

**MINISTÉRIO DA DEFESA  
EXÉRCITO BRASILEIRO  
DEPARTAMENTO DE CIÊNCIA E TECNOLOGIA  
INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA  
(Real Academia de Artilharia, Fortificação e Desenho, 1792)**

**SEÇÃO DE ENGENHARIA MECÂNICA E DE MATERIAIS**

Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica

Dissertação de Mestrado

Título da Dissertação: **AVALIAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA DO TUBO DE REVESTIMENTO APLICADO NA INDÚSTRIA PETROLÍFERA**

Nº de Matrícula do Aluno: EM 09105

Nome do Aluno: LUIZA ASSUNÇÃO DO CARMO JOSÉ

Orientador: Arnaldo Ferreira

Área de Concentração da Dissertação: Mecânica dos Sólidos

Linha de Pesquisa: Mecânica da Fratura

Rio de Janeiro

20 / 05 / 2011

**INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA**

**LUIZA ASSUNÇÃO DO CARMO JOSÉ**

**AVALIAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA DO TUBO DE  
REVESTIMENTO APLICADO NA INDÚSTRIA PETROLÍFERA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Arnaldo Ferreira

Rio de Janeiro

2011

c2011

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA

Praça General Tibúrcio, 80 – Praia Vermelha

Rio de Janeiro - RJ CEP: 22290-270

Este exemplar é de propriedade do Instituto Militar de Engenharia, que poderá incluí-lo em base de dados, armazenar em computador, microfilmear ou adotar qualquer forma de arquivamento.

É permitida a menção, reprodução parcial ou integral e a transmissão entre bibliotecas deste trabalho, sem modificação de seu texto, em qualquer meio que esteja ou venha a ser fixado, para pesquisa acadêmica, comentários e citações, desde que sem finalidade comercial e que seja feita a referência bibliográfica completa.

Os conceitos expressos neste trabalho são de responsabilidade do(s) autor(es) e do(s) orientador(es).

620.112 José, Luiza Assunção do Carmo José  
J83a Avaliação da Tenacidade à Fratura do Tubo de Revestimento Aplicado na Indústria Petrolífera / Luiza Assunção do Carmo José - Rio de Janeiro: Instituto Militar de Engenharia, 2011.

93 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Instituto Militar de Engenharia – Rio de Janeiro, 2011.

1. Engenharia Mecânica e de Materiais – teses, dissertação.
2. Mecânica da Fratura
3. Tubos de Revestimento

620.112

**INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA**

**LUIZA ASSUNÇÃO DO CARMO JOSÉ**

**AVALIAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA DO TUBO DE  
REVESTIMENTO APLICADO NA INDÚSTRIA PETROLÍFERA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Arnaldo Ferreira – Ph.D.

Aprovada em 20 de Maio pela seguinte Banca Examinadora:

---

*ARNALDO FERREIRA – Ph. D. - IME.*

---

*FERNANDO RIBEIRO DA SILVA –D. Sc. - IME*

---

*JOSÉ RICARDO GOMES MATHEUS – D. C.. - IME*

---

*FRANCISCO JOSÉ DA CUNHA PIRES SOEIRO – Ph. D - UERJ*

Rio de Janeiro

2011

Agradeço a Deus, aos meus familiares e ao meu eterno companheiro.

## **AGRADECIMENTOS**

Este trabalho não poderia ser realizado sem a ajuda das pessoas, às quais presto minha homenagem.

Ao Professor Arnaldo Ferreira pela orientação e amizade;

Aos membros da banca pelas sugestões e pela presença;

A PETROBRAS pela doação do material utilizado;

Ao CTE<sub>x</sub> pela cessão do laboratório de ensaios mecânicos;

A CAPES pelo apoio financeiro;

Ao chefe da seção de ensaios mecânicos, Cap. Cardoso, aos técnicos do laboratório Ivan Almeida e Victor Santos pelo auxílio;

“A persistência é o caminho do êxito”.

CHARLES CHAPLIN

## **SUMÁRIO**

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS .....	12
LISTA DE SIGLAS.....	18
LISTA DE ILUSTRAÇÕES .....	9
LISTA DE TABELAS .....	11
RESUMO.....	19
ABSTRACT .....	20
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>21</b>
1.1 Posicionamento do Trabalho.....	22
1.2 Motivação .....	23
1.3 Objetivos do Trabalho .....	23
<b>2. MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA .....</b>	<b>24</b>
2.1 Conceitos Fundamentais da Mecânica da Fratura Linear Elástica.....	24
2.2 Modos de carregamento.....	26
2.3 Teoria de Griffith.....	27
2.4 Teoria de Griffith Modificada .....	34
2.5 Campo de Tensões Elásticas na Ponta da Trinca.....	35
2.5.1 Funções de Tensão de Airy .....	36
2.5.2 Funções de Tensão de Variável Complexa .....	37
2.5.2.1 Análise de Solicitação do Modo I .....	38
2.6 Relação entre K e G .....	43
2.7 Plasticidade na Extremidade da Trinca .....	44
2.7.1 Modelo de Irwin.....	45
2.7.2 Modelo de Dugdale .....	48
2.7.3 Formas da Zona Plástica .....	51
2.7.3.1 Critério de Von Mises.....	51
2.7.3.2 Critério de Tresca .....	52
2.8 Critério de Ruptura .....	54
2.9 Método da integral J.....	54
2.10 Falha por Fadiga .....	57
2.10.1 Parâmetros da Ciclagem do Material .....	58
2.11 Normas para a obtenção experimental da Tenacidade à Fratura.....	59



<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	64
3.1 Material.....	64
3.2 Confecção dos Corpos de Prova.....	66
3.2.1 Corpos de Prova .....	67
3.3 Métodos.....	68
3.3.1 Pré-trinca de Fadiga para os Corpos de Prova SE(B) .....	68
3.3.2 Pré-trinca de Fadiga para os Corpos de Prova SENT .....	70
<b>4. ENSAIOS DE TENACIDADE À FRATURA</b> .....	71
4.1 Corpos de Prova SE(B).....	71
4.1.1 Resultados dos Corpos de Prova SE(B) .....	72
4.2 Corpos de Prova SENT .....	75
4.2.1 Resultados dos Corpos de Prova SENT .....	76
<b>5. MODELO PARA ANÁLISE DA VIDA REMANESCENTE</b> .....	80
5.1 Tensões provocadas pela pressão.....	80
5.1.1 Tensão Circunferencial .....	81
5.1.2 Tensão Longitudinal.....	81
5.2 Tensões Térmicas.....	82
5.3 Desenvolvimento do modelo.....	82
5.5.1 Tamanho Crítico do Defeito.....	84
5.5.2 Vida remanescente.....	85
5.6 Aplicação do Modelo.....	87
5.6.1 Considerações.....	87
<b>6. CONCLUSÕES</b> .....	89
6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros .....	90
<b>7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	91

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIG. 1.1	Camada Pré-Sal na Bacia de Campos (PETROBRAS) .....	22
FIG. 2.1	Modos de carregamento (ASM Metals Hand Book) .....	26
FIG. 2.2	Placa bi-dimensional de Inglis (BROEK) .....	28
FIG. 2.3	(a) Variação da energia com o comprimento da trinca; (b) Variação da taxa de liberação de energia com o comprimento da trinca; (FARIA) .....	30
FIG. 2.4	Relação entre G e R para a propagação da trinca (BOLOTIN) .....	31
FIG. 2.5	Diagrama carga x deslocamento (BROEK) .....	32
FIG. 2.6	Fechamento da ponta da trinca (BROEK) .....	33
FIG. 2.7	Campo de Tensões na ponta da trinca em coordenadas complexas (PEREZ) .....	39
FIG. 2.8	Trinca carregada biaxialmente: modo I (BROEK).....	40
FIG. 2.9	Problema do Modo I com origem do sistema na ponta da trinca (BROEK) .....	41
FIG. 2.10	Variação das tensões em função de r (QUINTA).....	45
FIG. 2.11	Primeira estimativa de Irwin (BROEK).....	45
FIG. 2.12	Segunda aproximação do tamanho da zona plástica de Irwin (BROEK). 47	
FIG. 2.13	Correção de Irwin para a zona plástica (BROEK).....	48
FIG. 2.14	Aproximação de Dugdale (PEREZ); a) Trinca de Dugdale; b) Ponta da trinca;.....	48
FIG. 2.15	Relação entre a aproximação de Dugdale e Irwin (PEREZ).....	51
FIG. 2.16	Forma da Zona Plástica de acordo com o critério de Von Mises e Tresca. (PEREZ) .....	54
FIG. 2.17	Definição da integral $J$ ao redor da trinca (PEREZ) .....	55
FIG. 2.18	Contorno ao redor da ponta da trinca. (RICE, 1968) .....	56
FIG. 2.19	Derivação Experimental de $J$ (SAOUMA) .....	57
FIG. 2.20	Esquematização dos tipos de carregamento (PEREZ) .....	58
FIG. 2.21	(a) Corpo de prova SENT; (b) Corpo de prova SE(B); .....	60
FIG. 2.22	Principais tipos de curva carga-deslocamento obtidas no ensaio $K_{IC}$ (FERREIRA) .....	60
FIG. 2.23	Definição da área para o cálculo de J. (ANDERSON).....	62
FIG. 2.24	Definição da curva J-R (ASTM E 1820).....	63
FIG. 3.1	Pesquisa de Materiais: revestimento de aço (PETROBRAS).....	64
FIG. 3.2	Tubos do projeto Pré-Sal.....	65

FIG. 3.3	Corpo de prova retirado de tubos sem costura (API5L/ISO 3183) .....	66
FIG. 3.4	Plano de identificação da trinca para barras cilíndricas e tubos .....	66
FIG. 3.5	Corpo de Prova SE(B) .....	68
FIG. 3.6	Corpo de Prova SENT .....	68
FIG. 3.7	Nucleação da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova SE(B) .....	69
FIG. 3.8	Nucleação da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova SENT .....	70
FIG. 4.1	Realização do ensaio de fadiga no corpo de prova SE(B) .....	72
FIG. 4.2	Corpos de Prova SE(B) fraturados por clivagem .....	72
FIG. 4.3	Gráfico Carga versus CTOD para os corpos de prova SE(B) .....	73
FIG. 4.4	Gráfico Carga versus CTOD para os corpos de prova SE(B) utilizados no estudo .....	75
FIG. 4.5	Gráfico Carga versus CTOD para os corpos de prova SENT .....	77
FIG. 4.6	Gráfico Carga versus deslocamento do pistão para os corpos de prova SENT utilizados no estudo .....	79
FIG. 5.1	Meio cilindro de espessura fina sujeito à pressão interna (HEARN) .....	81
FIG. 5.2	Seção Transversal de um cilindro de espessura fina(HEARN) .....	82
FIG. 5.3	Categoria de Tensão e Limitações do modelo (API 579-1/ASME FFS-1 (2007)) .....	80

## LISTA DE TABELAS

TAB. 3.1	Composição química para PSL 1 com $t \leq 25,0mm$ (0,984 pol) .....	65
TAB. 3.2	Propriedades mecânicas para tubos sem costura PSL 1 .....	65
TAB. 3.3	Dimensões nominais dos Corpos de Prova.....	67
TAB. 3.4	Condições de carregamento para obtenção da pré-trinca de fadiga para os Corpos de Prova SE(B) .....	69
TAB. 3.5	Condições de carregamento para obtenção da pré-trinca de fadiga para os Corpos de Prova SENT .....	70
TAB. 4.1	Carregamento interrompido controlado pelo deslocamento do pistão dos corpos de prova SE(B) .....	71
TAB. 4.2	Resultados obtidos para os corpos de prova SE(B).....	73
TAB. 4.3	Valor médio para $K_{IC}$ e $J_{IC}$ .....	74
TAB. 4.4	Carregamento interrompido controlado pelo deslocamento do pistão dos corpos de prova SENT .....	76
TAB. 4.5	Valores do CTOD para corpos de prova SENT .....	77
TAB. 4.6	Resultados obtidos para os corpos de prova SENT .....	78
TAB. 4.7	Valor médio para $K_{IC}$ e $J_{IC}$ .....	79
TAB. 5.1	Variação da tensão térmica em função de $\Delta T$ .....	88
TAB. 5.2	Tamanho crítico da trinca em função da variação da pressão .....	88
TAB. 5.3	Número de ciclos até a falha do material .....	88

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

## ABREVIATURAS

COD	-	deslocamento de abertura da trinca (Crack Opening Displacement)
CTOD	-	deslocamento de abertura da ponta da trinca (Crack Tip Opening Displacement)
Im	-	parte imaginária
MFLE	-	mecânica da fratura linear elástica
MEPF	-	mecânica elasto plástica da fratura
pol	-	polegada
Re	-	parte real

## SÍMBOLOS

$a$	-	comprimento da trinca
$a_c$	-	comprimento crítico da trinca
$a_{eff}$	-	tamanho efetivo da trinca
$a_0$	-	comprimento inicial da trinca
$a_f$	-	comprimento final da trinca
$\Delta a$	-	variação do comprimento da trinca
$A$	-	área debaixo da curva carga versus deslocamento
$A_0$	-	constante
$A_1$	-	constante
$A_2$	-	constante
$A_3$	-	constante
$A_f$	-	alongamento
$A_{pl}$	-	área da zona plástica debaixo da curva carga versus deslocamento
$\alpha$	-	constante
$\beta$	-	constante $\beta = (1 - \nu^2)$

$b_0, b$	-	diferença entre a largura do provete e o comprimento da trinca
$B$	-	espessura do provete
$B_l$	-	constante
$B_{mín}$	-	espessura mínima do provete
$B_N, B_n$	-	espessura efetiva do corpo de prova
$\delta_v$	-	tamanho virtual
$C$	-	constante
$C_l$	-	constante
$C_n$	-	constante
$d$	-	diâmetro
$\varepsilon$	-	deformação
$E$	-	módulo de elasticidade
$E'$	-	constante ; $E' = \frac{E}{(1-\nu)^2}$
$f$	-	função
$f'$	-	derivada da função
$F$	-	trabalho executado pelas forças externas
$F_p$	-	tensão de pico
$\gamma_e$	-	trabalho de deformação elástica
$\gamma_p$	-	trabalho de deformação plástica
$G$	-	taxa de liberação de energia
$G_C$	-	taxa de liberação de energia crítica
$G_{trans}$	-	módulo de elasticidade transversal
$i$	-	$\sqrt{-1}$
$J$	-	integral J
$J_{máx}$	-	limite superior de J
$J_{IC}$	-	J crítico para o modo de carregamento I
$J_{el}$	-	J elástico
$J_{pl}$	-	J plástico

$J_Q$	-	valor de J obtido experimentalmente
$\Delta K$	-	diferença entre os fatores de intensidade de tensão máximo e mínimo
$\Delta K_{th}$	-	constante
$\Delta K_{tran}$	-	constante
$K$	-	fator de intensidade de tensão
$K_c$	-	tenacidade à fratura
$K_{máx}$	-	fator de intensidade de tensão máximo
$K_{mín}$	-	fator de intensidade de tensão mínimo
$K_I$	-	fator de intensidade de tensão do modo I
$K_{IC}$	-	fator de intensidade de tensão crítico do modo I
$K_{II}$	-	fator de intensidade de tensão do modo II
$K_{III}$	-	fator de intensidade de tensão do modo III
$K_Q$	-	fator de intensidade de tensão obtido pelo ensaio
$\nabla^2$	-	operador Laplace
$M_F$	-	fator de amplificação de Folias
$m$	-	constante
$\mu$	-	$\frac{E}{2(1+\nu)}$ , coeficiente de Lamé
$\eta$	-	fator adimensional dependente da geometria do corpo de prova
$N$	-	número de ciclos
$N_e$	-	largura do entalhe
$n_l$	-	constante
$n_n$	-	constante
$\pi$	-	constante Pi
$\phi, \theta$	-	funções
$\psi$	-	função de tensão
$P$	-	carga
$P_5$	-	carga obtida pela interseção da secante com a curva carga-

	-	deslocamento
$P_Q$	-	carga associada ao estalo (pop-in)
$P_{m\acute{a}x}$	-	carga máxima
$P_{m\acute{i}n}$	-	carga mínima
$P_m$	-	tensão primária
$r, \theta$	-	coordenadas polares
$r_p$	-	fator de rotaao plástica
$r_p^*$	-	diâmetro da zona plástica da 1a aproximaao de Irwin
$r_p^{**}$	-	diâmetro da zona plástica da 2a aproximaao de Irwin
$\Gamma$	-	contorno qualquer nas imediaoes da trinca
$R$	-	resistência a propagaao da trinca
$R_T$	-	razão de tensão
$R_C$	-	razão de carga $\left( \frac{P_{m\acute{a}x}}{P_{m\acute{i}n}} \right)$
$S_p$	-	espaçamento entre os pontos de aplicaao da carga
$S$	-	tensão
$ds$	-	elemento do arco ao longo da trajetória
$\Delta T$	-	variaao da temperatura
$T$	-	tensão existente ao longo do contorno de direao definida pelo vetor unitário $n$
$T_N$	-	temperatura neutra
$T_T$	-	temperatura de trabalho
$t$	-	espessura de parede
$\Delta \sigma$	-	diferença entre a tensão máxima e a mínima
$\sigma$	-	tensão
$\sigma_a$	-	amplitude de tensão
$\sigma_c$	-	tensão crítica
$\sigma_f$	-	tensão de fluxo $\sigma_f = \frac{1}{2}(\sigma_t + \sigma_y)$
$\sigma_f'$	-	coeficiente de resistência  fadiga



$\sigma_H$	-	tensão circunferencial
$\sigma_L$	-	tensão longitudinal
$\sigma_m$	-	tensão média
$\sigma_{m\acute{a}x}$	-	tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	-	tensão mínima
$\sigma_t, \sigma_{ts}$	-	tensão limite de resistência à tração
$\sigma_T$	-	tensão térmica
$\sigma_{Total}$	-	tensão total
$\sigma_y$	-	tensão limite de escoamento
$\sigma_{ys}$	-	tensão limite de escoamento na superfície
$u$	-	vetor deslocamento
$U$	-	energia potencial
$U_0$	-	energia da placa sem falhas
$U_a$	-	variação de energia de deformação devido à presença de falhas
$U_\gamma$	-	variação de energia da superfície elástica
$\lambda$	-	constante
$V_p$	-	deslocamento do grampo do medidor (clip-gage)
$\nu$	-	coeficiente de Poisson
$v$	-	vetor deslocamento
$Y$	-	função
$w$	-	vetor deslocamento
$w_E$	-	densidade de energia de deformação
$W$	-	largura do corpo de prova
$W_E$	-	energia requerida para o crescimento da trinca
$x, y, z$	-	coordenadas cartesianas
$z^*$	-	$x + iy$
$\overline{z^*}$	-	conjugado de $z$
$Z$	-	função de tensões para uma placa infinita carregada biaxialmente e com uma trinca central

- $Z'$  - derivada de  $Z$
- $\bar{Z}$  - integral de  $Z$  em relação a  $z^*$
- $\overline{\bar{Z}}$  - integral de  $\bar{Z}$  em relação a  $z^*$

#### **LISTA DE SIGLAS**

AGR      Arsenal de Guerra do Rio

API	American Petroleum Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
BS	British Standards
C(T)	Corpo de Prova de Tração (Compact tension Specimen)
DC(T)	Corpo de Prova na forma de disco (Disk-Shaped Compact)
DNV	Det Norske Veritas
ISO	International Institute of Standards
JSME	Japan Society of Mechanical Engineers
PSL	Nível de especificação do produto (product specification level)
SE(B)	Corpo de prova de flexão (Single edge crack specimen under bending)
SENB	Flexão de entalhe simples na extremidade (Single Edge Notched Bend)
SENT	Tração de entalhe simples na extremidade (Single Edge Notched Tension)

## RESUMO

Esse trabalho apresenta um estudo sobre a avaliação da tenacidade à fratura em um tubo de revestimento API 5L de grau X56 com 50,8cm (20”) de diâmetro externo e 16mm de espessura de parede. Pretende-se utilizar esse tubo nos poços de petróleo da camada pré-sal e, portanto, a resistência à fratura do tubo necessita ser estimada.

