca. Este arredondamento inicial na ponta da trinca evita problemas

numéricos na computação das tensões e deformações nas vizinhanças e, ao mesmo tempo, acelera os algoritmos de plasticidade.

A malha é composta por 67749 nós e 13410 elementos 2D de 8 nós. A formulação dos elementos considera o estado plano de deformações, a fim de restringir o deslocamento em Z. O modelo de elementos finitos é carregado por imposição de deslocamentos para melhorar a convergência numérica. A curva de material utilizada foi a curva cíclica upper bound citada anteriormente, o defeito de 1.71mm de altura foi incluído no modelo. A Figura 0:6 mostra o corpo de prova, o carregamento aplicado e o detalhe da malha na região da trinca.

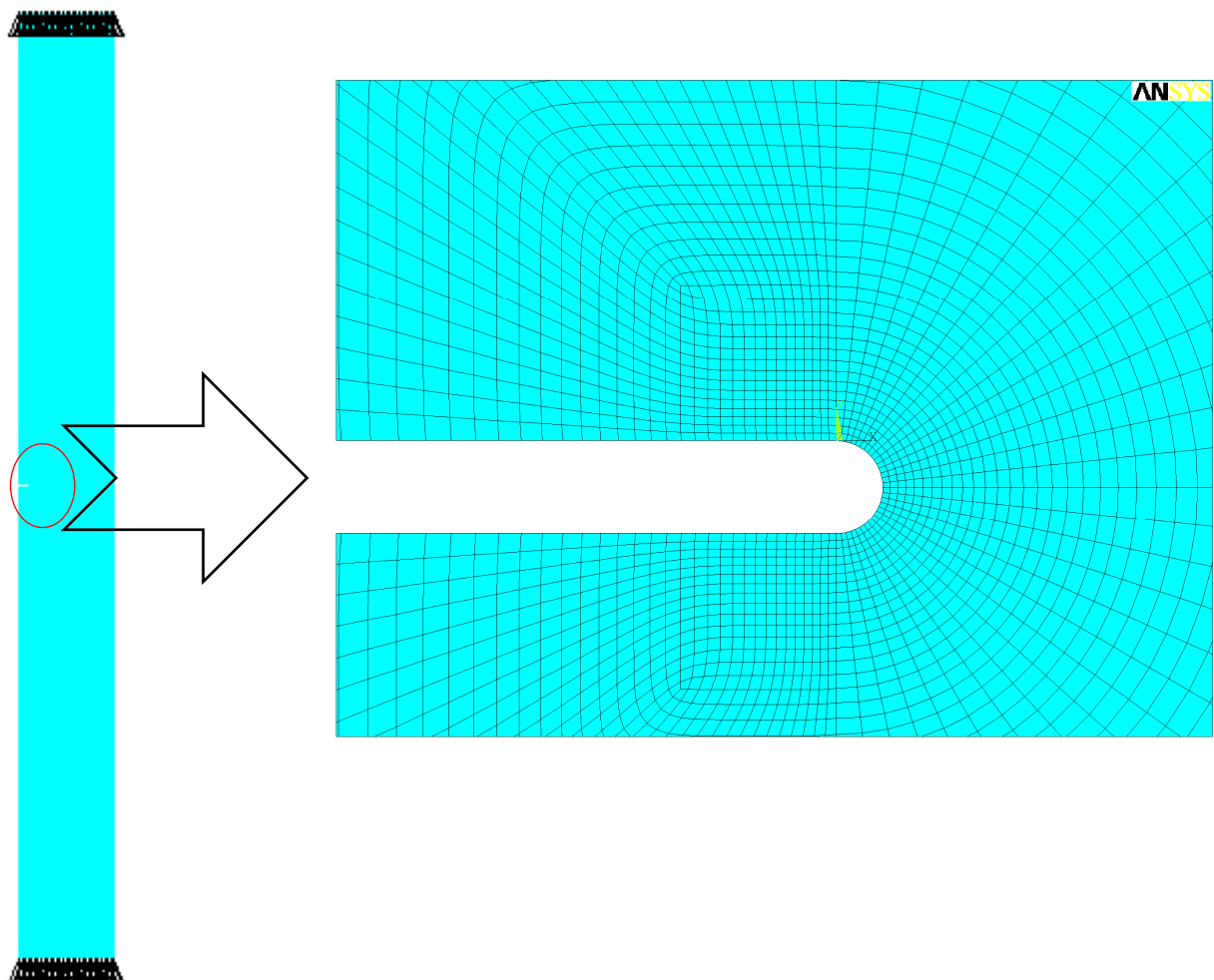


Figura 0:6: Malha na região da trinca

### 5.3.3 Obtenção da Curva CTOD – Deformação

A fim de obter a medida CTOD, foi aplicado um carregamento de deslocamento nas extremidades do corpo de prova, de forma a provocar abertura na

trinca. A obtenção dos valores sucessivos da abertura na ponta da trinca deu-se por medição direta (interceptação  $90^\circ$ ) conforme seção 0. As funcionalidades do software ANSYS possibilitaram a medição da distância entre nós para cada interação, *i.e* o valor de CTOD.

A deformação nominal foi contabilizada a partir da relação entre o deslocamento imposto e o comprimento inicial do corpo de prova.

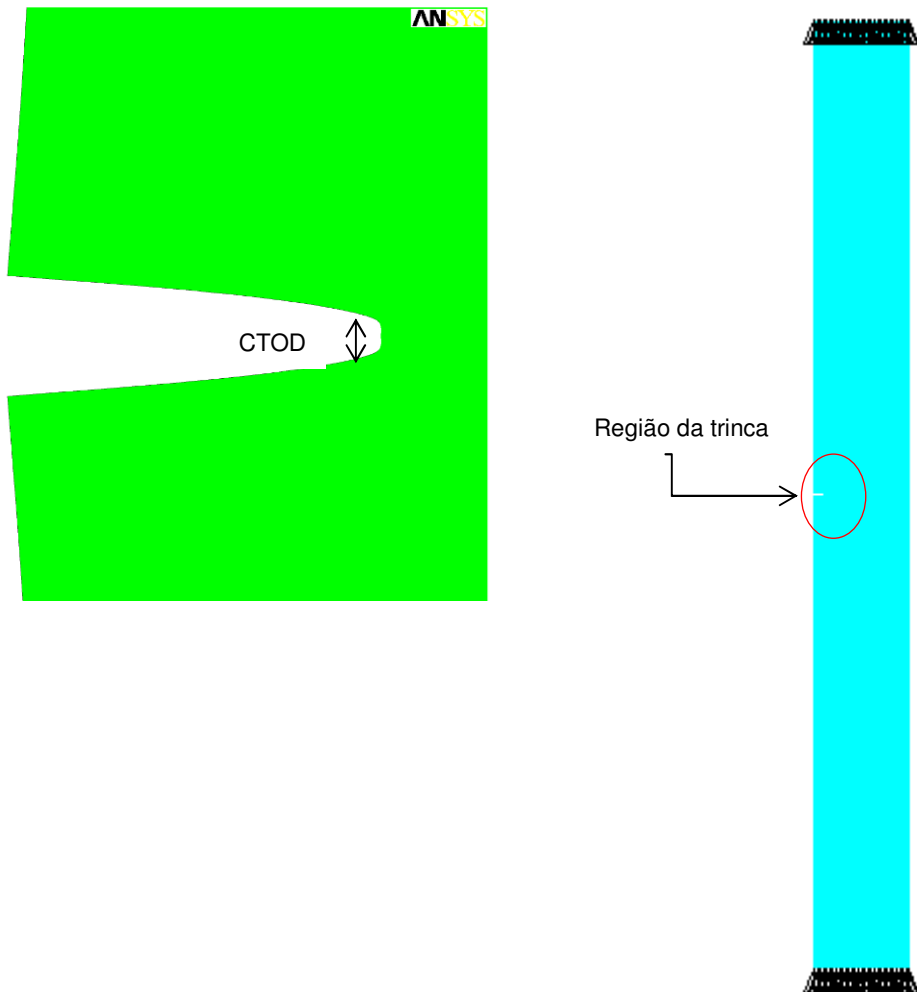


Figura 0.7: Medição da abertura na ponta da trinca

O histórico de medições tanto da deformação quanto do deslocamento a cada interação do programa fornece dados para a obtenção do gráfico de força motriz anunciado na presente seção e ilustrado na Figura 0.8.