Devido à necessidade crescente por novas fontes de energia, as indústrias de petróleo têm buscado a presença de hidrocarbonetos em sítios cada vez mais remotos. A recente descoberta de grandes reservas de óleo na área conhecida como pré-sal, com profundidades em cerca de 7000 metros, torna importante a pesquisa e o desenvolvimento de novos materiais capazes de resistir a pressões elevadas quando sujeito a ciclos de funcionamento severos. Por um lado é necessário produzir materiais na qual as propriedades são ajustadas para o seu uso. Tais propriedades também devem ser analisadas para prevenir falha, evitando danos pessoais e ambientais.

Os corpos de prova foram retirados do tubo utilizado no campo de petróleo, de acordo com as recomendações da norma API5L/ISO 3183 e foram testados utilizando o processo usual estabelecido na norma ASTM E1820.

Primeiramente foram removidos do tubo dois anéis, onde cada anel foi utilizado para fabricar um tipo do corpo de prova. Um anel foi usado para fabricar os corpos de prova do tipo SE(B), e o outro para fabricar os corpos de prova do tipo SENT.

Os principais objetivos deste trabalho são obter os parâmetros de tenacidade  $K_{IC}$ ,  $J_{IC}$  e COD por meio de normas padronizadas, e estimar a vida útil do material.

Um modelo simplificado foi desenvolvido com a finalidade de prever o tamanho da trinca crítica como função das tensões a qual o tubo é submetido.

Os procedimentos experimentais são apresentados, e os resultados demonstrados e discutidos em tabelas e gráficos. Os valores obtidos nos testes são consistentes com os resultados reportados na literatura.

## **ABSTRACT**

This work presents a study to evaluate the fracture toughness in a casing pipe API 5L X56 grade of 50,8cm (20 ") outside diameter and wall thickness of 16,0 mm, which is intended to use in surface casing of oil wells in the pre-salt layer, therefore, fracture toughness in a pipe needed to be estimated.

There is a growing need for new sources of energy, and oil industries have sought the presence of hydrocarbons in increasingly remotes places. The recent discovery of large oil reserves in the area known as pre-salt, with depths ranging around 7,000 meters, makes it important the research and development of materials able to withstand high pressures when subjected to severe duty cycles. On one side it is necessary produce materials whose properties are tailored for its intended use. On the other side, it is necessary to analyze such properties in order to prevent structural failure, avoiding personal and environmental damages.

The specimens were machined from the tube actually used in the oil field, according to the recommendations in the Standards API5L/ISO 3183 and tested using the usual procedure established in the ASTM E1820.

First were removed from the tube two rings, where each ring was used to fabricate a model specimen. One ring used to fabricate the specimens of the type SE(B), and the other one for making the samples of type SENT.

The main objectives were to obtain the parameters of toughness  $K_{IC}$ ,  $J_{IC}$  and COD by standard experiments, and to estimate the useful life of the material.

A simplified model was development with the purpose of antecipaite the size of the criticizes cracks as function of tensions which the tube is submitted.

The experimental procedures are presented and the results are displayed and discussed in graphs and tables. The values obtained in the tests are consistent with the results reported in the literature.

## 1. INTRODUÇÃO

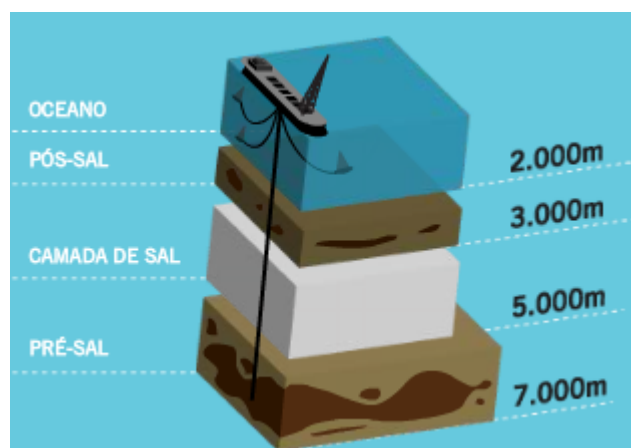
A mecânica da fratura é uma área relativamente nova na engenharia. O rápido desenvolvimento desta área deve-se ao interesse de solucionar problemas de trincas nas estruturas, com a finalidade de garantir a segurança estrutural.

## 1.1 POSICIONAMENTO DO TRABALHO

As reservas de petróleo encontradas na camada pré-sal do litoral brasileiro estão dentro da área marítima considerada zona econômica exclusiva do Brasil. São reservas com petróleo considerado de média a alta qualidade, segundo a escala API.

O conjunto de campos petrolíferos do pré-sal se estende entre o litoral dos estados do Espírito Santo até Santa Catarina, com profundidades que variam de 1000 a 2000 metros de lâmina d'água e entre 4000 e 6000 metros de profundidade no subsolo, chegando portanto a até 7000m da superfície do mar, incluindo uma camada que varia de 200 a 2000m de sal.

A FIG. 1.1 mostra esquematicamente esta situação, mostrando que existe uma série de tubos e dutos providenciando a ligação entre o poço, a cerca de 7000 m de profundidade, e a plataforma ou navio tanque.



**FIG. 1.1** – Camada Pré-Sal na Bacia de Campos (PETROBRAS)

## 1.2 MOTIVAÇÃO

As maiores reservas mundiais de petróleo estão nos oceanos, este fato justifica o atual esforço no desenvolvimento da tecnologia de exploração neste meio, conhecido como “offshore”. Com este respaldo, aliado à necessidade crescente do consumo, a tendência é de se partir para exploração em águas mais profundas (além de 2000 m). Isto já é uma realidade para o Brasil, que é o atual detentor do recorde nesta categoria. Para dar este salto, a Petrobrás e demais empresas que atuam no Brasil investem em parcerias estratégicas em projetos de pesquisas e desenvolvimento de novas tecnologias de exploração e produção.

A demanda por tubos para o transporte de petróleo, derivados e gás natural também deverá aumentar significativamente nos próximos anos, devido ao crescimento de seu consumo no Brasil e a descoberta do Pré-Sal, o que aumenta a necessidade de se preverem falhas estruturais com mais precisão para evitar prejuízos econômicos e ambientais.

Com o aumento da demanda das empresas de energia por combustíveis, tem se pesquisado, e encontrado, em lugares cada vez mais remotos, fontes petrolíferas de energia, sendo então necessário aprimorar o conhecimento sob essas condições precárias.

Reservas petrolíferas do Pré-Sal apresentam um grande potencial, mas os materiais a serem empregados ainda não foram certificados se serão adequados ao projeto. Os tubos são de extrema importância no projeto, pois além de serem responsáveis pela retirada do petróleo, eles são suscetíveis a fraturas provocadas por fadiga da estrutura, sendo então necessário analisar a tenacidade à fratura e assim estimar a vida útil da estrutura.

## 1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO

Os objetivos deste trabalho de pesquisa são:

- 1) Projetar o corpo de prova para ensaio de tração com entalhe do tipo SENT, e projetar o corpo para ensaio de flexão com entalhe do tipo SE(B);
- 2) Estudar experimentalmente a tenacidade à fratura linear-elástica do material;
- 3) Estudar experimentalmente a tenacidade à fratura elasto-plástica do material;
- 4) Comparar os dois resultados, obtidos experimentalmente;
- 5) Desenvolver um programa aplicado a tubos para obter as tensões críticas e a vida remanescente;

## **2. MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA**

### **2.1 CONCEITOS FUNDAMENTAIS DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA**



A Primeira contribuição teórica para a mecânica dos sólidos ocorreu no século XV por Leonardo Da Vinci, que realizou experimentos para detectar a resistência de fios metálicos analisando o tamanho da trinca nesses materiais.

Em 1638, Galileu Galilei introduziu a teoria de escala, o chamado “Efeito de Escala”, em barras submetidas à tração e flexão. Ele defendia que este efeito era um fator que limitava o tamanho da estrutura, quando afirmou que “nem o homem nem a natureza podem construir estruturas exageradamente grande, pois estas não serão capazes de suportar seu próprio peso”. (SHZU)

Por bastante tempo, os estudos relacionados com a determinação da resistência dos materiais tiveram seu fundamento na teoria da elasticidade. Em 1913, Inglis tomando por base este fundamento, analisou uma placa bidimensional submetida a um carregamento uniforme  $\sigma$  e que contém um furo elíptico. Assim obteve-se uma expressão para a tensão máxima na extremidade do maior eixo da elipse, em função da geometria da falha e do carregamento aplicado. (BROEK)

A partir das observações de Inglis, Griffith, em 1920 concluiu que a ocorrência da fratura não estava associada diretamente com uma tensão específica num único ponto do corpo, mas sim com uma resultante de forças atuante em uma pequena seção do mesmo, as chamadas forças de superfície. (SHZU)

Desta forma Griffith relacionou a propagação da trinca não apenas com a tensão aplicada na estrutura e com o comprimento da falha, mas também com as propriedades do material, introduzindo o critério energético.

A década de 20 ficou marcada como a época em que a Mecânica da Fratura se desvinculou, em parte, da teoria da elasticidade clássica, apresentando conceitos e formulações próprias.

Em 1948, Orowan e Irwin realizaram estudos nos quais os conceitos de fratura quase-frágil foram desenvolvidos, apontando a evidencia de uma deformação plástica na superfície de uma trinca em materiais menos frágeis. Isto os levou à concluir que a energia de deformação plástica ( $\gamma_p$ ) deveria ser acrescida no modelo de Griffith, e assim sua teoria seria estendida a materiais frágeis e dúcteis. (SHZU)

Desta maneira, em 1948, Irwin desenvolveu o Método Linear Elástico da Fratura em termos de energia. Além disso ele também relacionou a taxa de liberação de

energia ( $G$ ) com o campo de tensões atuante na borda da ponta da trinca introduzindo o fator de intensidade de tensões ( $K$ ).

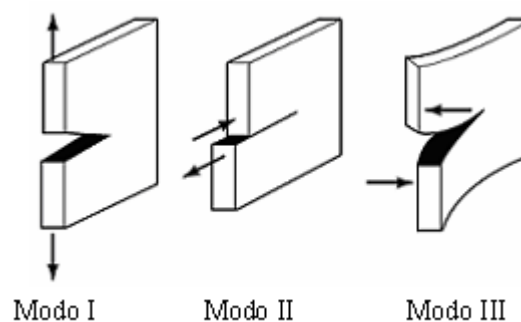
Portanto, a base da mecânica da fratura fundamenta-se nos dois critérios abaixo:

- O critério energético de Griffith;
- O critério do fator de intensidade de tensões de Irwin;

As aproximações de Griffith e Irwin se destacam como um passo importante no desenvolvimento teórico da Mecânica da Fratura, sendo o entendimento dessas teorias de extrema importância para a compreensão de conceitos básicos da engenharia.

## 2.2 MODOS DE CARREGAMENTO

Os campos de tensão ao redor da ponta da trinca são divididos em 3 modos principais de carregamento que envolve deslocamentos diferentes da superfície da trinca, mostrado na FIG. 2.1.



**FIG. 2.1** – Modos de carregamento (ASM Metals Hand Book)

O modo I é caracterizado pela abertura da ponta da trinca, onde o deslocamento da superfície da trinca é perpendicular ao plano da trinca. O modo II ocorre em cisalhamento puro, onde o deslocamento da superfície da trinca é paralela a si mesma. O modo III é definido pelo rasgamento, onde o deslocamento da superfície da trinca é perpendicular à direção de sollicitação.

O modo I é tecnicamente o mais importante, sendo encontrado na maioria dos casos. No entanto, o desenvolvimento da falha ocorre pela combinação linear desses três modos. (BROEK)

## 2.3 TEORIA DE GRIFFITH

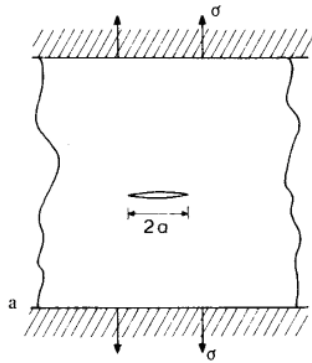
A mecânica da fratura tem sido desenvolvida principalmente a partir do início do século XX, sendo as suas equações básicas deduzidas por Griffith em 1921, entretanto obteve grande impulso após o término da 2ª Guerra Mundial, no início dos anos 50.

Griffith, em seu trabalho, admitiu que em um material frágil (utilizou o vidro), a discrepância entre os valores reais e os teóricos da resistência à fratura se explicava pela presença de irregularidades no material. Experimentalmente provou que para uma existência mínima possível de defeitos (tendendo a zero), a resistência observada aproximava-se da teórica. Houve então a necessidade de explicar como a presença de defeitos conduzia a uma menor resistência do material:

- Quando uma trinca se propaga subitamente, ou seja, comporta-se como uma fratura frágil, há um aumento da energia superficial  $U_\gamma$  para vencer a força de coesão dos átomos. Este aumento de energia superficial só pode provir da energia de deformação elástica  $U$  (energia potencial) que se libera quando a trinca se propaga.

Logo, Griffith estabeleceu o critério para propagação da trinca: uma trinca propaga-se quando a diminuição da energia da deformação elástica é pelo menos igual à energia requerida para criar a nova superfície de trinca.

Griffith utilizou o trabalho de Inglis (1913), que calculava a concentração de tensões ao redor de um furo elíptico, conforme exibido na FIG. 2.2, e utilizou o conceito fundamental para prever a resistência à fratura. (BROEK)



**FIG. 2.2 – Placa bi-dimensional de Inglis (BROEK)**

Ele observou que quando uma trinca é introduzida em uma placa tensionada, de material elástico, deve existir um balanço entre o decréscimo na energia potencial e o aumento da energia de superfície resultante da presença de uma trinca.

Assim Griffith estabeleceu que a energia total deste corpo elástico será dada pela soma das energias oriundas de cada fator atuante no sistema, formulando a sua Teoria do Balanço Energético.

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma - F \quad (2.1)$$

Onde,  $U_0$  é a energia da placa sem falhar, e portanto o seu valor é constante;  $U_a$  é a variação de energia de deformação devido a presença de falhas;  $U_\gamma$  é a variação de energia da superfície elástica devido à formação de trincas na superfície do corpo; e  $F$  é o trabalho executado pelas forças externas.

Considerando na FIG. 2.2, uma placa de espessura reduzida, com uma trinca de comprimento  $2a$ , e solicitada com tensão trativa  $\sigma$ , a energia de deformação elástica que se libera por unidade de espessura para o estado plano de tensões, é dado por: (BROEK, FORTES)

$$\frac{dU}{da} = -\frac{2\pi\sigma^2 a}{E}$$

$$\int dU = \int_0^a \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} da = \frac{2\pi\sigma^2}{E} \int_0^a a da$$

$$U_a = -\frac{\sigma^2 \pi a^2}{E} \quad (2.2)$$

onde,  $E$  é módulo de elasticidade do material.

E para o estado plano de deformações: (BROEK, FORTES)

$$\begin{aligned} \frac{dU}{da} &= -\frac{2\pi\sigma^2 a}{E}(1-\nu^2) \\ U_a &= -\frac{\sigma^2 \pi a^2}{E}(1-\nu^2) \end{aligned} \quad (2.3)$$

Onde,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson.

Comparando as EQ. 2.2 e 2.3 percebemos que a única diferença entre elas é uma constante  $(1-\nu^2)$ , que denominaremos de  $\beta$ , e assim temos:  $\beta = 1$ , para tensão plana; e  $\beta = (1-\nu^2)$  para deformação plana.

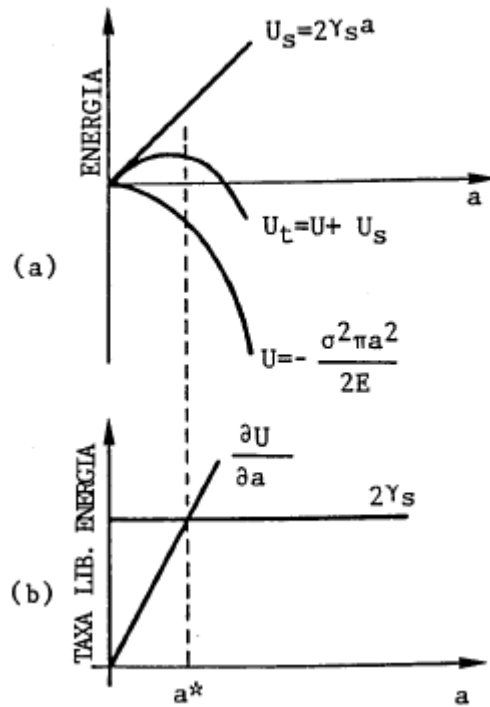
$$U_a = -\frac{\sigma^2 \pi a^2 \beta}{E} \quad (2.4)$$

A variação de energia de superfície elástica devido à introdução de uma falha,  $U_\gamma$ , é igual ao produto da energia elástica superficial do material,  $\gamma_e$ , e a nova superfície da trinca. (duas superfícies de comprimento  $2a$ ).

$$U_\gamma = 2(2a\gamma_e) \quad (2.5)$$

Substituindo as EQ. 2.4 e 2.5 na EQ. 2.1 obtém-se:

$$U = U_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2 \beta}{E} + 4a\gamma_e \quad (2.6)$$



**FIG. 2.3** – (a) Variação da energia com o comprimento da trinca; (b) Variação da taxa de liberação de energia com o comprimento da trinca; (FARIA)

A instabilidade ocorre quando a tangente da função  $U$  for nula ou menor que zero, pois quando isto acontece temos o tamanho crítico para a trinca, levando assim a instabilidade, conforme observado na FIG. 2.3. Aplica-se essa condição de contorno na EQ. 2.6, e sendo  $U_a$  uma constante, obtém-se: (SHZU, PEREZ)

$$\frac{dU}{da} = -\frac{2\pi\sigma^2 a\beta}{E} + 4\gamma_e = 0$$

$$\frac{\pi\sigma^2 a\beta}{E} = 2\gamma_e \quad (2.7)$$

$$\sigma\sqrt{\pi a} = \left(\frac{2E\gamma_e}{\beta}\right)^{1/2} \quad (2.8)$$

A expressão acima permite calcular o valor da tensão requerida para propagar uma trinca num material frágil, em função do comprimento da trinca.