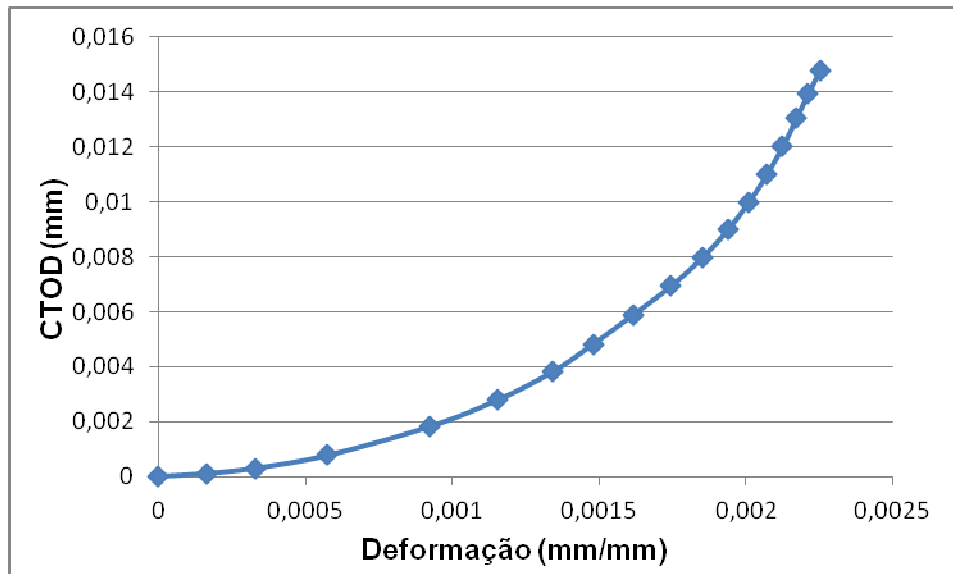


Figura 0.8: Curva CTOD – deformação nominal (MEF)

#### 5.4 COMPARAÇÃO ENTRE AS FORÇAS MOTRIZES (CTOD), MEF E BS-7910

A Figura 0.9 ilustra os gráficos de força motriz obtidos por ambas as abordagens para um defeito de 1.71 mm de altura conforme apresentado na Tabela 0.1.

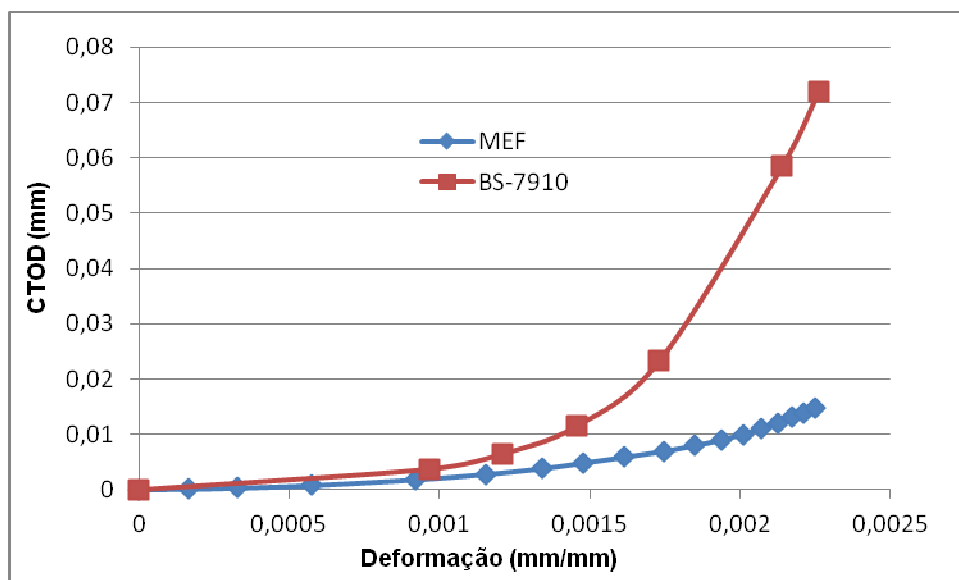


Figura 0.9: Curvas de força motriz (MEF e BS-7910)

Por meio da Figura 0.9, fica evidente que a curva gerada seguindo a metodologia da BS-7910 apresenta valores de abertura de trinca superiores aos da abordagem por elementos finitos. Diante desse resultado, pode-se dizer que a curva obtida por meio da BS-7910 é sensivelmente mais conservadora, tendo em vista que

para um mesmo nível de deformação, esta produz valores mais elevados de abertura de trinca que o método de elementos finitos, ou seja; para um mesmo nível de deformação, uma quantidade maior de energia é empregada no sentido de abrir a trinca.

### 5.5 AVALIAÇÃO DA POSSIBILIDADE DE CRESCIMENTO DO DEFEITO

Com o propósito de avaliar a possibilidade de propagação do defeito de 1.71mm, uma curva CTOD foi obtida pelo método de elementos finitos para a deformação imposta ao duto devido ao bobinamento, 1,5%. A deformação foi obtida através da imposição de um deslocamento no corpo de prova de 3mm. A Figura 0.10 indica a curva obtida, bem como o valor de CTOD para 1,5% de deformação nominal.

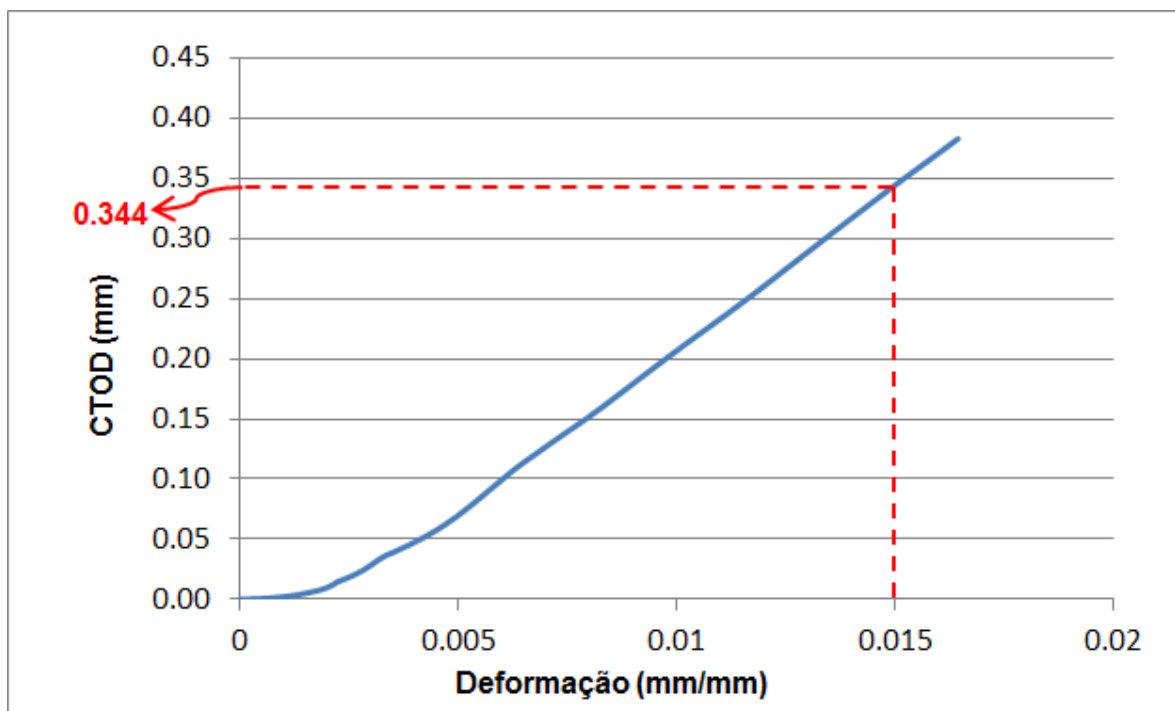


Figura 0.10: Curva CTOD-Deformação (MEF)

Conforme apresentado anteriormente na seção 0 a curva CTOD apresenta um ponto de iniciação de crescimento do defeito, conforme indicado na

Figura 0.15, isto é, para valores de CTOD inferiores a esse ponto não haverá propagação de trinca, apenas arredondamento (blunting). A norma britânica BS-7448-4 define um critério para determinação do valor de  $\delta_c$ , descrito na equação (0.52) novamente apresentada aqui.

$$\delta_c = 1.87 \left( \frac{R_m}{Rp_{0.2}} \right) \Delta a$$

Onde,

$\delta_c$  Valor de CTOD crítico, ou seja, valor a partir do qual se dá início o crescimento da trinca;

$R_m$  Tensão última do material;

$Rp_{0.2}$  Tensão a 0.2% de deformação plástica;

$\Delta a$  Crescimento da trinca em mm. Conforme a BS-7910 esse valor corresponde ao embotamento da trinca somente até o limite de  $\Delta a = 0.2mm$ .

Aplicando essa equação ao caso em questão temos:

$$\delta_c = 1.87 \left( \frac{517}{414} \right) 0.2 = 0.467mm$$

A Figura 0.10 indica um CTOD de 0.344mm, o qual inferior ao valor crítico fornecido pela equação acima (0.467mm). Portanto, pode-se concluir que para o defeito avaliado não haverá propagação de trinca, apenas arredondamento da ponta da mesma devido a deformação plástica inerente ao bobinamento no carretel. Tal resultado contrasta com Tabela 0.1, onde é descrito o resultado obtido por GOUVEIA, 2009 ao utilizar a metodologia presente na BS7910:2005 nível 3B. A tabela indica uma altura final do defeito de 1.93mm, considerando, portanto que o defeito se propagou 0,12 mm após os dois ciclos de reeling.

## 5.6 AVALIAÇÃO DA TENSÃO DE REFERÊNCIA

A tensão de referência é aquela que ocorre no ligamento remanescente, isto é, parcela de material descontada a presença da trinca. Na seção 0 foi visto que a relação entre a tensão de referência e a de escoamento do material fornece o parâmetro  $L_r$  do diagrama FAD.