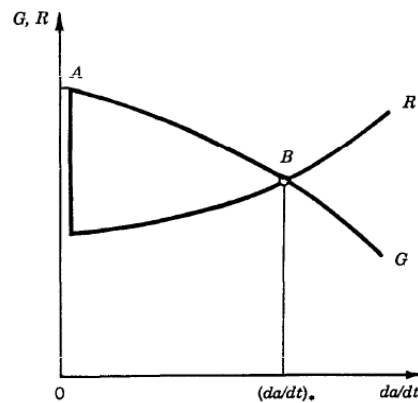
A condição de crescimento da trinca é dada por:

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW_E}{da} \quad (2.9)$$

Onde  $U$  é a energia elástica e  $W_E$  é a energia requerida para o crescimento da trinca.

Normalmente substituímos  $dU/da$  por  $G$ , onde  $G$  é denominado de taxa de liberação de energia. A FIG. 2.4 mostra esquematicamente que:

- Para  $G = R$ , a trinca se propaga estavelmente;
- Para  $G_c = G > R$ , a trinca se propaga instavelmente;



**FIG. 2.4** – Relação entre  $G$  e  $R$  para a propagação da trinca (BOLOTIN)

Rearranjando a EQ. 2.8, associa-se a taxa de energia liberada no processo de propagação da trinca,  $G$ , com a resistência a propagação da trinca,  $R$ , da seguinte maneira:

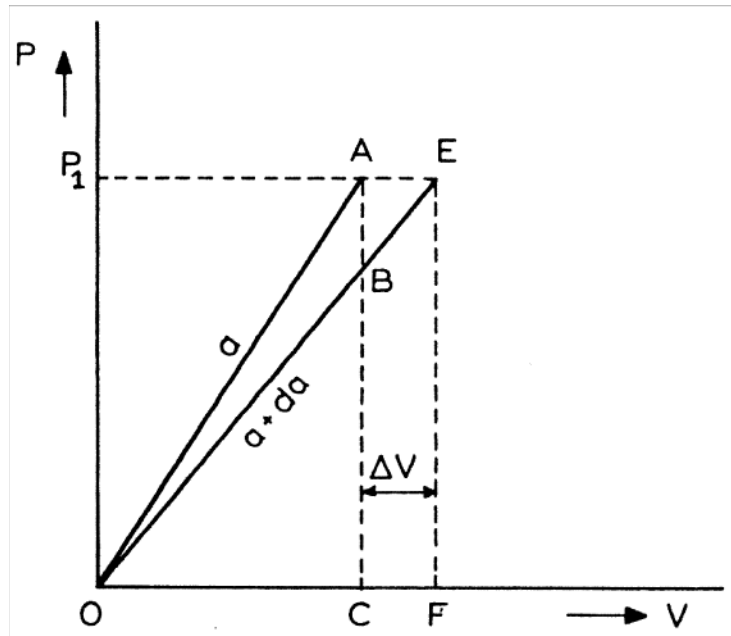
$$\left. \begin{aligned} \frac{\pi\sigma^2 a\beta}{E} &\geq \frac{\pi\sigma_c^2 a\beta}{E} \\ \frac{\pi\sigma^2 a\beta}{E} &\geq \frac{\pi\sigma_c^2 a_c\beta}{E} \end{aligned} \right\} G_c \geq R \quad (2.10)$$

Sendo  $G_c \geq R$  a condição de instabilidade para propagação da trinca.

A EQ. 2.10 é válida apenas para condição de garra fixa, considera-se condição de garra fixa a garra presa na máquina. Se existe uma condição de carga constante,

então a extensão da trinca resulta em um aumento do deslocamento devido à diminuição da rigidez da placa.

A FIG. 2.5 ilustra o caso de carga constante. Este caso é mais complicado, mas pode ser analisado admitindo que é possível produzir diagrama de carga x deslocamento para as placas trincadas, entretanto o princípio básico é o mesmo.



**FIG. 2.5** – Diagrama carga x deslocamento (BROEK)

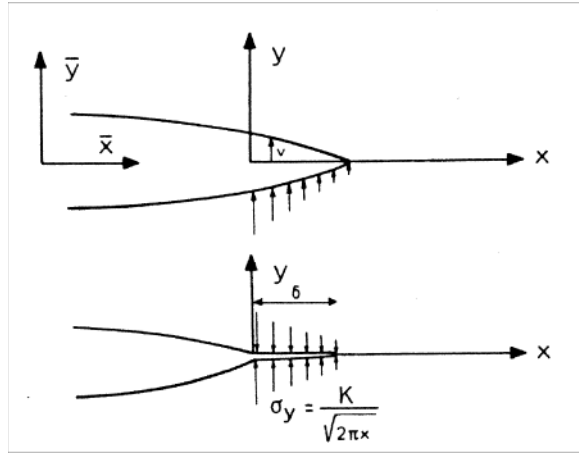
Como  $G$  é a energia elástica, ela deve ser proporcional a  $\sigma^2/E$ . Ou seja,  $G$  é uma energia por unidade de comprimento da trinca, conseqüentemente deve ser a energia de um volume dividido pelo comprimento vezes a espessura.

Conseqüentemente  $G$  é proporcional ao comprimento:  $G = C \frac{\sigma^2 \lambda}{E} = \frac{\pi \sigma^2 a}{E}$ , onde  $C$  é uma constante e  $\lambda$  é uma característica do comprimento.

Para uma placa com uma trinca na extremidade de tamanho  $a$  ou uma trinca central de tamanho  $2a$ , onde apenas a característica de comprimento é  $a$ . Para a ponta da trinca tem-se  $C = \pi$ , assim para o plano de tensões obtém-se  $G = K_I^2/E$ . Isto também pode ser demonstrado pela FIG. 2.6.

A FIG. 2.6 considera uma placa infinita contendo no extremo uma trinca de tamanho  $a$ . As forças aplicadas na extremidade são suficientes para fechar a trinca, gerando trabalho. Esse trabalho será liberado como energia ao libertar as forças.





**FIG. 2.6 –** Fechamento da ponta da trinca (BROEK)

Da FIG. 2.6 segue-se:

$$G = \lim_{\delta_v \rightarrow 0} \frac{2}{\delta} \int_0^{-\delta_v} \frac{\sigma_y v}{2} dr \quad (2.11)$$

Para o caso onde a origem é no centro da trinca, tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} = \frac{2K_I}{E} \sqrt{\frac{a - x^2/a}{\pi}} \quad (2.12)$$

Sabendo que  $x = r + a - \delta_v$  e desconsiderando o segundo termo, a EQ. 2.12 resulta em:

$$v = \frac{2K}{E\sqrt{\pi}} \sqrt{2\delta_v - 2r + \frac{2r\delta_v}{a} - \frac{r^2}{a}} \cong \frac{2K_I}{E\sqrt{\pi}} \sqrt{2(\delta_v - r)} \quad (2.13)$$

Além disso, sabe-se que:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (2.14)$$

Substituindo a EQ. 2.13 e a EQ. 2.14 na EQ. 2.11 encontra-se:

$$G = \lim_{\delta_v \rightarrow 0} \frac{2K_I^2}{\pi E \delta_v} \int_0^{-\delta_v} \sqrt{\frac{1-r/\delta_v}{r/\delta_v}} dr \quad (2.15)$$

Estimando que  $r/\delta_v = \text{sen}^2 \varphi$  e substituindo na EQ. 2.15, conduz-se para:

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{Estado plano de tensões})$$

$$G = (1-\nu^2) \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{Estado plano de deformação}) \quad (2.16)$$

## 2.4 TEORIA DE GRIFFITH MODIFICADA

Embora Griffith seja considerado um dos grandes contribuidores no desenvolvimento da mecânica da fratura, foi apenas três décadas depois que sua teoria foi consolidada, com trabalhos de Irwin e Orowan. Um dos principais motivos deve-se ao fato de Griffith ter ignorado a presença de deformações plásticas na ponta da trinca, se limitando, consequentemente a materiais frágeis.

Por volta de 1950 Orowan sugeriu, que a energia de deformação plástica no processo de fratura fosse incluída na teoria de Griffith. (BROEK)

A EQ. 2.7 é então alterada pela inclusão do termo  $\gamma_p$ , que define o trabalho plástico requerido para se verificar a propagação da trinca.

$$\frac{\pi \sigma^2 a}{E} = 2(\gamma_e + \gamma_p) \quad (2.17)$$

Para materiais dúcteis  $\gamma_p \gg \gamma_e$ , então:

$$\frac{\pi \sigma^2 a}{E} = 2\gamma_p \quad (2.18)$$

Na mesma época Irwin estava considerando a aplicação da relação de Griffith para o caso de materiais capazes de sofrer deformação plástica, conduzindo assim a criação da mecânica da fratura. Ele escolheu o uso de um parâmetro representando fonte de energia, isto é, a energia elástica por unidade de aumento no comprimento da trinca  $\frac{\partial U}{\partial a}$ .

Denotando  $\frac{\partial U}{\partial a} = 0$ , Irwin mostrou que: (BOLOTIN, ROYLANCE)

$$\sigma = \sqrt{\frac{EG}{\pi a}} \quad (2.19)$$

A EQ. 2.19 é uma das mais importantes equações na literatura da Mecânica da Fratura. Comparando as equações de Orowan EQ. 2.17 e de Irwin EQ. 2.19, observa-se que:

$$G = 2(\gamma_e + \gamma_p) \quad (2.20)$$

Através da EQ. 2.19 percebe-se uma relação entre três aspectos importantes no processo de fratura: o material, que é evidenciado pela taxa de liberação de energia crítica,  $G_c$ ; pela intensidade da tensão  $\sigma$ ; e pelo tamanho de  $a$  da falha.

No ponto de instabilidade, a taxa de liberação de energia elástica  $G$  (também denominada de força motriz para a propagação de uma trinca) atinge um valor crítico,  $G_c$ , a partir da qual a fratura ocorre. Essa taxa crítica pode ser interpretada como um parâmetro do material, e pode ser medida em laboratórios através de ensaios em corpos de provas contendo trincas agudas.

]

## 2.5 CAMPO DE TENSÕES ELÁSTICAS NA PONTA DA TRINCA

## 2.5.1 FUNÇÕES DE TENSÃO DE AIRY

Considerando o sistema de coordenadas cartesianas  $(x,y,z)$ , definimos as tensões da seguinte maneira  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{xz}$  e  $\sigma_{yz}$ .

A condição de tensão plana é dada por:

$$\sigma_z = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0 \quad (2.21)$$

E a condição para deformação plana:

$$\begin{aligned} \varepsilon_z &= 0 \\ \sigma_z &= \nu(\sigma_x + \sigma_y) \end{aligned} \quad (2.22)$$

Para problemas no plano as equações de equilíbrio, desprezando as forças de corpo, são: (BROEK, PEREZ)

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} &= 0 \end{aligned} \quad (2.23)$$

Se os deslocamentos na direção  $x$  e  $y$  são  $u$  e  $v$ , respectivamente, e as expressões são dadas por: (BROEK)

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (2.24)$$

Onde as relações tensão-deformação são: (BROEK)

$$\begin{aligned}
E\varepsilon_x &= \sigma_x - \nu\sigma_y \\
E\varepsilon_y &= \sigma_y - \nu\sigma_x \\
\mu\gamma_{xy} &= \sigma_{xy}
\end{aligned}
\tag{2.25}$$

Onde  $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$ .

As equações de equilíbrio são automaticamente satisfeitas se:

$$\begin{aligned}
\sigma_x &= \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2} \\
\sigma_y &= \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} \\
\sigma_{xy} &= -\frac{\partial^2 \psi}{\partial x \partial y}
\end{aligned}
\tag{2.26}$$

A função  $\psi$  é chamada de função de tensão de Airy. A função de tensão de Airy pode ser usada analiticamente para determinar as tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_{xy}$  em um problema elástico bidimensional.

Substituindo as EQ. 2.24 e 2.26 na EQ. 2.25, e diferenciando duas vezes obtém-se a equação de compatibilidade.

$$\nabla^4 \psi = \frac{\partial^4 \psi}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 \psi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \psi}{\partial y^4} = 0 \quad \text{ou} \quad \nabla^2(\nabla^2 \psi) = 0
\tag{2.27}$$

onde  $\nabla^2$  é o operador de Laplace.

Geralmente a função de tensão pode ser utilizada para se obter o campo de tensões, e conseqüentemente o campo de deformações. Porém devem-se satisfazer as condições de contorno do problema.

Uma função de tensão de Airy, que satisfaz a EQ. 2.27 pode ser representada por variáveis complexas (WESTERGAARD), que será apresentado no item a seguir.

## 2.5.2 FUNÇÕES DE TENSÃO VARIÁVEL COMPLEXA

Demonstra-se (TIMOSHENKO e GOODIER, SOKOLNIKOFF) que qualquer função biharmônica, pode ser expressada com o auxílio de duas funções  $\phi(z^*)$  e  $\theta(z^*)$  de variável complexa  $z^* = x + iy$ , de tal maneira que:

$$\begin{aligned}\psi &= \text{Re}\left[(z^* - iy)\phi(z^*) + \theta(z^*)\right] \\ \psi &= \text{Re}\left[\bar{z}^*\phi(z^*) + \theta(z^*)\right]\end{aligned}\tag{2.28}$$

onde  $\text{Re}$  é a parte real;  $\bar{z}^*$  é o conjugado de  $z^*$ ; e  $i = \sqrt{-1}$ .

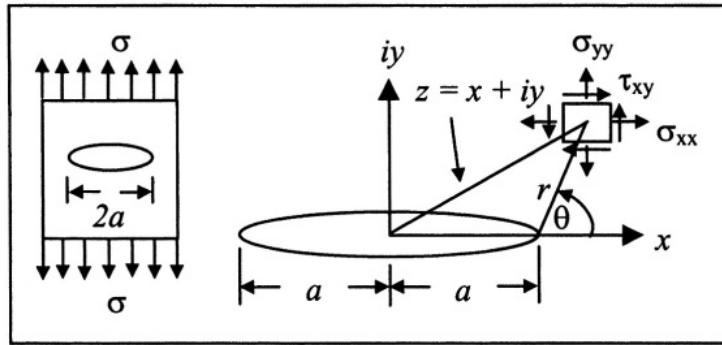
Substituindo a EQ. 2.28 em 2.26 determinam-se as tensões:

$$\begin{aligned}\sigma_x + \sigma_y &= 4\text{Re}\phi'(z^*) \\ \sigma_y - \sigma_x + 2i\sigma_{xy} &= 2\left[\bar{z}\phi''(z^*) + \theta''(z^*)\right]\end{aligned}\tag{2.29}$$

As EQ. 2.26 representam a formulação geral para o estado plano de tensões, sendo necessário fazer a análise para cada modo de carregamento.

### 2.5.2.1 ANÁLISE DE SOLICITAÇÃO DO MODO I

Na FIG. 2.7. tem-se a representação clássica da aproximação de Westergaard do modo I, para funções de tensão próxima a uma trinca elíptica de comprimento total de  $2a$ .



**FIG. 2.7** – Campo de Tensões na ponta da trinca em coordenadas complexas (PEREZ)

A função complexa de Airy e a função complexa de Westergaard são respectivamente:

$$\psi = \text{Re } \bar{\bar{Z}} + y \text{Im } \bar{Z} \quad (\text{Airy}) \quad (2.30)$$

$$Z(z) = \text{Re } Z + i \text{Im } Z \quad (\text{Westergaard}) \quad (2.31)$$

onde:

$$\begin{aligned} \bar{\bar{Z}} &= \int \bar{Z} dz \\ \bar{Z} &= \int Z dz \\ Z' &= \frac{dZ}{dz} \end{aligned} \quad (2.32)$$

Para uma trinca elíptica, a função complexa e seu conjugado são respectivamente:

$$\begin{aligned} z^* &= x + iy = re^{i\theta} \\ \bar{z}^* &= x - iy = re^{-i\theta} \end{aligned} \quad (2.33)$$

onde:

$$e^{\pm i\theta} = \cos\theta \pm i\sin\theta$$

$$y = r\sin\theta$$

As equações de Cauchy-Riemann, demonstradas na EQ. 2.34, são de grande importância para se determinar a tensão elástica.

$$\frac{\partial \operatorname{Re} Z}{\partial x} = \frac{\partial \operatorname{Im} Z}{\partial y} = \operatorname{Re} Z'$$

$$\frac{\partial \operatorname{Im} Z}{\partial x} = -\frac{\partial \operatorname{Re} Z}{\partial y} = \operatorname{Im} Z'$$
(2.34)

Consequentemente:

$$\nabla^2 \operatorname{Re} Z = \nabla^2 \operatorname{Im} Z = 0$$
(2.35)

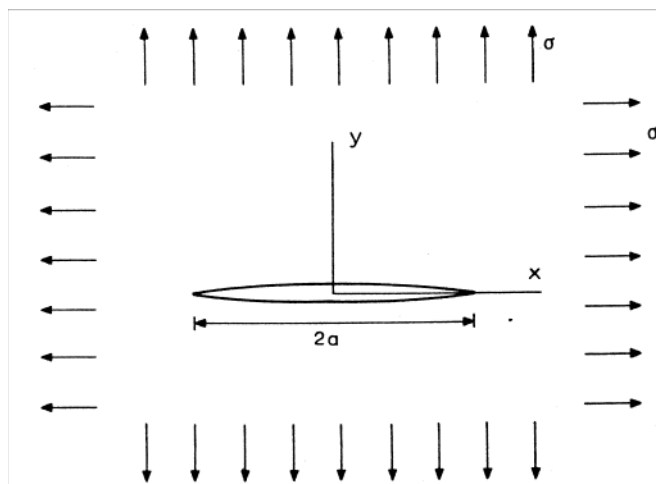
Usando as equações de tensão, EQ. 2.26, determina-se:

$$\sigma_x = \operatorname{Re} Z - y \operatorname{Im} Z'$$

$$\sigma_y = \operatorname{Re} Z + y \operatorname{Im} Z'$$

$$\sigma_{xy} = -y \operatorname{Re} Z'$$
(2.36)

A FIG. 2.8 mostra o caso de uma placa infinita carregada biaxialmente e com uma trinca central.



**FIG. 2.8** – Trinca carregada biaxialmente: modo I (BROEK)

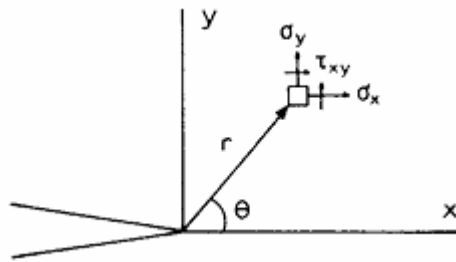


A função de tensões para esse caso é expressa como:

$$Z = \frac{\sigma z}{\sqrt{z^2 - a^2}} \quad (2.37)$$

A função é analítica com exceção para  $(-a \leq x \leq a, y=0)$ . Para  $|z| \rightarrow \infty$  o resultado é  $\sigma_x = \sigma_y = \sigma$  e  $\sigma_{xy} = 0$ , e na superfície da trinca  $\sigma_y = \sigma_{xy} = 0$ , que significa que as condições de contorno são satisfeitas.

De acordo com a FIG. 2.9, é mais conveniente converter o sistema de coordenadas da EQ. 2.37 com a ponta da trinca, conseqüentemente  $z$  deve ser substituído por  $(z+a)$ .



**FIG. 2.9** – Problema do Modo I com origem do sistema na ponta da trinca (BROEK)

$$Z = \frac{(z+a)\sigma}{\sqrt{(z+a)^2 - a^2}} = \frac{(z+a)\sigma}{\sqrt{z^2 + 2az}} \quad (2.38)$$

A EQ. 2.38 pode ser aproximada para uma série válida para  $z \ll a$ , considera-se apenas o 1º termo, assim tem-se:

$$Z = \frac{\sigma a}{\sqrt{2az}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2}} z^{-1/2} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} e^{-i\frac{\theta}{2}} \quad (2.39)$$

$$Z = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left( \cos \frac{\theta}{2} - i \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right)$$

Cada parte real e imaginária da EQ. 2.39 foi extraída, tal que:

$$\begin{aligned}\operatorname{Re} Z &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left( \cos \frac{\theta}{2} \right) \\ \operatorname{Im} Z &= -\sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left( i \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right)\end{aligned}\tag{2.40}$$

Das EQ. 2.40 e 2.36 têm-se:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{xy} &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned}\tag{2.41}$$

As EQ. 2.41 podem ser reescritas da seguinte maneira:

$$\sigma = K_I \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta)\tag{2.42}$$

onde,

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}\tag{2.43}$$

Pode-se reescrever a EQ. 2.42 da seguinte maneira:

$$\sigma_{ij} = \frac{C}{\sqrt{r}} f_{ij}(\theta), \quad \text{onde } C = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}}\tag{2.44}$$

Através da EQ. 2.36 e das equações da teoria da elasticidade que descrevem o deslocamento na direção  $x$  e  $y$ , pode-se determinar  $u$  e  $v$  para tensão plana:

$$\begin{aligned}
v &= \frac{1+\nu}{E} \left[ 2(1-\nu) \operatorname{Im} \bar{Z} - y \operatorname{Re} Z \right] \\
u &= \frac{1+\nu}{E} \left[ (1-2\nu) \operatorname{Re} \bar{Z} - y \operatorname{Im} Z \right]
\end{aligned}
\tag{2.45}$$

Reescrevendo a EQ. 2.45 obtém-se:

$$\begin{aligned}
u &= 2(1+\nu) \frac{K_I}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] \\
v &= 2(1+\nu) \frac{K_I}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left[ 2 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]
\end{aligned}
\tag{2.46}$$

## 2.6 RELAÇÃO ENTRE K E G

Uma relação entre o fator de intensidade de tensão e a taxa de energia de deformação pode ser obtida matematicamente.

Reescrevendo a EQ. 2.19 obtém-se:

$$\sigma \sqrt{\pi a} = \sqrt{EG}
\tag{2.47}$$

E assim obtendo para o estado plano de tensões:

$$K = \sqrt{EG}
\tag{2.48}$$

e para o estado plano de deformações:

$$K = \sqrt{\frac{EG}{(1-\nu)^2}}
\tag{2.49}$$

Arranjando as EQ. 2.47 e 2.48 para G, obtém-se respectivamente:

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (\text{Estado plano de tensão})$$

$$G = \frac{K^2}{E}(1-\nu)^2 \quad (\text{Estado plano de deformação})$$
(2.50)

A taxa total de energia de deformação liberada em modo combinado de carregamento pode ser obtida adicionando as energias dos diferentes modos, conforme ilustrado na FIG. 2.1.

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2(1+\nu)}{E}$$
(2.51)

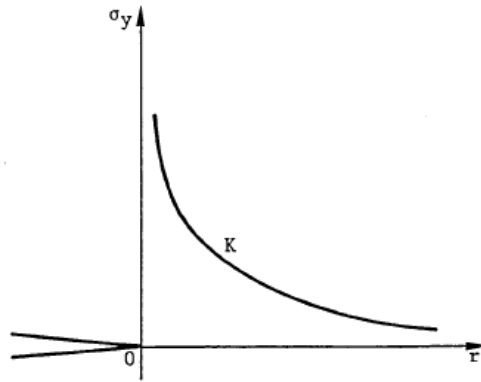
onde,  $E = E'$  para o estado plano de tensão, e  $E' = \frac{E}{(1-\nu)^2}$  para o estado plano de deformação.

Os resultados obtidos mostram a relação entre K, característica da intensidade da singularidade de tensões na extremidade da trinca, e o parâmetro físico G que pode ser considerado como uma força por unidade de espessura que se opõe à propagação da trinca.

## 2.7 PLASTICIDADE NA EXTREMIDADE DA TRINCA

Através da Teoria da Elasticidade, obtém-se uma expressão das tensões na vizinhança da ponta na extremidade da trinca, que possui uma singularidade  $r^{1/2}$ .

A FIG. 2.10 ilustra uma impossibilidade física, pois as tensões na extremidade da trinca tenderiam ao infinito, conduzindo ao paradoxo de um meio perfeitamente plástico contendo uma trinca, não poder suportar nenhuma carga.



**FIG. 2.10** – Variação das tensões em função de r (QUINTA)

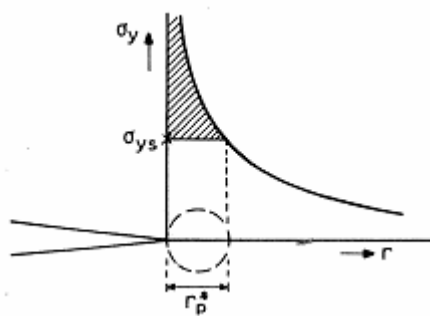
Então, para descrever o estado de tensões, considera-se a existência de uma pequena zona plástica na extremidade da trinca.

### 2.7.1 MODELO DE IRWIN

Irwin considerou uma placa com uma trinca de comprimento  $2a$  solicitada pelo modo I no estado plano de tensões. (BROEK)

Admitiu-se que o material da placa tenha um comportamento elasto-plástico na extremidade da trinca, sendo a sua geometria circular.

A FIG. 2.11 mostra a magnitude da tensão  $\sigma_y$  no plano para  $\theta = 0$ .



**FIG. 2.11** – Primeira estimativa de Irwin (BROEK)

Uma primeira aproximação da distância  $r_p^*$  é o tamanho da zona plástica. Através da substituição da  $\sigma_{ys}$  na EQ. 2.43 por  $\sigma_y$  a distância entre  $r_p^*$  pode ser calculada. (HERTZBERG)

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{(2\pi r_p^*)^{1/2}} = \sigma_{ys} \quad (2.52)$$

Então se tem para o estado plano de tensões: (HERTZBERG)

$$r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 = \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_{ys}^2} \quad (2.53)$$

E para o estado plano de deformações: (HERTZBERG)

$$r_p^* = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 = \frac{\sigma^2 a}{6\sigma_{ys}^2} \quad (2.54)$$

Porém as equações 2.53 e 2.54 são um tanto imprecisas, pois desconsideram a deformação elástica acima de  $\sigma_{ys}$ .

A FIG. 2.12 mostra que Irwin ao postular existência da plasticidade faz com que a trinca se comporte como se tivesse um tamanho maior que o real.

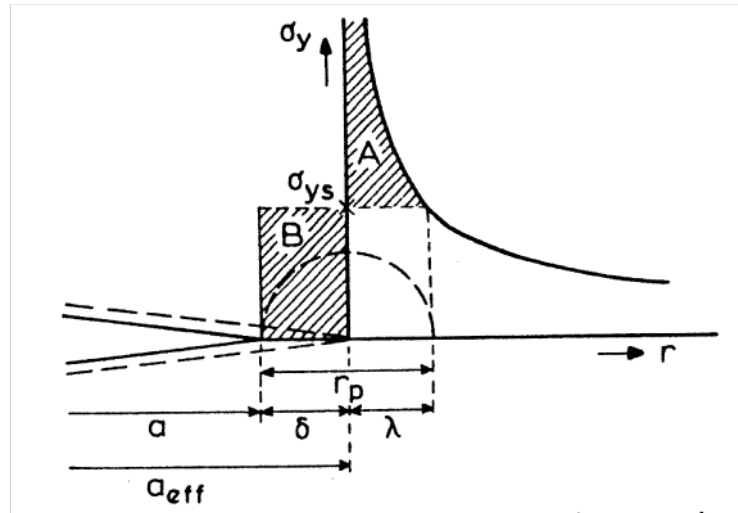
$$a_{eff} = a + \delta_v \quad (2.55)$$

Resultando em:

$$\sigma_{ys} = \frac{K}{\sqrt{2\pi\lambda}} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a_{eff}}}{\sqrt{2\pi\lambda}} = \frac{\sigma \sqrt{a + \delta_v}}{\sqrt{2\lambda}}$$

Resolvendo para  $\lambda$  obtém-se:

$$\lambda = \frac{\sigma^2 (a + \delta_v)}{2\sigma_{ys}^2} \quad (2.56)$$



**FIG. 2.12** – Segunda aproximação do tamanho da zona plástica de Irwin (BROEK)

Se  $\delta_v$  é pequeno em relação ao tamanho da trinca, pode-se despezá-lo, e a EQ. 2.56 resulta em  $\lambda \approx r_p^*$ .

$$\lambda = \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_{ys}^2} \approx r_p^*$$

Porém se  $\delta_v$  for grande o suficiente, implica que para todas as tensões sejam consideradas, a área de A deve ser igual a área de B.

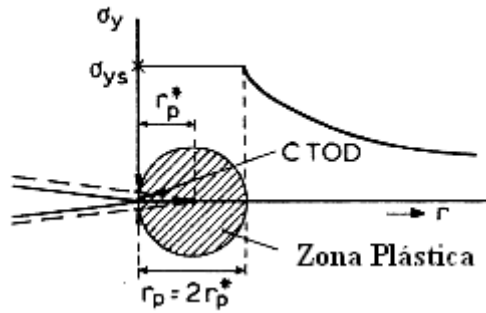
Matematicamente tem-se: (BROEK)

$$\delta_v \sigma_{ys} = \int_0^\lambda \sigma \sqrt{\frac{a + \delta_v}{2r}} dr - \sigma_{ys} \lambda \quad (2.57)$$

Ou seja, a extensão da zona plástica deformada será:  $\delta_v = r_p^*$  e  $r_p^{**} = \lambda + \delta_v$ , logo:

$$r_p^{**} = 2r_p^* \quad (2.58)$$

A FIG. 2.13 ilustra que a segunda aproximação de Irwin determina uma região plástica cujo diâmetro é o dobro da determinada na primeira aproximação.

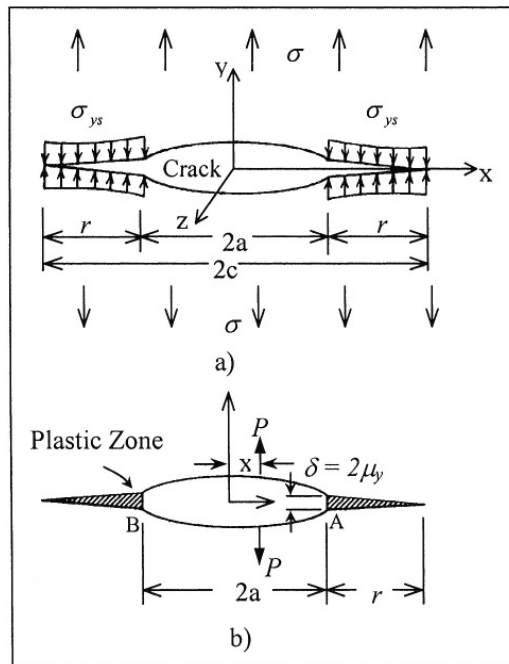


**FIG. 2.13** – Correção de Irwin para a zona plástica (BROEK)

A correção da zona plástica é aplicada no fator de intensidade de tensões, porém é raramente utilizada.

## 2.7.2 MODELO DE DUGDALE

A FIG. 2.14 ilustra uma diferente aproximação da zona plástica que foi desenvolvida por Dugdale, onde considera uma trinca de comprimento  $2a$ , submetida a uma tensão  $\sigma$ , e admite que toda deformação plástica ocorre em uma faixa em frente a ponta da trinca.



**FIG. 2.14** – Aproximação de Dugdale (PEREZ); a) Trinca de Dugdale; b) Ponta da trinca;



Foi também admitido que o comprimento da trinca é maior que o tamanho real, porém este incremento virtual é considerado que suporte todo o escoamento do material.

O tamanho de  $r$  é escolhido de maneira que desapareça as singularidades. Isso significa que o fator de intensidade de tensão  $K_\sigma$ , devido a tensão uniforme  $\sigma$ , tem que ser compensado pelo fator de intensidade de tensão  $K_I$ , devido às forças cisalhantes  $\sigma_{ys}$ .

$$K_\sigma = -K_I \quad (2.59)$$

Onde:

$$K_I = -\frac{2\sigma_{ys}}{\pi} \sqrt{\pi(a+r)} \arccos \frac{x}{a+r} \quad (2.60)$$

$$K_\sigma = \sigma \sqrt{\pi(a+r)} \quad (2.61)$$

Das equações 2.59 e 2.60 em 2.61 obtém-se:

$$\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}} = \arccos \frac{x}{a+r} \quad (2.62)$$

Fazendo  $\beta = \frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}}$  tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{x}{a+r} &= \cos \beta \\ r &= a(\sec \beta - 1) \end{aligned} \quad (2.63)$$

Expandindo a solução em uma série de potencia obtém-se:

$$\sec \beta = 1 + \frac{\beta^2}{2!} + \frac{\beta^4}{4!} + \frac{\beta^6}{6!} + \dots \cong 1 + \frac{\beta^2}{2}$$

Substituindo obtém-se:

$$r = a \frac{\beta^2}{2} = \frac{a}{2} \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}} \right)^2 = \frac{a\pi^2\sigma^2}{8\sigma_{ys}^2} = \frac{\pi K^2}{8\sigma_{ys}^2} \quad (2.64)$$

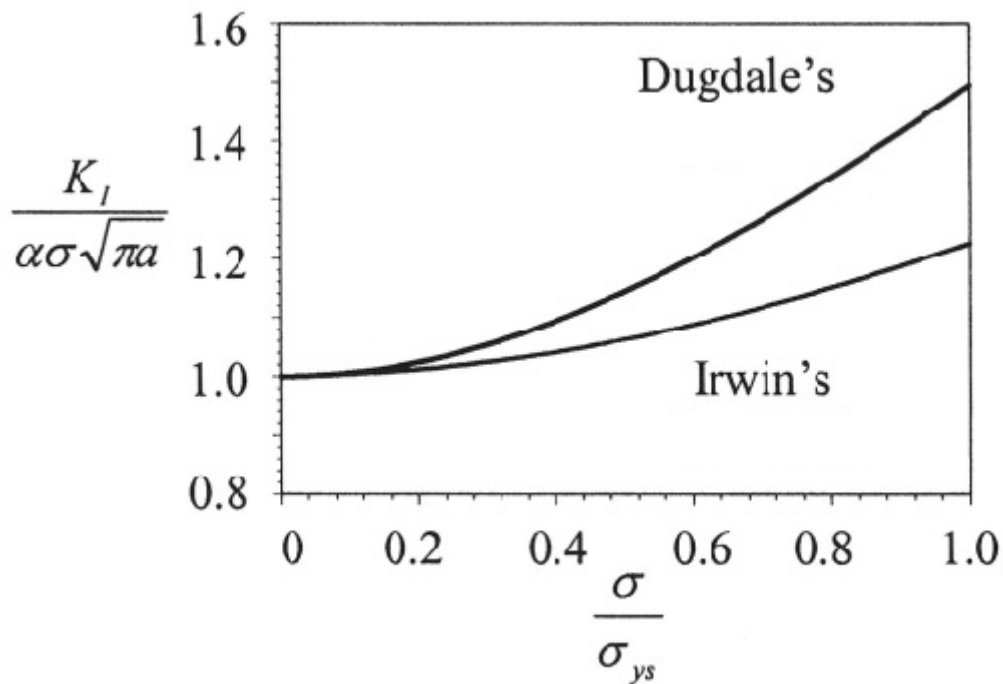
Comparando a solução encontrada por Dugdale e por Irwin para a condição de tensão plana tem-se.

$$r = r_p^{**} = 2r_p^* \quad (2.65)$$

Consequentemente:

$$\underbrace{\frac{\pi}{8} \left( \frac{K}{\sigma_{ys}} \right)^2}_{Dugdale} = 2 \underbrace{\frac{1}{2\pi} \left( \frac{K}{\sigma_{ys}} \right)^2}_{Irwin} \Rightarrow Dugdale = 0,81 Irwin$$

Na FIG. 2.15 tem-se a relação entre a aproximação de Dugdale e de Irwin, e observa-se que similaridades ocorrem para  $0 \leq \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \leq 0,2$ . Assim deve-se ter cuidado ao utilizar a aproximação de Irwin e de Dugdale para grandes razões de tensão, devido às diferenças do fator de intensidade de tensão normalizado.



**FIG. 2.15** – Relação entre a aproximação de Dugdale e Irwin (PEREZ)

### 2.7.3 FORMAS DA ZONA PLÁSTICA

Até o momento prolongou-se o comprimento da zona plástica ao longo do eixo x com  $\theta = 0$ , desde que a zona plástica seja de forma circular.

No entanto, o processo de maior ocorrência acontece para  $\theta \neq 0$ , e para se estudar a forma e dimensão da zona plástica em função de  $\theta$  utilizou-se os critérios de Von Mises e Tresca.

#### 2.7.3.1 CRITÉRIO DE VON MISES

O critério de Von Mises é a Teoria da Máxima Energia de Distorção, que estabelece:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_{ys}^2 \quad (2.66)$$

Sendo  $\sigma_1, \sigma_2$  e  $\sigma_3$  as tensões principais, que são dadas por:

$$\begin{aligned}\sigma_{1,2} &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \sigma_{xy}^2} \\ \sigma_3 &= 0 \quad (\text{Estado plano de tensão}) \\ \sigma_3 &= \nu(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (\text{Estado plano de deformação})\end{aligned}\tag{2.67}$$

Substituindo as EQ. 2.41 nas EQ. 2.67 e manipulando os resultados em função do tamanho da zona plástica, obtém-se para tensão plana e deformação plana, respectivamente:

$$\begin{aligned}r_p^{**} &= \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}}\right)^2 \left[1 + \frac{3}{2} \text{sen}^2 \theta + \cos \theta\right] \quad (\text{Estado plano de tensão}) \\ r_p^{**} &= \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}}\right)^2 \left[\frac{3}{2} \text{sen}^2 \theta + (1 - 2\nu)^2 (1 + \cos \theta)\right] \quad (\text{Estado plano de deformação})\end{aligned}\tag{2.68}$$

Na FIG. 2.16 (a) tem-se a representação gráfica do critério de Von Mises para tensão plana e deformação plana.