Através de  $L_r$  avalia-se a possibilidade de colapso plástico ao se comparar com o valor de  $L_{r,máx.}$ . Para que não haja colapso plástico a condição  $L_r < L_{r,máx}$  deve ser atendida o que é o mesmo que dizer que  $\sigma_{ref} < \sigma_u$ .

### 5.6.1 Tensão de referência pela BS7910:2005

Formulações para o cálculo da tensão de referência são apresentadas no anexo P da norma BS7910:2005, para diferentes tipos de defeitos e geometrias. A tensão de referência para o caso em questão pode ser obtida pelas equações (0.4) e (0.5).

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + [P_b^2 + 9P_m^2 \cdot (1 - \alpha)^2]^{0.5}}{3 \cdot (1 - \alpha)^2} \quad (0.4)$$

$$\alpha = \frac{a/W}{1 + W/c} \quad (0.5)$$

Onde,

$P_m$  – Tensão de membrana, seção 0;

$P_b$  - Tensão devido a flexão, seção 0;

$a$  – Altura do defeito, seção 5.3.1;

$W$  – espessura do corpo de prova no plano da trinca, Tabela 0.11;

$c$  – Metade do comprimento do defeito, Tabela 0.1.

Substituindo valores na equação (0.6) e (0.7), temos:

$$\sigma_{ref} = \frac{22 + [22 + 9 \cdot 556^2 \cdot (1 - 0.069)^2]^{0.5}}{3 \cdot (1 - 0.069)^2} = 605,5MPa < 637MPa \quad (0.8)$$

### 5.6.2 Tensão de referência pelo MEF

A Figura 0.11 mostra o contorno de tensões de Von Mises à frente a trinca para uma deformação nominal de 1.5%. É evidente que a região pertencente a zona plástica da trinca apresenta tensões muito elevadas, porém inferiores a tensão de coesão. À medida que a distância a ponta trinca aumenta o nível de tensões



decrece. Com intuito de obter o nível médio de tensões ao longo do ligamento, uma normalização de tensões de Von Mises é realizada a utilizando as funcionalidades do software ANSYS. A Figura 0.12 exibe a linearização de tensões no ligamento remanescente.