### 2.7.3.2 CRITÉRIO DE TRESCA

O critério de Tresca é a Teoria da Máxima Tensão de Cisalhamento, que estabelece:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \frac{1}{2} \sigma_{ys}\tag{2.69}$$

Onde a máxima energia de cisalhamento é dada por:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \quad (2.70)$$

Combinando as equações acima, obtém-se:

$$\sigma_{ys} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2.71)$$

E assim temos para tensão plana e deformação plana, respectivamente:

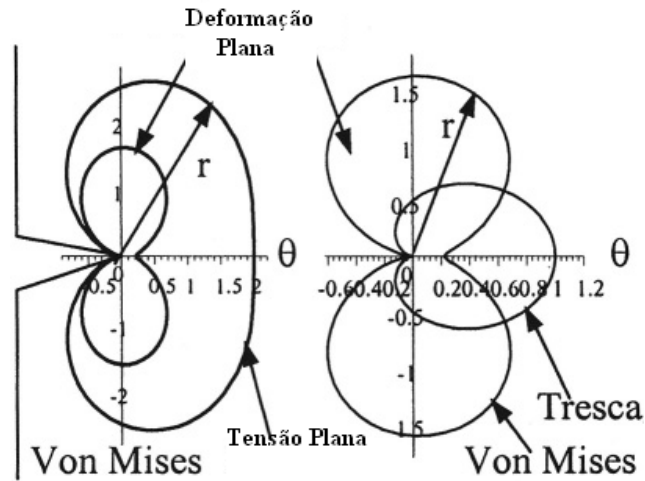
$$\begin{aligned} \sigma_{ys} &= \sigma_1 \quad (\text{Estado plano de tensão}) \\ \sigma_{ys} &= \sigma_1 - \sigma_3 \quad \text{ou} \quad \sigma_{ys} = \sigma_1 - \sigma_2 \quad (\text{Estado plano de deformação}) \end{aligned} \quad (2.72)$$

Analogamente tem-se:

$$\begin{aligned} r &= \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \left[ \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) \right] \quad (\text{tensão plana}) \\ r &= \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \quad (\text{deformação plana}) \end{aligned} \quad (2.73)$$

Na FIG. 2.16 (b) tem-se graficamente a forma da zona plástica para o critério de Tresca.

Analisando a FIG 2.16 verifica-se que a zona plástica encontrada por Tresca é sensivelmente maior do que a obtida pelo critério de Von Mises. Demonstrando que o critério de Tresca é mais conservativo que o critério de Von Mises.



**FIG. 2.16** – Forma da Zona Plástica de acordo com o critério de Von Mises e Tresca. (PEREZ)

## 2.8 CRITÉRIO DE RUPTURA

Vimos no item 2.3 que, segundo Griffith, se a taxa de liberação de energia de deformação elástica  $G$  for superior a energia crítica  $G_c$  temos a propagação da trinca. Da mesma maneira existirá um fator de intensidade de tensão crítico  $K_{IC}$  e a trinca irá se propagar de maneira catastrófica se  $K_I \geq K_{IC}$ .

Logo  $K_{IC}$  é uma propriedade do material que traduz a resistência à propagação de uma trinca em modo I e que se denomina por tenacidade.

## 2.9 MÉTODO DA INTEGRAL J

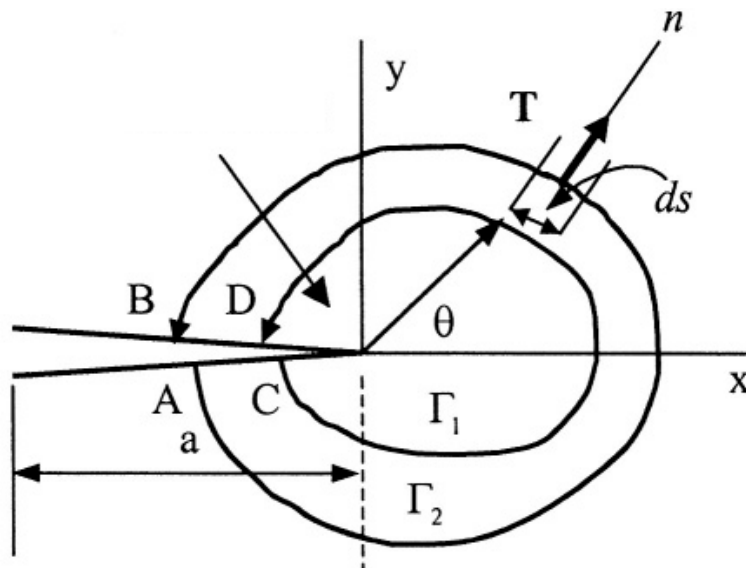
Em 1974, Eshelby definiu o número de contornos da integral que tem trajetória independente em virtude do teorema de conservação de energia. A forma bidimensional da integral J é escrita como (BROEK):

$$J = \oint_{\Gamma} \left( w_E dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (2.74)$$

com

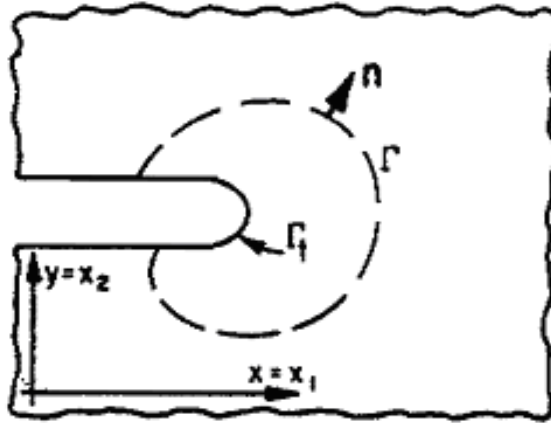
$$w_E = \int_0^z \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.75)$$

onde  $w_E$  é a densidade de energia de deformação;  $\Gamma$  é o contorno qualquer nas imediações da trinca, FIG 2.17;  $T$  é o vetor da tensão existente ao longo do contorno de direção definida pelo vetor unitário  $n$ , normal ao contorno  $\Gamma$ , onde  $T = \sigma_{ij}n_j$ ;  $u$  é o vetor deslocamento; e  $ds$  é o elemento do arco ao longo da trajetória  $\Gamma$ . Se o contorno for fechado, o valor da integral  $J$  será nulo. A FIG. 2.17 ilustra esquematicamente este procedimento.



**FIG. 2.17** – Definição da integral  $J$  ao redor da trinca (PEREZ)

Em 1968, Rice mostrou a independência de  $J$  em relação ao contorno escolhido tanto para materiais elásticos lineares, como para materiais elásticos não lineares. Ele demonstrou que a integral  $J$ , como definida ao longo do contorno ao redor da ponta da trinca, FIG. 2.18, é a mudança da energia potencial para uma trinca virtual de extensão  $da$ .



**FIG. 2.18** – Contorno ao redor da ponta da trinca. (RICE, 1968)

Então a integral  $J$  fornece um meio de quantificar as condições, na vizinhança da trinca em termos de deslocamentos e tensões ao longo de um caminho previamente escolhido.

$$J = -\frac{\partial U}{\partial a} \quad (2.76)$$

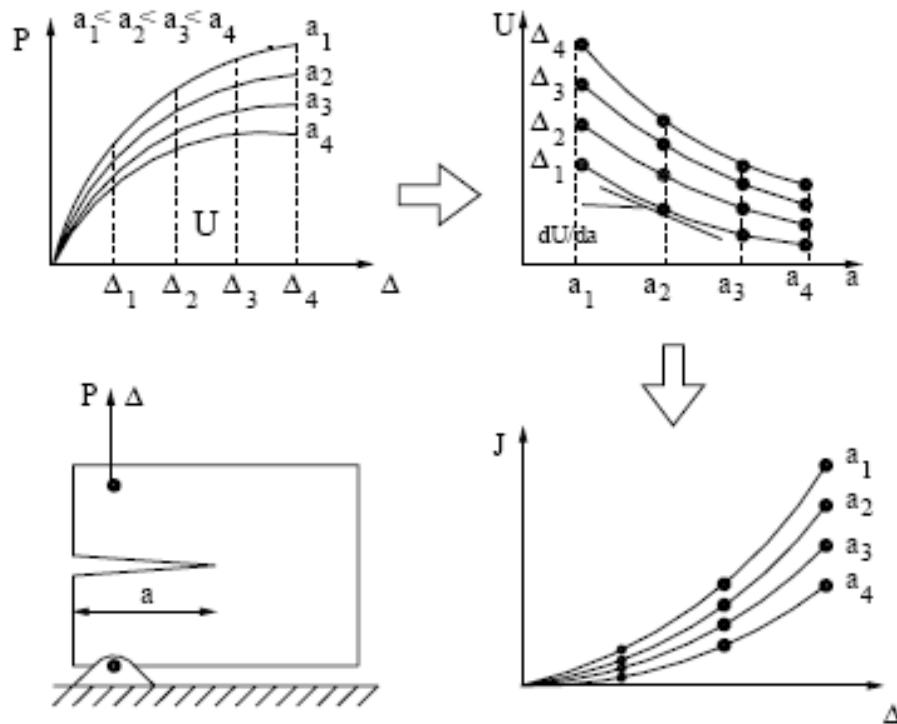
onde  $U$  é a energia potencial.

Para materiais elástico-lineares  $-\frac{\partial U}{\partial a} = G$ , conseqüentemente  $J = G$ .

O teste  $J_{IC}$  baseou-se, inicialmente na interpretação energética de  $J$ , expressa na EQ. 2.76.

Corpos de prova de variados comprimentos de trinca foram testados para determinar o valor de  $J$ , e foram obtidas curvas que relacionam as cargas com os deslocamentos. Obtém-se o valor de  $J$  através dessas curvas conforme define a expressão 2.76. A FIG. 2.19 representa esquematicamente este processo.





**FIG. 2.19** – Derivação Experimental de  $J$  (SAOUMA)

Porém este processo é muito das vezes pouco preciso, pois é difícil determinar  $J$ , no ponto em que se verifica a primeira progressão da trinca.

Uma variedade de organizações, ao redor do mundo, publicaram processos normalizados de testes que medem a resistência à fratura, incluindo a ASTM, a BS, a ISO e a JSME.

## 2.10 FALHA POR FADIGA

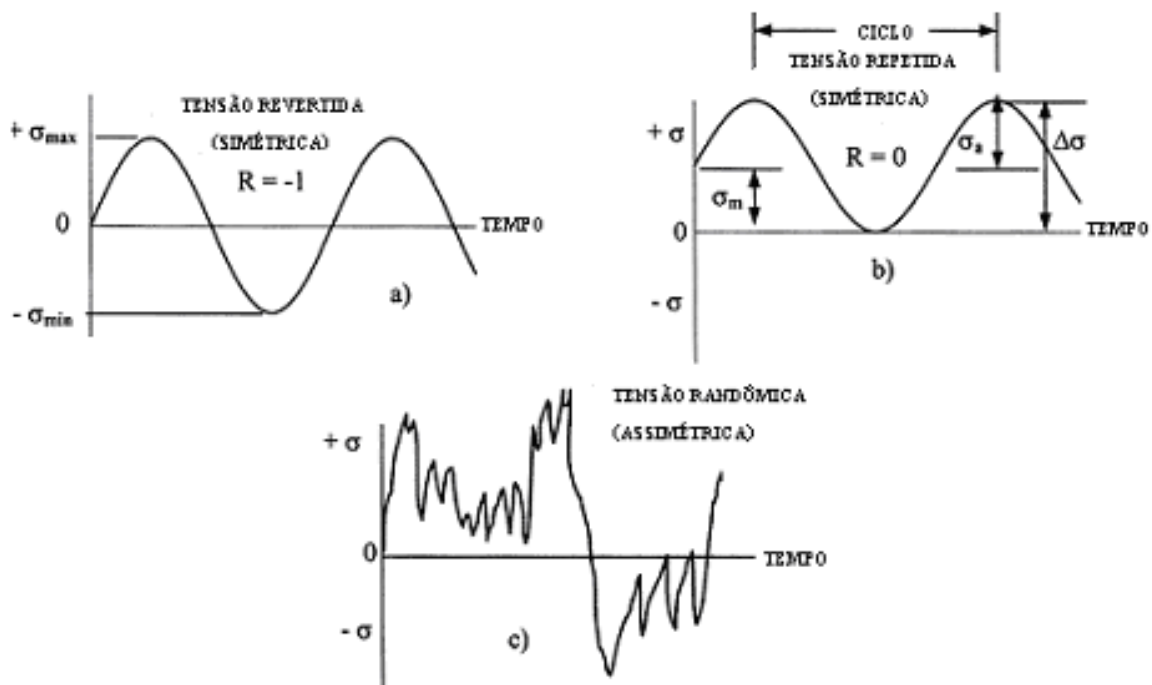
A maioria dos componentes mecânicos falha devido a cargas que variam com o tempo, e não a esforços estáticos. Estas falhas ocorrem, tipicamente em níveis de tensão significativamente inferiores aos valores de resistência de escoamento dos materiais.

A fadiga é uma redução gradual da capacidade de carga do componente, pela ruptura lenta do material, conseqüência do avanço quase infinitesimal das trincas que se formam no seu interior. Este crescimento ocorre para cada flutuação do

estado de tensão. As cargas variáveis, cíclicas ou não, fazem com que, ao menos em alguns pontos tenhamos deformações plásticas também variáveis com o tempo. Estas deformações levam o material a uma deterioração progressiva, dando origem à trinca, a qual cresce até atingir um tamanho crítico suficiente para a ruptura final, em geral catastrófica, apresentando características macroscópicas de fratura frágil.

### 2.10.1 PARÂMETROS DA CICLAGEM DO MATERIAL

A FIG. 2.20 mostra esquematicamente a flutuação da curva da tensão cíclica com amplitude de tensão constante.



**FIG. 2.20** – Esquematização dos tipos de carregamento (PEREZ)

Atualmente são utilizados os seguintes parâmetros de ciclagem do material:

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (2.77)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.78)$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.79)$$

$$R_T = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}} = \frac{K_{m\acute{i}n}}{K_{m\acute{a}x}} \quad (2.80)$$

onde:  $\sigma_m$  é a tensão média;  $\sigma_a$  é a amplitude de tensão; e  $R_T$  é a razão de tensão.

Esses parâmetros podem variar de acordo com a condução do teste de fadiga, material, geometria do corpo de prova, soldagens ou defeitos microestruturais.

## 2.11 NORMAS PARA A OBTENÇÃO EXPERIMENTAL DA TENACIDADE À FRATURA

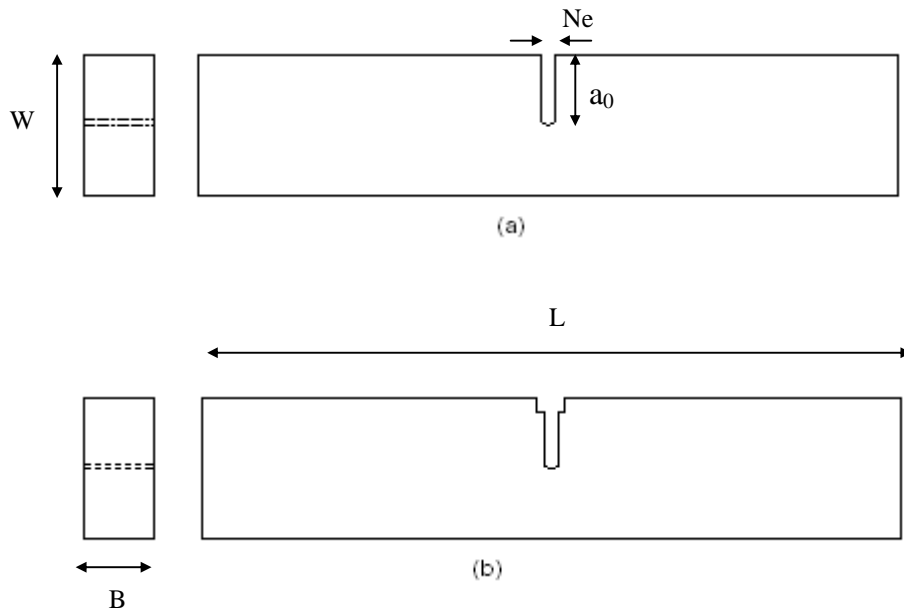
A norma ASTM E 1820-08a (2009) proporciona métodos e experimentos para obter os parâmetros  $K$ ,  $J$ ,  $CTOD$  e curvas de resistência à propagação da trinca para o modo I de carregamento.

Os corpos de prova especificados nesta norma são C(T), SE(B) e DC(T). Sendo que nesta pesquisa usaram-se os corpos de prova normalizados do tipo SENT (tração de entalhe simples na extremidade) e SE(B). A FIG. 2.21 mostra formas desses tipos de corpo de prova.

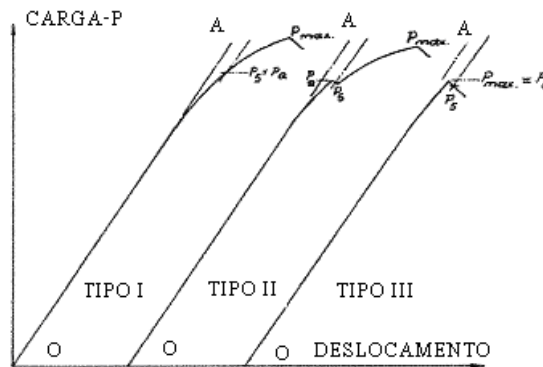
A metodologia proposta pela norma é baseada na medição do deslocamento-carga ou através do CTOD-carga. A equação normalizada para a obtenção do fator de intensidade de tensões  $K_{Ic}$  é dada pela EQ. 2.81.

$$K_I = \left[ \frac{P_Q \times S}{(B \times B_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f(a/W) \quad (2.81)$$

Sendo  $P_Q$  a carga aplicada,  $B$  a espessura do corpo de prova,  $W$  a largura do corpo de prova, e  $S$  o espaçamento entre os roletes (vão do ensaio).



**FIG. 2.21** – (a) Corpo de prova SENT; (b) Corpo de prova SE(B);



**FIG. 2.22** – Principais tipos de curva carga-deslocamento obtidas no ensaio  $K_{IC}$  (FERREIRA)

Conforme pode ser observado na FIG. 2.22, traça-se um prolongamento da curva AO à parte linear da curva carga-deslocamento e localiza-se o valor da carga máxima atingida durante o ensaio,  $P_{máx}$ . Traça-se uma secante  $OP_5$  com uma inclinação de 5% menor que a inclinação de AO, onde o ponto  $P_5$  é a interseção dessa secante com a curva carga-deslocamento.

O valor de  $P_Q$ , a carga utilizada para determinar  $K_I$ , deve ser considerado como a maior carga encontrada na curva carga-deslocamento até o ponto  $P_5$ .

O valor de  $f(a/W)$  varia conforme o tipo de corpo de prova utilizado no ensaios.