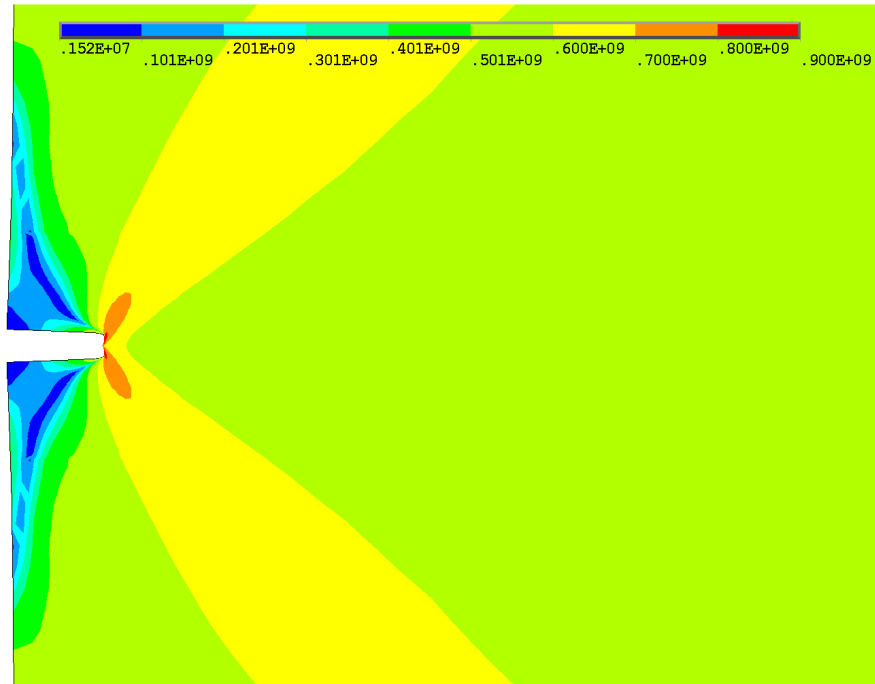


Figura 0.11: Contornos de tensões de Von Mises à frente da trinca

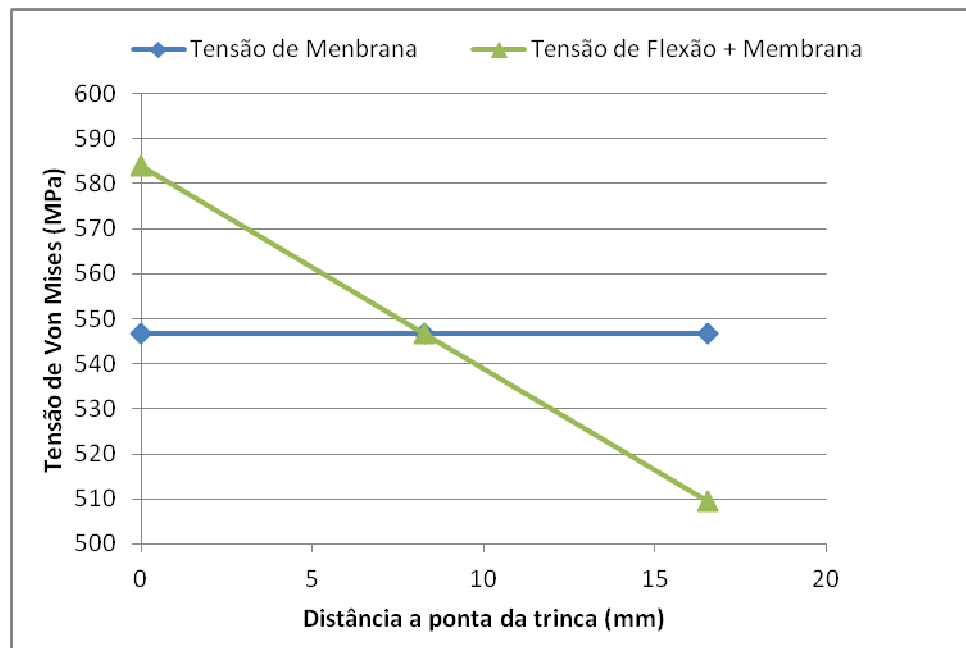


Figura 0.12: Linearização das Tensões no Ligamento Remanescente

É importante salientar que a tensão de referência obtida pelo MEF apresenta um valor inferior ao obtido pela metodologia da norma BS7910:2005 e apresentada na seção 0, reafirmando portanto, o conservadorismo da norma britânica. As tensões de referência obtidas por ambos os métodos se mostraram inferiores a tensão de ruptura do material (637MPa – upper bound), o que conclui que para o caso em questão não ocorrerá colapso plástico da estrutura.

## 5.7 COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS DE MATERIAL

A fim de avaliar a diferença entre as forças motrizes produzidas para cada curva de material apresentada na seção 0 o mesmo modelo de elementos finitos foi submetido a um carregamento idêntico, entretanto a curva de material utilizada na análise foi a lower bound. A Figura 0.13 ilustra a comparação das curvas CTOD – deformação produzidas.

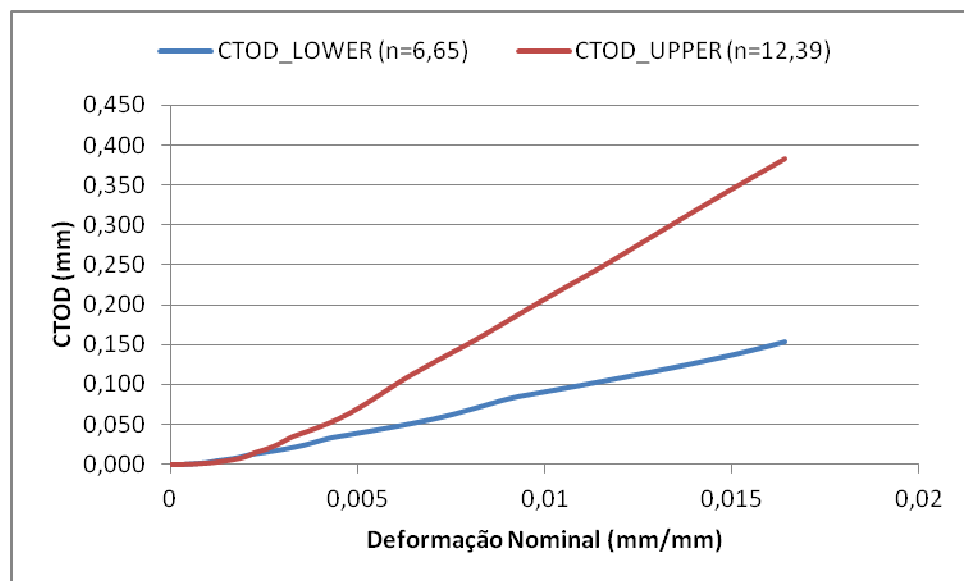


Figura 0.13: Forças Motrizes (CTOD) Upper Bound e Lower Bound

Nota-se que níveis diferentes de encruamento do aço API-X60 produzem mudanças no campo de tensões na ponta da trinca afetando diretamente a força motriz. A explicação disso se deve ao nível de restrição plástica na ponta da trinca, o qual é superior na curva lower bound. Segundo DONATO e RUGGIERI, é de grande valia a introdução do conceito de restrição plástica nos procedimentos de avaliação à fratura tendo em vista que este possibilita relacionar de forma mais precisa os regimes microscópicos de tensão e deformação na ponta da trinca com as medidas macroscópicas de forças motrizes J ou CTOD. A interação das zonas plásticas na

ponta da trinca com as superfícies livres altera fortemente os campos de tensão-deformação na região da trinca.