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2} \left[ 1,99 - \left(\frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left( 2,15 - 3,93\left(\frac{a}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a}{W}\right)^2 \right) \right]}{2\left(1 + 2\frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad \text{para } SE(B)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 1,12 - 0,231\left(\frac{a}{W}\right) + 10,55\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 21,72\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 30,39\left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad \text{para } SENT$$

A integral  $J$  é dada pela EQ. 2.82.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2.82)$$

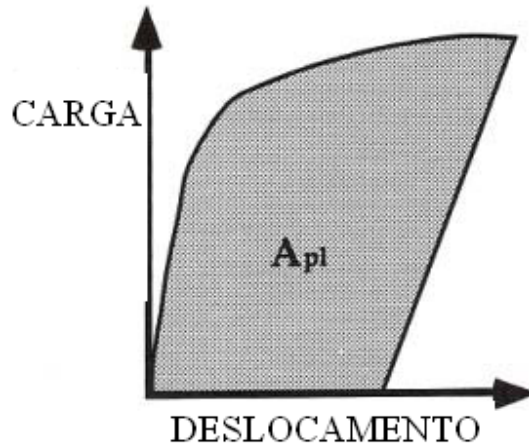
Sendo que  $J_{el}$  é o componente elástico de  $J$ , e  $J_{pl}$  o componentes plástico de  $J$ , conforme dada pela EQ. 2.83 e EQ. 2.84 respectivamente.

$$J_{el} = \frac{K_I^2 (1-\nu)^2}{E} \quad (2.83)$$

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{b_0 B_N} \quad (2.84)$$

Onde, de acordo com a FIG 2.21,  $b_0$  é o ligamento inicial ( $b_0 = W - a_0$ ),  $A_{pl}$  é a área sob a curva experimental carga-deslocamento do ensaio de tenacidade à fratura, e  $\eta_{pl}$  o fator eta plástico.

A FIG. 2.23 demonstra como é retirado o valor de  $A_{pl}$  da curva obtida experimentalmente.



**FIG. 2.23** – Definição da área para o cálculo de J. (ANDERSON)

O fator  $\eta$  plástico ( $\eta_{pl}$ ) é obtido de acordo com o dado utilizado para obter  $A_{pl}$ . Ao utilizar a curva carga-deslocamento para obter a área, o valor de  $\eta_{pl}$  é igual a 1.9. Caso se utilize a curva carga-CTOD para se obter a área, o valor de  $\eta_{pl}$  é dado pela EQ. 2.85.

$$\eta_{pl} = 3,667 - 2,199\left(\frac{a}{W}\right) + 0,437\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad (2.85)$$

O deslocamento na ponta da trinca  $\delta$  é dado pela EQ. 2.86.

$$\delta = \frac{K_I^2(1-\nu)^2}{2\sigma_f E} + \frac{r_p(W \times a)V_{pl}}{r_p(W \times a) + a + z} \quad (2.86)$$

Sendo que  $r_p$  é o fator rotacional,  $\sigma_f$  é a tensão de fluxo  $\left(\sigma_f = \frac{(\sigma_y + \sigma_T)}{2}\right)$ ,  $z$  é a distância da face do corpo de prova do extremo apoio do extensômetro de medição de CTOD e  $V_{pl}$  é o componente plástico do deslocamento medido pelo CTOD.

Finalmente, obtém-se  $J$  em função de  $\Delta a$ , ou  $CTOD$  em função de  $\Delta a$ . Na FIG. 2.24 pode-se verificar uma curva típica que mostra os limites de validade da mesma e como obter o valor de  $J_Q$ .

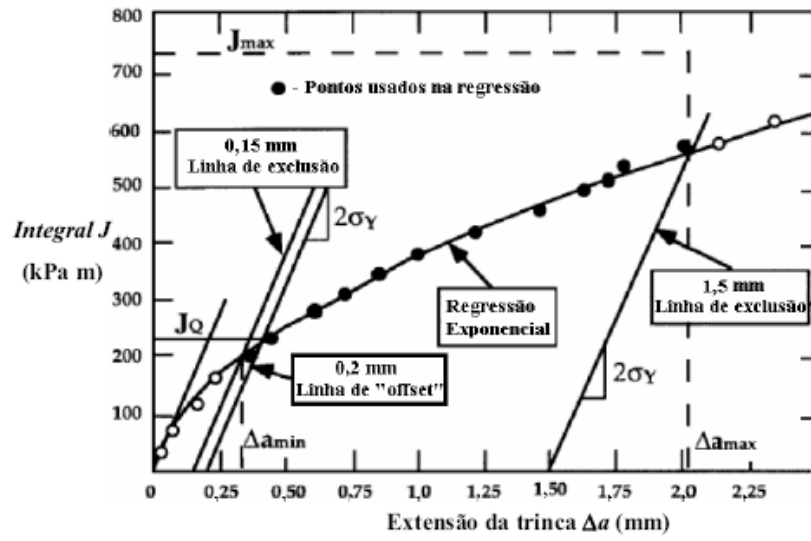


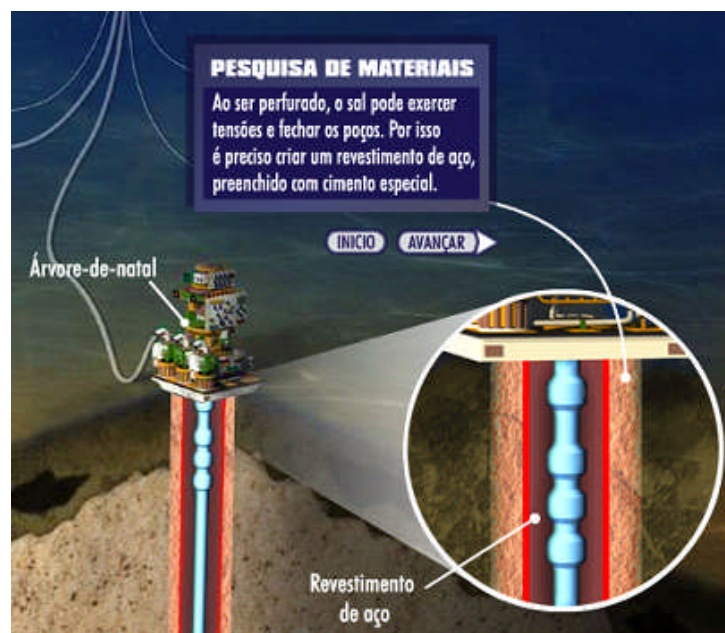
FIG. 2.24 – Definição da curva J-R (ASTM E 1820)

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 MATERIAL

O material em estudo é um tubo API 5L de grau X56, sem costura, de revestimento de superfície, conhecido como “surface casing”. A FIG 3.1 mostra esquematicamente como este tubo é empregado numa instalação petrolífera. Um dos principais objetivos desse material é conter as paredes do poço de petróleo. Entretanto, durante sua colocação, pode sofrer considerável esforço, o que resulta em possíveis falhas estruturais, resultando em prejuízos materiais e operacionais, daí verifica-se a importância do estudo.

A Fig 3.2 mostra o tubo utilizado neste estudo, possuindo 50,8 cm de diâmetro externo, (20 pol) e 16mm de espessura de parede. O material será fabricado de acordo com a norma API5L/ISO 3183 e com especificação de PSL 1.



**FIG. 3.1** – Pesquisa de Materiais: revestimento de aço (PETROBRAS)



A composição química e as suas propriedades mecânicas são apresentadas nas TAB. 3.1 e TAB. 3.2.



FIG. 3.2 – Tubos do projeto Pré-Sal

TAB. 3.1 – Composição química para PSL 1 com  $t \leq 25,0\text{mm}$  (0,984 pol)

Nomeclatura	C(%)	Mn(%)	P(%)		S(%)	V(%)	Nb(%)	Ti(%)
	Max.*	Max.*	Mín.	Max.	Max.	Max.	Max.	Max.
L390 ou X56	0,28	1,40	-	0,030	0,030	**	**	**

\*Para cada redução de 0,01% pertencente à especificação de concentração de carbono, um acréscimo de 0,05% acima da concentração máxima especificada de manganês é permissível, até um máximo de 1,75% de grau X56.

\*\*A soma de nióbio, vanádio e titânio devem ter um conteúdo  $\leq 0,15\%$

API5L/ISO 3183

TAB. 3.2 – Propriedades mecânicas para tubos sem costura PSL 1

Nomeclatura	Tensão de Escoamento (MPA) Mín.	Resistência à Tração (MPA) Mín.	Alongamento ( $A_f$ ) % Mín.
L390 ou X56	390	490	*

\*A expressão mínima de alongamento, expressada em percentual e arredondado para o percentual máximo, deve ser determinada usando a seguinte equação:

$$(A_f) = C \frac{A_{XC}^{0,2}}{U^{0,9}}$$

Onde:

C é 1940 para cálculos usando unidades do SI;

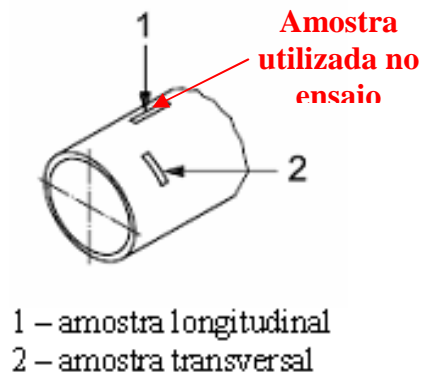
$A_{XC}$  é a aplicação do teste de tração em corpos de prova de área de seção transversal, expressa em  $\text{mm}^2$ ;

U é a especificação mínima de resistência à tração, expressa em MPa;

API5L/ISO 3183

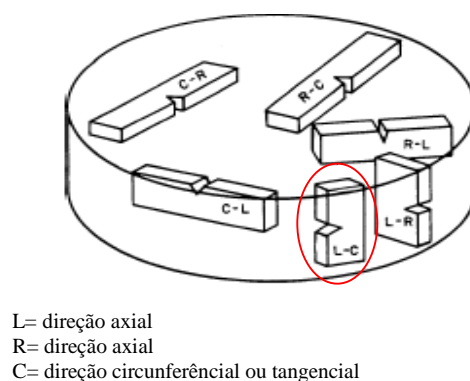
### 3.2 CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Os corpos de prova foram usinados na empresa Speed Form, localizada no bairro de Olaria, Rio de Janeiro, RJ. A FIG. 3.3 mostra de forma esquemática, como foi feita a retirada dos corpos de prova do tubo, sendo no sentido longitudinal (da forma 1), seguindo a norma API5L/ISO 3183.



**FIG. 3.3** – Corpo de prova retirado de tubos sem costura (API5L/ISO 3183)

Na FIG. 3.4 tem-se a referência das direções de retirada do corpo de prova para barras cilíndricas e tubos de acordo com o plano de orientação da trinca. Os corpos de prova foram retirados no sentido L-C.



**FIG. 3.4** – Plano de identificação da trinca para barras cilíndricas e tubos (ASTM E399)

Primeiramente retiraram-se do tubo dois anéis, onde se usou cada anel para confeccionar um modelo de corpo de prova, sendo um anel utilizado para confeccionar os corpos de prova do tipo SE(B), e o outro para confeccionar os corpos de prova do tipo SENT.

Para a fabricação do corpo de prova fizeram-se as seguintes considerações pertinentes à norma:

- Considerou-se  $W = 2B$ , onde adotou-se  $W = 30\text{mm}$ ;
- Utilizou-se a relação de  $a = 0,5W$ ;
- Entalhe do tipo chevron;
- Através da relação  $N_e < \frac{W}{10}$ , adotou-se  $N_e = 2\text{mm}$ ;
- Para o ângulo da boca do entalhe foi considerado um ângulo de  $120^\circ$ ;

### 3.2.1 CORPOS DE PROVA

Foram confeccionados 10 corpos de prova do tipo SE(B) e 10 corpos de prova do tipo SENT, e suas dimensões nominais são encontradas na TAB. 3.3.

A norma ASTM E1820 descreve que basta um único corpo de prova para validar os resultados.

**TAB. 3.3 – Dimensões nominais dos Corpos de Prova**

Ensaio	Corpo de Prova SE(B) e SENT		
	L(mm)	W(mm)	B(mm)
ASTM E-1820	160	30	15

Na FIG. 3.5 e na FIG. 3.6 encontra-se um corpo de prova do tipo SE(B) usinado e um corpo de prova SENT, respectivamente.



**FIG. 3.5 – Corpo de Prova SE(B)**



**FIG. 3.6 – Corpo de Prova SENT**

### 3.3 MÉTODOS

Com a finalidade de melhor visualização da pré-trinca de fadiga, os corpos de prova foram polidos com lixas de granulometria 220, 320, 400 e 600, respectivamente.

Para obter a pré-trinca de fadiga, foi utilizado uma máquina de ensaio universal servo hidráulica MTS, modelo 810 e célula de carga de 100kN, com o sistema de controle digital Basic Testware.

A pré-trinca de fadiga foi comandada pela força e provocada por uma onda de forma senoidal, com 20Hz de frequência.

#### 3.3.1 PRÉ-TRINCA DE FADIGA PARA OS CORPOS DE PROVA SE(B)

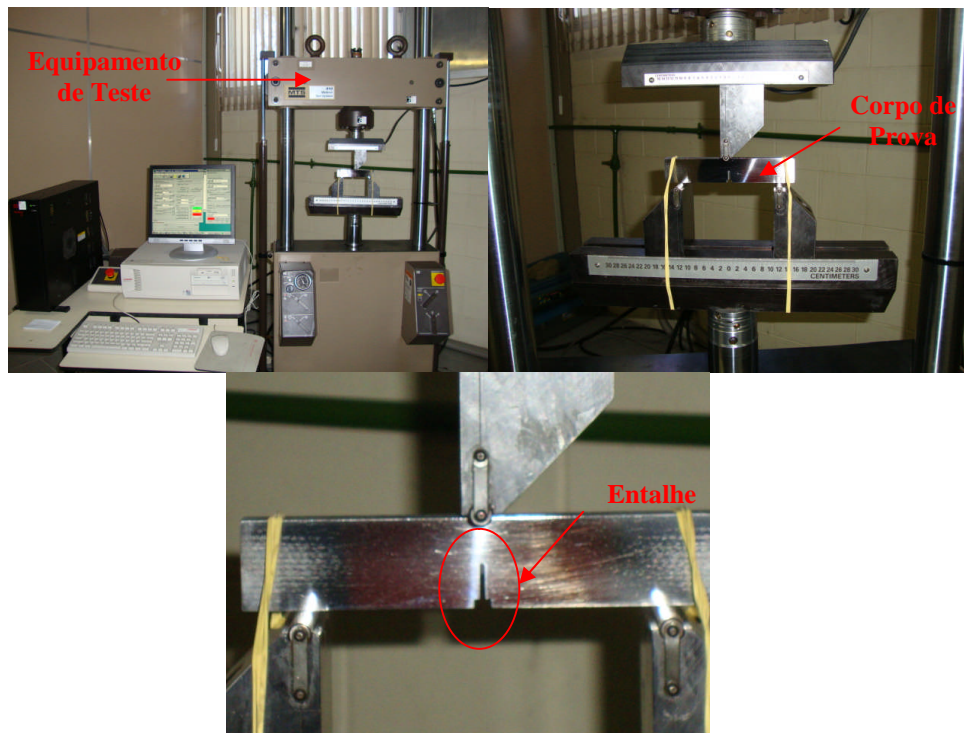
Na FIG. 3.7 tem-se a máquina e um corpo de prova SE(B) sofrendo o processo de nucleação da pré-trinca de fadiga.

A TAB 3.4 mostra as condições utilizadas na obtenção da pré-trinca de fadiga, para os corpos de prova de flexão de três pontos SE(B).

Observe que a TAB 3.4 consta apenas de nove corpos de prova. Este fato ocorre, pois um corpo de prova foi inicialmente desprezado para se obter os valores de referência da pré-trinca de fadiga. Em virtude de não haver dados de referência disponíveis nas bibliografias existentes para o material em teste, eles foram levantados experimentalmente com o sacrifício de um corpo de prova.

O corpo de prova de sacrifício demonstrou que o melhor comando seria de 15kN, sendo assim utilizado como padrão para o corpo de prova 1. Porém o corpo de prova de sacrifício havia sido ciclado diversas vezes, e como resultado o corpo

de prova 1 teve um baixo número de ciclos, consequentemente diminuiu-se o comando para 10kN.



**FIG. 3.7** – Nucleação da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova SE(B)

Já o corpo de prova 5 sofreu uma leve distorção ao ser posicionado na máquina, e assim avaliou-se que o comando de 10kN não seria o suficiente para a abertura da pré-trinca.

**TAB. 3.4** – Condições de carregamento para obtenção da pré-trinca de fadiga para os Corpos de Prova SE(B)

CP	Inicial (kN)	Comando (kN)	Nº de ciclos	$\Delta a$ (mm)
1	-5,00	15,00	3652	1,55
2	-5,00	10,00	19154	1,50
3	-5,00	10,00	18863	1,00
4	-5,00	10,00	18776	0,75
5	-5,00	15,00	2423	1,00
6	-5,00	10,00	18289	0,60
7	-5,00	10,00	18354	0,75
8	-5,00	10,00	17725	0,50
9	-5,00	10,00	19133	1,20

### 3.3.2 PRÉ-TRINCA DE FADIGA PARA OS CORPOS DE PROVA SENT

Na FIG. 3.8 tem-se a máquina e um corpo de prova SENT sofrendo o processo de nucleação da pré-trinca de fadiga.



**FIG. 3.8** – Nucleação da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova SENT

A TAB. 3.5 demonstra as condições utilizadas para obter a pré-trinca de fadiga para o corpo de prova SENT.

Observe que na TAB 3.5 consta apenas de oito corpos de prova. Este fato ocorre, pois dois corpos de prova foram desprezados para se obter os valores de referência da pré-trinca de fadiga. Pela mesma razão anterior, dois corpos de prova foram sacrificados para se obter os dados de carregamento da pré-trinca.

**TAB. 3.5** – Condições de carregamento para obtenção da pré-trinca de fadiga para os Corpos de Prova SENT

CP	Comando (kN)	N° de ciclos	N° Total de Ciclos	$\Delta a$ (mm)
1	30	8856	8856	0,60
2	20	4929	4929	0,62
3	15 – 30	40970 – 13114	54084	0,80
4	18 – 30	31312 – 10230	43036	0,56
5	20 – 25	25540 – 11724	37264	0,56
6	25 – 30	19702 – 6223	25925	0,64
7	30	14832	14832	1,00
8	30	15963	15963	1,80

## 4. ENSAIOS DE TENACIDADE À FRATURA

### 4.1 CORPOS DE PROVA SE(B)

Utilizou-se o método de ensaio interrompido para realização da tenacidade à fratura, sendo este controlado através do deslocamento do pistão e de acordo com a norma ASTM E 1820.

Os resultados foram coletados através do programa Basic Testware, onde foram aquisitados 100 pontos a cada segundo.

Usou-se nos ensaios a taxa de 1mm/min nos corpos de prova SE(B). Na TAB. 4.1 apresentam-se os valores fixados para o deslocamento do pistão.

**TAB. 4.1** – Carregamento interrompido controlado pelo deslocamento do pistão dos corpos de prova SE(B)

CP	Deslocamento do pistão. (mm)
1	2,00
2	1,50
3	2,50
4	3,00
5	2,00
6	3,00
7	2,50
8	3,50
9	3,00

Na FIG. 4.1 observa-se um corpo de prova sendo ensaiado na máquina de ensaios.



**FIG. 4.1** – Realização do ensaio de fadiga no corpo de prova SE(B)

Para obter a abertura da ponta da trinca, CTOD, utilizou-se um extensômetro de modelo 632.02 F-20, de abertura máxima 3mm.

Após a realização dos ensaios, levou-se os corpos de prova à temperatura média de  $-30$  à  $-25$  °C por uma solução de nitrogênio líquido e álcool, e foram fraturados por clivagem, com a finalidade de obter a medição final da trinca. Na FIG 4.2 observam-se os corpos de prova SE(B) fraturados por clivagem.

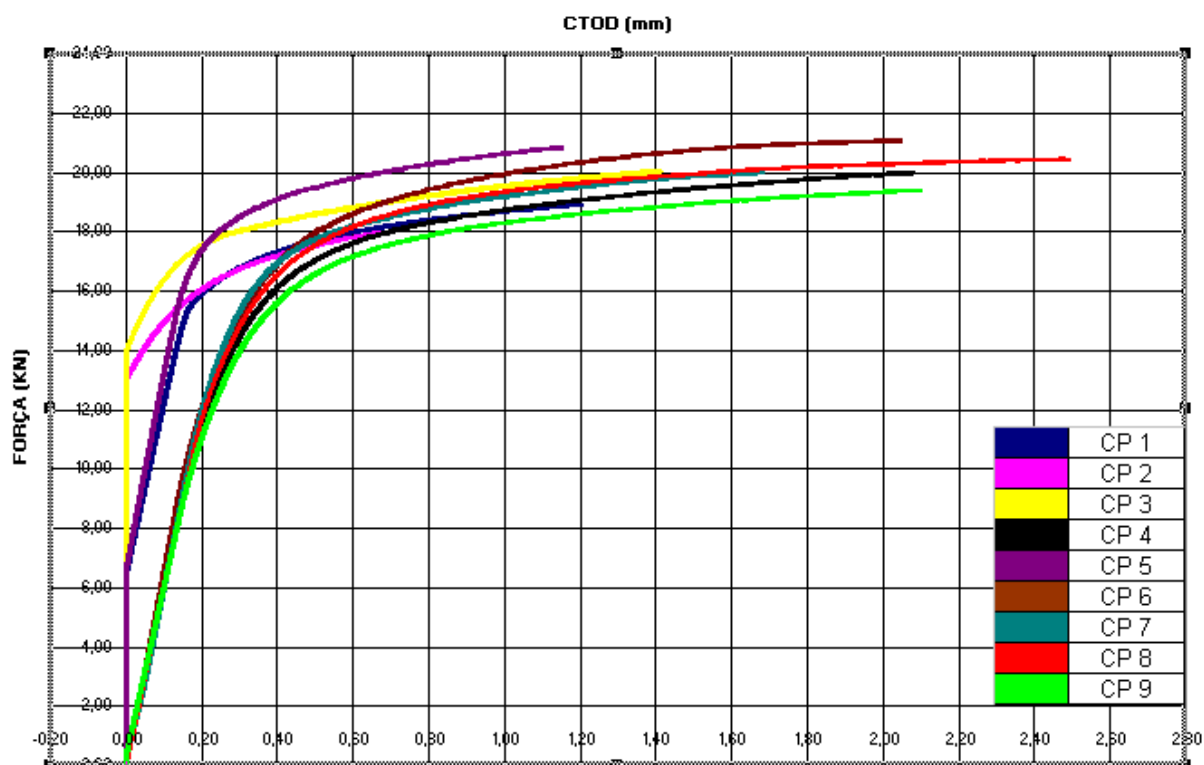


**FIG. 4.2** – Corpos de Prova SE(B) fraturados por clivagem

#### 4.1.1 RESULTADOS DOS CORPOS DE PROVA SE(B)

Na FIG. 4.3 têm-se as curvas carga em função do CTOD (deslocamento da abertura da ponta da trinca), para os ensaios dos corpos de prova SE(B).





**FIG. 4.3** – Gráfico Carga versus CTOD para os corpos de prova SE(B)

Na TAB. 4.2 encontram-se os resultados dos ensaios para os corpos de prova SE(B).

**TAB. 4.2** – Resultados obtidos para os corpos de prova SE(B)

CP	$B(mm)$	$W(mm)$	$P_Q (kN)$	$P_{m\acute{a}z} (kN)$	$\Delta a(mm)$	$A_{pl} (Nm)$	$K (MPa\sqrt{m})$	$J_{el} (kJ/m)$	$J_{pl} (kJ/m)$	$J (kJ/m)$
1	14,81	30,00	7,80	18,910410	1,258800	11,327439	38,221	6,330	146,720	153,050
2	14,79	30,03	13,75	17,950296	1,664000	6,035772	67,305	19,630	78,142	97,772
3	14,81	30,00	15,85	20,036695	1,606700	14,131607	73,371	23,327	178,470	201,797
4	14,74	30,02	17,75	19,959484	2,130000	14,726284	80,173	27,853	184,380	212,233
5	14,72	29,99	9,00	20,807135	1,551000	11,958480	40,130	6,979	149,120	156,099
6	14,84	30,02	16,60	21,067305	1,595500	14,588344	73,258	23,256	180,130	203,386
7	14,79	30,01	16,60	19,971235	1,430800	10,182744	74,781	24,233	127,140	151,373
8	14,88	30,02	16,50	20,432831	2,290000	22,350495	71,834	22,360	273,940	296,300
9	14,84	30,05	15,00	19,385435	1,860000	18,352901	70,601	21,599	232,920	254,519

Analisando os resultados, percebem-se algumas disparidades e a necessidade de descartar alguns resultados.

Os dados dos corpos de prova 1 e 5 foram desconsiderados, pois estes tiveram a abertura da trinca com um carregamento superior aos demais, provocando uma flecha após a pré-trinca de fadiga. Este fato provocou alterações no valor de  $K_{IC}$ , porém não havendo discrepância entre os resultados de  $J_{IC}$ .

De acordo com a literatura existente, a equação abaixo deve ser satisfeita para o valor a ser validado, e considerado como  $J_{IC}$ . O corpo de prova 8 foi desconsiderado, pois o valor de  $J_Q$  é superior para a espessura do corpo de prova utilizado.

$$B, b_0 > 25 \frac{J_Q}{\sigma_y} \quad (4.1)$$

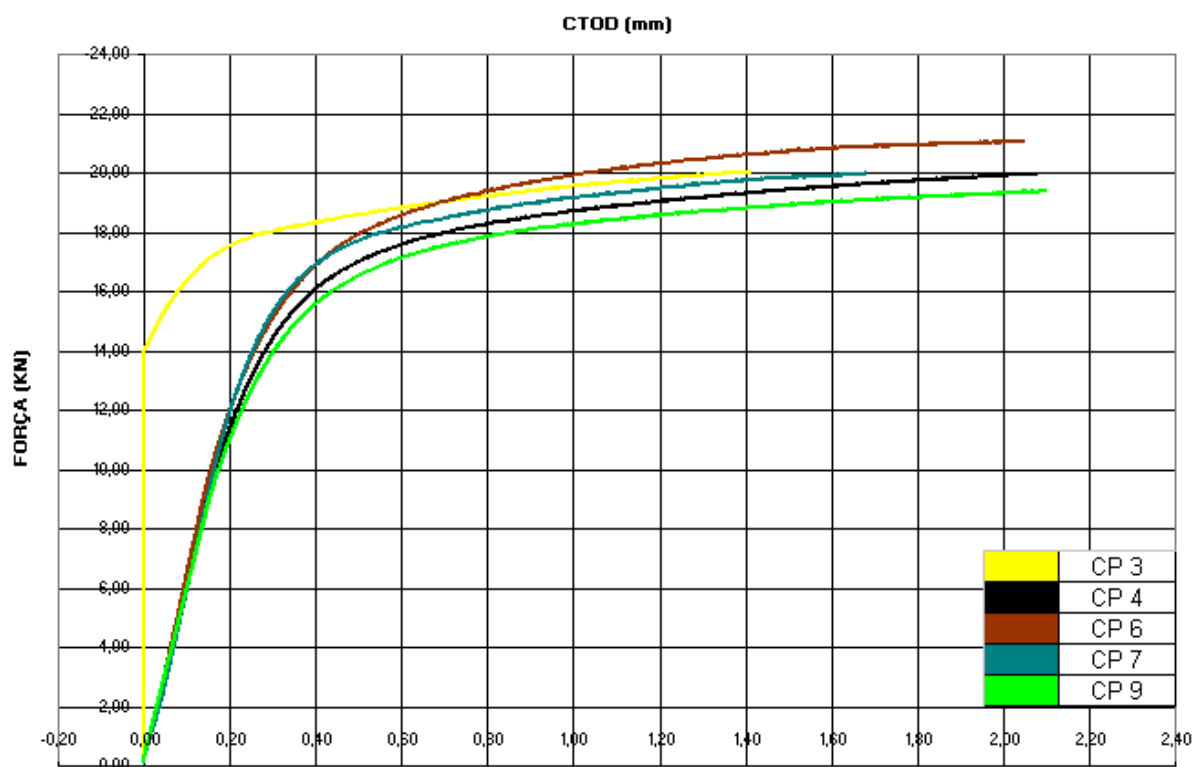
Ao observar os resultados do corpo de prova 2, nota-se um desvio no valor de  $J_{IC}$ . Este desvio ocorre, pois este corpo de prova teve o menor deslocamento do pistão, 1,5mm, interferindo na área do gráfico, conseqüentemente ao valor de  $J_{IC}$ . Logo, é válido também desconsiderar este resultado.

Na FIG. 4.4 tem-se a curva carga versus deslocamento da ponta da trinca, para os corpos de prova validados e considerados.

Com auxílio dos resultados validados, obtiveram-se os valores médios para  $K_{IC}$  e  $J_{IC}$ , que são encontrados na TAB. 4.3.

**TAB. 4.3** – Valor médio para  $K_{IC}$  e  $J_{IC}$

$K_{IC}$ (médio)	$74,437 \pm 3,545 MPa\sqrt{m}$
$J_{IC}$ (médio)	$204,662 \pm 36,717 kJ / m$



**FIG. 4.4** – Gráfico Carga versus CTOD para os corpos de prova SE(B) utilizados no estudo

## 4.2 CORPOS DE PROVA SENT

Utilizou-se o método de ensaio interrompido para realização da tenacidade à fratura, sendo este controlado através do deslocamento do pistão e de acordo com a norma ASTM E 1820 e em conformidade com a DNV RP F108.

Os resultados foram coletados através do programa Basic Testware, onde aquisitou-se 100 pontos a cada segundo.

Usou-se nos ensaios a taxa de 1mm/min nos corpos de prova SENT. Na TAB. 4.4 apresentam-se os valores fixados para o deslocamento do pistão.

**TAB. 4.4** – Carregamento interrompido controlado pelo deslocamento do pistão dos corpos de prova SENT

CP	Deslocamento do pistão. (mm)
1	2,50
2	2,50
3	1,00
4	1,50
5	1,50
6	1,00
7	1,00
8	0,50

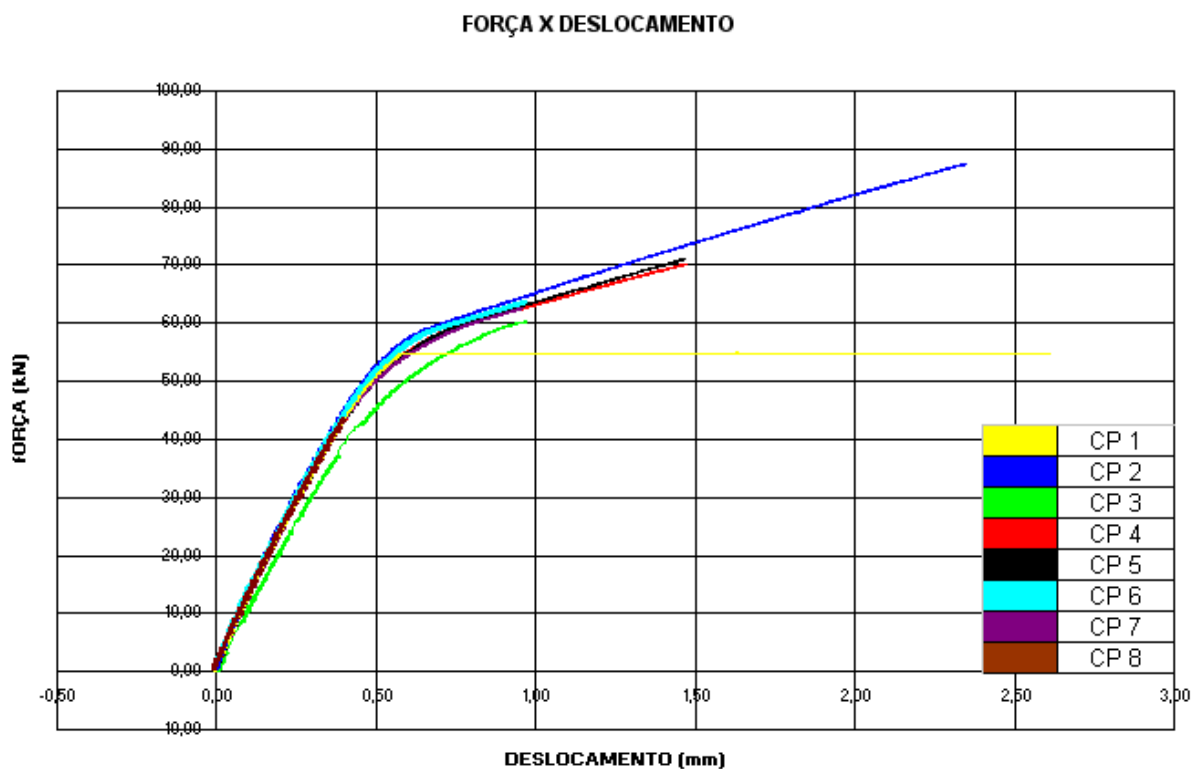
Para obter a abertura da ponta da trinca, utilizou-se o método básico para calcular o CTOD, que segue da seguinte expressão, conforme especificado na norma ASTM E1820.

$$CTOD = \frac{J}{m\sigma_y}, \text{ onde } m = A_0 - A_1 \times \left( \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{Ts}} \right) + A_2 \times \left( \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{Ts}} \right)^2 - A_3 \times \left( \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{Ts}} \right)^3 \quad (4.2)$$

Com:  $A_0 = 3,62$  ,  $A_1 = 4,21$  ,  $A_2 = 4,33$  , e  $A_3 = 2,00$

#### 4.2.1 RESULTADOS DOS CORPOS DE PROVA SENT

Na FIG. 4.5 têm-se as curvas, carga em função do deslocamento do pistão, para os ensaios dos corpos de prova SENT.



Na TAB. 4.5 encontram-se os valores obtidos para o CTOD para os corpos de prova SENT.

**TAB. 4.5 – Valores do CTOD para corpos de prova SENT**

CP	CTOD (mm)
1	0,569780
2	0,570290
3	0,160020
4	0,353030
5	0,379660
6	0,182580
7	0,187860
8	0,040449

Na TAB. 4.6 encontram-se os resultados dos ensaios para os corpos de prova SENT

**TAB. 4.6** – Resultados obtidos para os corpos de prova SENT

CP	B (m)	W (m)	$P_Q$ (kN)	$P_{máz}$ (kN)	$A_{pl}$ (Nm)	$K$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{el}$ (kJ/m)	$J_{pl}$ (kJ/m)	$J$ (kJ/m)
1	14,98	30,00	54,80	54,80	48,56	63,6430	17,5520	422,7900	440,3420
2	14,88	30,10	52,00	87,40	49,19	59,6760	15,4320	430,2300	445,6620
3	14,98	30,00	49,10	60,27	12,35	58,3260	14,7420	110,3100	125,0520
4	14,84	30,08	52,70	70,21	29,84	60,0620	15,6320	260,2500	275,8820
5	14,89	30,00	51,06	71,00	32,13	58,6650	14,9130	281,7800	296,6930
6	15,00	30,10	52,86	63,49	14,44	61,1240	16,1900	126,4900	142,6800
7	15,00	30,10	51,72	62,56	14,47	62,2900	16,8130	129,9900	146,8030
8	14,86	30,00	43,30	43,30	2,21	52,1720	11,7950	19,8150	31,6100

Ao analisar os resultados obtidos, percebem-se algumas disparidades e a necessidade de descartar alguns resultados.

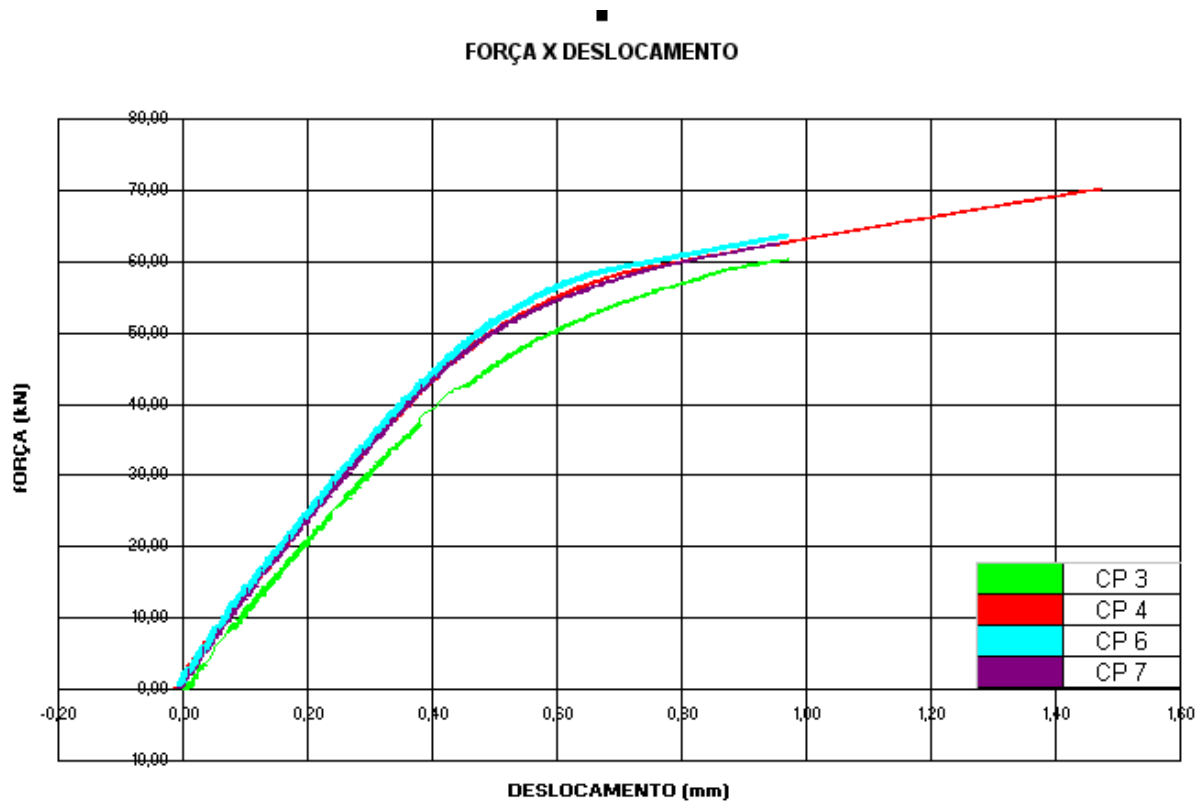
Desconsideraram-se os dados dos corpos de prova 1 e 2, pois estes tiveram a abertura da trinca com um deslocamento muito superior aos demais, provocando um valor elevado da área plástica, e conseqüentemente alterações em  $J_{IC}$ .