Além do grau de encruamento do material, outros fatores afetam o campo de tensões na ponta da trinca, como por exemplo: a relação entre a altura do defeito e a espessura da chapa, forma do defeito e tipo de carregamento.

A comparação acima tem apenas o intuito de exemplificar a importância da metodologia biparamétrica proposta por O'Dowd e Shih (OS) para descrever os campos elasto-plásticos à frente de trincas. Tal metodologia se baseia em um parâmetro de triaxialidade em condições de escoamento de grande escala para materiais elasto-plásticos cuja resposta uniaxial tensão - deformação siga a equação de Ramberg – Osgood. Para maiores detalhes consultar DONATO e RUGGIERI.

## **6 CONCLUSÃO**

### **6.1 CONSIDERAÇÕES FINAIS**

O presente trabalho se propôs a avaliar fratura dúctil de dutos sujeitos ao método de carretel. Para isso, mostrou-se necessária uma revisão bibliográfica de forma a descrever resumidamente as particularidades desse método de lançamento tão amplamente utilizado e reconhecido pela sua eficiência. A teoria clássica de mecânica da fratura também foi descrita a fim de prover um embasamento teórico para os capítulos seguintes.

As recomendações das normas BS7910:2005 e DNV-RP-F108 foram apresentadas nesse trabalho e as devidas reservas/observações relatadas, de forma a fornecer subsídios para a aplicação ao caso de dutos sujeitos ao bobinamento. Nesse aspecto é bastante relevante ressaltar a importância da adoção dos corpos de prova SENT para a obtenção das curvas de tenacidade do material, tendo em vista a similaridade do campo de tensões desse tipo de corpo de prova e dos dutos submarinos sujeitos ao bobinamento, conforme comprovado por DONATO E RUGGIERI, NOURPANA e recomendado pela DNV-RP-F108.

No capítulo 5, um exemplo ilustrativo foi apresentado. Um duto, contendo um defeito circunferencial de 1.71mm de altura e sujeito ao bobinamento, foi avaliado quanto ao seu comportamento fratura. Duas abordagens distintas são adotadas para obtenção das forças motrizes (CTOD), posteriormente comparadas. A primeira abordagem seguiu a metodologia da BS 7910:2005 para a avaliação nível 2B, descrita na seção 0. Uma curva FAD foi gerada pelo software CRACKWISE a partir da curva de material upper bound do aço API-X60. Valores sucessivos de tensão de membrana proveram pontos críticos sobre a curva FAD, e, portanto o CTOD crítico. A segunda abordagem deu-se pelo método de elementos finitos. O software ANSYS, Inc. foi empregado para a construção e simulação do modelo de elementos finitos de

um corpo de prova SENT contendo o defeito de 1.71mm de altura. A curva de material utilizada foi a upper bound. Um deslocamento foi imposto ao modelo de forma a provocar a abertura da trinca que foi medida por interceptação a 90° utilizando as funcionalidades do Software. A comparação entre as curvas de força motriz obtidas pelas duas abordagens mostrou que a curva gerada seguindo a metodologia da BS-7910 apresentou valores de abertura de trinca superiores aos da abordagem por elementos finitos e, portanto, conclui-se que a curva obtida por meio da BS-7910 é sensivelmente mais conservadora do que a obtida pelo MEF, isto é, uma quantidade maior de energia é empregada no sentido de abrir a trinca.

Em posse da curva de força motriz (CTOD) pelo método de elementos finitos, a possibilidade de propagação do defeito pode ser avaliada. Para isso, um deslocamento de 3mm foi imposto ao corpo de prova de forma a obter a deformação nominal desejada (1,5%). O ponto de iniciação do crescimento do defeito foi calculado conforme recomendação da BS-7448-4, onde se concluiu que não ocorreria crescimento do defeito, apenas arredondamento da ponta da trinca ("blunting"), já que o valor de CTOD correspondente a deformação de 1,5% (0,344mm) se mostrou inferior ao ponto crítico calculado (0,467 mm). Esse resultado contrasta com Tabela 0.1, onde é descrito o resultado obtido por GOUVEIA, 2009 ao utilizar a metodologia presente na BS7910:2005 nível 3B para tal avaliação. A Tabela 0.1 indica uma altura final do defeito de 1.93mm, considerando, portanto que o defeito se propagou 0,12 mm.

A tensão de referência também foi avaliada pelo método de elementos finitos e comparada com a formulação recomendada pela BS7910:2005. Através da normalização de tensões no ligamento, pôde-se concluir que o nível de tensões obtida por FEM é inferior ao calculado pela equação recomendada pela norma britânica, e que ambas as abordagens produzem tensões de referência inferiores ao limite último do material, afastando portanto a possibilidade de colapso plástico.

Finalmente, as forças motrizes produzidas para cada curva de material, upper bound e lower bound, foram comparadas. Essa comparação demonstrou que níveis diferentes de encruamento do aço produzem mudanças no campo de tensões na ponta da trinca afetando diretamente a força motriz. A explicação disso se deve ao nível de restrição plástica na ponta da trinca, o qual é superior na curva lower bound.

Essa comparação exemplifica a importância da metodologia biparamétrica proposta por O'DOWD and SHIH (OS) para descrever os campos elasto-plásticos à frente de trincas.

## 6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho apresenta soluções para avaliação do comportamento a fratura por meio apenas de um único parâmetro, a força motriz (CTOD). Conforme comentado anteriormente a introdução do parâmetro de restrição plástica nos procedimentos de avaliação à fratura é de fundamental importância, pois ele permite avaliar a semelhança entre o campo de tensões e deformações à frente da trinca do corpo de prova, utilizado para obtenção da curva de força motriz, e o campo de tensões que ocorre realmente no duto em situação real. Dessa forma surge a seguinte proposta para trabalhos futuros:

- Comprovar por meio de trajetórias J-Q, e com auxílio do método de elementos finitos, que corpos de prova compactos C(T) e SENB não descrevem adequadamente às condições de fratura presentes em dutos sujeitos a esforços flexionais, em oposição aos corpos de prova SENT que apresentam níveis de restrição plástica semelhantes aos dos dutos.
- Avaliação do efeito da pré trinca por fadiga nos resultados de tenacidade obtidos por meio de corpos de prova SENT.

## **BIBLIOGRAFIA**

ANDERSON, T. L., *Fracture Mechanics*. 3<sup>rd</sup> Edition. Taylor & Francis, CRC Press; 2005.

ANSYS 13.0, *APDL command reference*

BAI, Y, *Pipelines and Raisers*. 2nd Edition. Oxford, UK: Elsevier`s Science & Technology; 2001.

BRITISH STANDARD . BS7910. *Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Mettalic Structures*, 1999.

BRITISH STANDARD. BS7448-1. *Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 1*, 1991.

BRITISH STARDARD, BS7448-4 *Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials*, 1997

BASTIAN, Luis Fernando. *Mecânica da Fratura*. Rio de Janeiro: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Rio de Janeiro/UFRJ/COPPE, 1978.

CRACKWISE,TWI, Version 4.0, 2005

CRAVERO, SEBASTIAN, *Desenvolvimento de Procedimentos para Avaliação de Curvas J-R em Espécimes à Fratura SE(T) Utilizando o método da Flexibilidade*, São Paulo, 2007, 162 p, Departamento de Engenharia Naval, Universidade de São Paulo

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.

DONATO, RUGGIERI, *Avaliação de Forças Motrizes e Níveis de Restrição Plástica em Dutos contendo Trincas Circunferenciais Instalados pelo Método Carretel*, SOBENA 2008.

E. S. FOCKE, *A Theoretical Model of Straightening without an Aligner during the Reeling Installation Process*, PhD Thesis, TU Delft University, (2002)

GOUVEIA, J.C.C. *Análise Crítica de Engenharia para Dutos Rígidos Submetidos a Grandes Deformações*, Niterói, 2009, 218 p, Dissertação, Engenharia Civil, Universidade Federal Fluminense.

IRWIN, G. R., *Fracture Dynamics, Fracturing of Metals*, 1948, pp. 147-166.

N. NOURPANAHAH, F. TAHERI, *A numerical Study on the Crack Tip Constraint of Pipelines subject to Extreme Bending*, ELSEVIER, 2010

N. NOURPANAHAH, F. TAHERI, *Development of a Reference Strain Approach for Assessment of Fracture Response of Reeled Pipelines*, ELSEVIER, 2010

O'DOWD, N.P., and SHIH, C.F., "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter:Part I - Structure of Fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39.,No. 8, pp. 989-1015, 1991.

OROWAN, E., *Fracture Strenght of Solids*. In *Report on Progress in Physics*.Physical Society of London, 1949, Vol. 12.

WESTERGAARD, H. M., *Theory of Elasticity and Plasticity*, Harvard University Press, 1964.