Na FIG. 4.5 observa-se que a força permanece constante a partir de um dado deslocamento para o corpo de prova 1, este fato ocorre, pois o corpo de prova atingiu uma força superior a dimensionada pela máquina. O maquinário estava ajustado para uma força de até 50kN, pois se utilizou como parâmetro as forças máximas obtidas pelo ensaio do corpo de prova SE(B), porém esta força foi superada durante o ensaio do corpo de prova 1, e assim desconsideramos o corpo de prova 1.

Desconsiderou-se o corpo de prova 8, pois este não alcançou a área plástica durante o ensaio, conseqüentemente o valor obtido é inferior, ao se comparar com os demais resultados.

De acordo com a literatura existente, a EQ. (4.1) deve ser satisfeita para o valor de  $J$  ser validado, e considerado como  $J_{IC}$ . O corpo de prova 5 foi desconsiderado, pois o valor de  $J_Q$  é superior para a espessura do corpo de prova utilizado.

Na FIG.4.6 tem-se a curva carga versus deslocamento do pistão, para os corpos de prova validados e considerados.



**FIG. 4.6** – Gráfico Carga versus deslocamento do pistão para os corpos de prova SENT utilizados no estudo

Com auxílio dos resultados validados, obtêm-se os valores médios para  $K_{IC}$  e  $J_{IC}$ , que são encontrados na TAB. 4.7.

**TAB. 4.7** – Valor médio para  $K_{IC}$  e  $J_{IC}$

$K_{IC}(\text{médio})$	$60,45 \pm 1,60 \text{MPa}\sqrt{m}$
$J_{IC}(\text{médio})$	$172,60 \pm 69,49 \text{kJ} / m$

## 5. MODELO PARA ANÁLISE DA VIDA REMANESCENTE

Uma vez entendido que o componente contém defeitos aceitáveis no tempo atual, deve-se determinar a vida remanescente do componente. A vida remanescente não pretende prever uma estimativa real do tempo de falha. Porém, pode ser estimada baseada na qualidade da informação, nível de avaliação, e suposições apropriadas que prove um adequado fator de segurança para operações até a próxima inspeção.

A vida útil do material é projetada pelo cálculo da tensão remanescente. Este critério considera a razão das tensões aplicadas em um carregamento cíclico e o grau da perda de resistência do material.

Os carregamentos considerados no estudo englobam as tensões relativas à pressão no tubo, variação térmica e o carregamento mecânico. O quadro solicitante produz tensões e deformações em cada seção do tubo, permitindo a análise de um critério de falha.

Neste capítulo são apresentadas as ferramentas matemáticas utilizadas no modelo da previsão da vida remanescente de tubo com defeitos. (API 579-1 / ASME FFS-1 2007)

### 5.1 TENSÕES PROVOCADAS PELA PRESSÃO

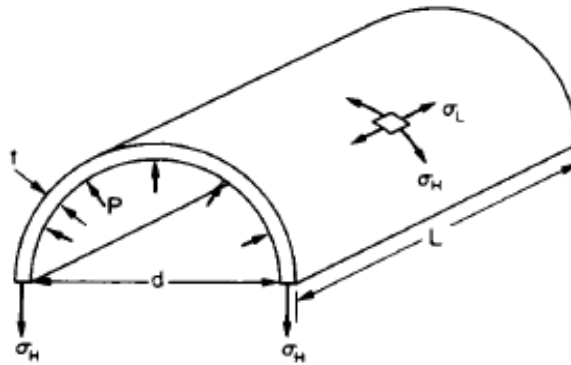
Quando um cilindro de espessura fina é submetido à pressão interna, mutuamente três tensões principais irão aparecer, denominadas de tensão circunferencial, tensão radial e tensão longitudinal.

Admitindo que o diâmetro do tubo é muito menor que o comprimento total, assume-se que a tensão circunferencial e a tensão longitudinal são constantes através da espessura da parede, e que a tensão radial pode ser negligenciada.



### 5.1.1 TENSÃO CIRCUNFERÊNCIAL

Considerando o equilíbrio de meio cilindro, conforme ilustrado na FIG. 5.1, tem-se:



**FIG. 5.1** – Meio cilindro de espessura fina sujeito à pressão interna (HEARN)

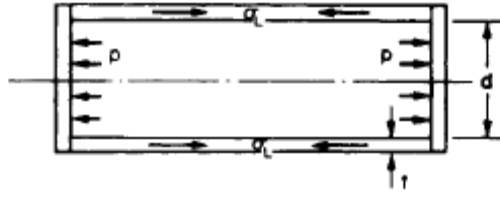
A força total de meio cilindro devido à pressão interna é igual à pressão vezes a área projetada. Já a força total de resistência devido a tensão circunferencial  $\sigma_H$  causada nas paredes do cilindro é dada por  $2\sigma_H \times Lt$ . Assim das duas equações, obtém-se (HEARN):

$$\sigma_H = \frac{Pd}{2t} \quad (5.1)$$

Onde  $P$  é a pressão interna,  $d$  o diâmetro externo do tubo, e  $t$  a espessura de parede.

### 5.1.2 TENSÃO LONGITUDINAL

Considere a FIG. 5.2, na qual observa-se que a força total sofrida pelo cilindro devido à pressão interna é igual à pressão vezes a área. E que a área do tubo resistindo a essa força é  $\pi dt$  (HEARN).



**FIG. 5.2** – Seção Transversal de um cilindro de espessura fina(HEARN)

Através dessas duas relações obtemos a seguinte equação (HEARN):

$$\sigma_L = \frac{Pd}{4t} \quad (5.2)$$

## 5.2 TENSÕES TÉRMICAS

Uma das causas de tensão inicial em um corpo é o aquecimento não uniforme deste. Com temperaturas crescendo os elementos dos corpos tendem a se expandir. Essa expansão, geralmente não pode proceder livremente em um corpo contínuo sem aparecimento de tensões.

Considerando um tubo de espessura uniforme, a tensão térmica é calculada pelo produto do coeficiente de expansão térmica linear  $\alpha$ , pelo módulo de elasticidade  $E$ , e pela diferença de temperatura neutra  $T_N$  e a de trabalho  $T_T$  (TIMOSHENKO e GOODIER).

$$\sigma_T = \alpha E(T_N - T_T) \quad (5.3)$$

Neste trabalho assume-se para validação do modelo, por simplificação uma diferença de temperatura média constante ao longo da vida em fadiga.

## 5.3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO

Para o desenvolvimento do modelo foram adotadas as seguintes hipóteses:

- Apenas o Modo de carregamento I é considerado;
- Considera a tensão circunferencial e a tensão longitudinal constante ao longo da tubulação;
- O tubo possui uma espessura uniforme, e é infinitamente longo;
- As imperfeições do tipo trinca estão posicionadas no sentido longitudinal e são infinitamente longas;
- A trinca longitudinal encontra-se na superfície do tubo;
- A pressão atua nas faces da trinca;
- O estado do limite de ruptura dúctil com influência do carregamento axial representa o último modo de falha dúctil;

A norma API 579-1/ASME FFS-1 2007 descreve a tensão equivalente à membrana geral primária como à tensão derivada da média do valor através da espessura da seção, produzida pela pressão interna ou outros carregamentos mecânicos específicos. E a tensão de pico uma tensão adicional provocada pela variação da temperatura.

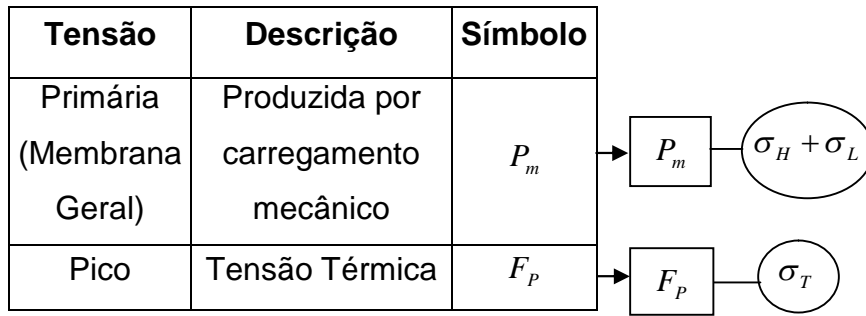
Tensões de flexão não são incluídas na equação para pressão de ruptura dúctil. Conseqüentemente, a equação de ruptura dúctil pode não ser aplicável a tubos quando este está em colapso.

A equação de colapso é planejada para casos de carregamento quando a pressão do fluido externo excede a pressão do fluido interno. Porém uma equação teoricamente rigorosa para seção-transversal de colapso para tubo, que considera imperfeições realistas, não existe. A norma faz uma aproximação, onde levam em consideração combinações teóricas, numéricas e ferramentas estatísticas.

Na FIG. 5.3 encontra-se uma tabela descrevendo as categorias de tensão aplicadas no modelo.

A tensão total aplicada no tubo ocorre pela soma das tensões primárias referentes nesse estudo, juntamente com a tensão de pico, conforme a equação abaixo:

$$\sigma_{Total} = \sigma_H + \sigma_L + \sigma_T \quad (5.4)$$



**FIG. 5.3** – Categoria de Tensão e Limitações do modelo (API 579-1/ASME FFS-1 2007)

### 5.5.1 TAMANHO CRÍTICO DO DEFEITO

De acordo com BROEK, uma tubulação pode desenvolver uma trinca axial. E a tensão através da trinca provoca o seu desenvolvimento.

$$K_{IC} = M_F \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5.5)$$

O  $M_F$  é um fator de amplificação da intensidade da tensão derivada teoricamente por Folias. Este fator é utilizado devido ao crescimento externo da trinca na extremidade devido à pressão interna. De acordo com Folias. (BROEK, FOLIAS)

$$M_F = \sqrt{1 + 1,61 \frac{a^2}{RaioB}} \quad (5.6)$$

Muitas outras expressões foram desenvolvidas e propostas por diversos pesquisadores, como: Duffy, Eiber, Maxey, McClure e Kiefner. Porém o resultado de Folias é preferível nas bibliografias relacionadas à mecânica da fratura. (BROEK)

Reescrevendo a equação 5.5 em relação ao tamanho crítico da trinca, obtemos:

$$a_{cr} = \frac{K_{IC}^2}{M_F \sigma_{Total}^2 \pi} \quad (5.7)$$

onde  $\sigma_{Total}$  é o somatório das tensões aplicadas no tubo.

## 5.5.2 VIDA REMANESCENTE

O crescimento da trinca por fadiga ocorre quando o componente é submetido ao longo do tempo a carregamentos variados, o que resulta em tensão cíclica.

O modelo mais simples e mais comum aplicado para obter o crescimento da trinca é a Equação de Paris. Porém, existem outros modelos mais avançados para o crescimento da trinca de fadiga, que levam em consideração fatores explícitos, tal como: avaliação do ambiente,  $\Delta K$ ,  $\Delta K_{th}$ , etc. Esses modelos devem ser considerados para uma avaliação baseada no carregamento aplicado, configuração da trinca, e ambiente de serviço.

Os modelos mais conhecidos e referenciados na norma API 579-1/ASME FFS-1 2007 são: Equação de Paris; Equação de Walker; Equação Trilinear e Bilinear; Equação Generalizada de Forman; Equação de NASGRO; e a Equação de Collipriest.

A Equação Bilinear foi utilizada no desenvolvimento do modelo por se mais simplista, e mais referenciado na norma API 579-1/ASME FFS-1 2007. Esta equação é um caso especial da Equação Trilinear, onde apenas duas equações do modelo de Paris são usadas com um único fator de intensidade de tensões. As EQ. 5.8 e 5.9 representam a equação Bilinear.

$$\frac{da}{dN} = C_l (\Delta K)^{n_l} \quad \text{para} \quad \Delta K_{th} < \Delta K < \Delta K_{tran} \quad (5.8)$$

$$\frac{da}{dN} = C_u (\Delta K)^{n_u} \quad \text{para} \quad \Delta K \geq \Delta K_{tran} \quad (5.9)$$

De acordo com a norma API 579-1/ASME FFS-1 2007, os parâmetros utilizados em tubulações de aço (API 5L) e em ambientes sujeitos a óleo cru, para obter o crescimento de uma trinca por fadiga, são descritos abaixo:

$$\left. \frac{da}{dN} \right|_l = C_l (\Delta K + B_1 R)^{n_l} \quad \text{para} \quad \Delta K_{th} < \Delta K < \Delta K_{tran} \text{ (mm/ciclo, MPa}\sqrt{m}\text{)} \quad (5.10)$$

$$\left. \frac{da}{dN} \right|_u = C_u (\Delta K + B_1 R)^{n_u} \quad \text{para} \quad \Delta K \geq \Delta K_{tran} \text{ (mm/ciclo, MPa}\sqrt{m}\text{)} \quad (5.11)$$

Onde os parâmetros  $B_1$  e  $\Delta K_{tran}$  podem ser obtido usando as equações abaixo:

$$B_1 = 4.0 \quad (5.12)$$

$$\Delta K_{tran} = \left( \frac{C_l}{C_u} \right)^{\left( \frac{1}{n_u - n_l} \right)} \quad (5.13)$$

Onde,  $B_1$  é um expoente utilizado para junta soldada na equação da curva de fadiga, ou no modelo constante do crescimento da trinca;  $R = \frac{K_{mín}}{K_{máx}}$ ;  $C_l$  e  $C_u$  são parâmetros do material;  $n_l$  e  $n_u$  são parâmetros do material para modelagem de crescimento de trinca; e  $\Delta K_{trans}$  é a transição de  $\Delta K$  utilizada para determinar as constantes no modelo da Equação Bilinear para o crescimento da trinca.

Abaixo se segue os parâmetros que podem ser usados para óleo cru, sem contato com Sulfeto de Hidrogênio ( $H_2S$ ) (API 579-1 / ASME FFS-1 2007).

$$\begin{aligned} C_l &= 1,48(10^{-11}) \\ C_u &= 4,00(10^{-7}) \\ n_l &= 4,80 \\ n_u &= 1,90 \\ \Delta K_{th} &= 8MPa\sqrt{m} \end{aligned} \quad (5.14)$$

Onde  $\Delta K_{th}$  é o Fator de Intensidade de Tensões limiar (threshold).

Considerando  $\Delta K_{th} < \Delta K < \Delta K_{tran}$ , reescrevemos a equação 5.10 da seguinte maneira:

$$\Delta N = \int_{a_0}^{a_i} \frac{1}{C_I (\Delta K + BR)^{n_I}} da \quad (5.15)$$

## 5.6 APLICAÇÃO DO MODELO

Com a finalidade de modelar um problema real, foram utilizados os dados obtidos no experimento, que são referentes ao pré-sal, juntamente com os dados obtidos nas bibliografia existente.

### 5.6.1 CONSIDERAÇÕES

A temperatura varia ao longo da tubulação, aumentando em direção ao poço do petróleo. A temperatura no poço pode chegar a 150°C, e a uma pressão de 400bar (40MPa). (COPPE-Desafios do Pré-sal). Para o desenvolvimento do modelo, os seguintes dados foram considerados:

$$\begin{aligned} \alpha &= 1.1 \times 10^{-5} \\ E &= 210 \text{GPa} \\ \nu &= 0,3 \\ K_{IC} &= 72 \text{MPa}\sqrt{m} \end{aligned}$$

onde:  $\alpha$  é o coeficiente de expansão térmica linear do material;  $E$  o módulo de elasticidade do material;  $\nu$  o coeficiente de Poisson.

Na TAB. 5.1 tem-se os resultados para a tensão térmica considerando a variação de  $\Delta T$ .

**TAB. 5.1** – Variação da tensão térmica em função de  $\Delta T$ 

$\Delta T$	$\sigma_T$
10	23,1 MPa
25	57,75 MPa
50	115,50 MPa
75	173,25 MPa
100	231,00 MPa

Na TAB. 5.2 têm-se os valores do tamanho crítico da trinca, considerando a variação da pressão no tubo, considerando  $\Delta T$  equivalente a 25°C, pois esta é uma variação pertinente ao se considerar a variação da temperatura ao longo do tubo.

**TAB. 5.2** – Tamanho crítico da trinca em função da variação da pressão

<b>Pressão (MPa)</b>	<b>Tamanho Crítico de Trinca (mm)</b>
10	18,40
20	5,70
30	2,70
40	1,60

Uma vez determinado o valor do tamanho de trinca crítico ( $a_c$ ), é admitido que o tubo em estudo tenha uma trinca inicial ( $a_0$ ) igual a 0,5mm, pode-se determinar então o número de ciclos que levará a falha do material, utilizando a EQ. 5.15 em conformidade com a norma API 579-1 / ASME FFS-1 2007.

Na TAB. 5.3 encontram-se os números de ciclos até a falha do material para pressões variadas e seus respectivos  $a_c$ .

**TAB. 5.3** – Número de ciclos até a falha do material

$P$ (MPa)	$a_c$ (mm)	$a_0$ (mm)	$N^\circ$ de ciclos
10	18,40	0,50	1013900
20	5,70		314080
30	2,70		148770
40	1,60		88163

Uma vez determinado o numero de ciclos até a falha do material, o tempo relacionado com a falha será função do regime de trabalho em cada situação.



## 6. CONCLUSÕES

Em concordância com os resultados obtidos experimentalmente e os obtidos via modelagem matemática, pode concluir nesta pesquisa os seguintes fatos:

- Os resultados obtidos são coerentes ao compará-los com os resultados conhecidos do material API 5L de grau X65 nível PSL1 e de grau X70 de nível PSL2, que variam em torno de  $K_{IC} = 53 \text{ à } 68 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  e  $J_{IC} = 74 \text{ à } 507 \text{kJ}/\text{m}^2$  para o material API 5L de grau X65, e  $K_{IC} = 67 \text{ à } 72 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  e  $J_{IC} = 256 \text{ à } 854 \text{kJ}/\text{m}^2$ , para o material API 5L de grau X70;
- De forma geral, os ensaios produziram resultados eficientes, pois eles foram coerentes com os resultados obtidos (TORRICO, 2006) para os materiais API 5L de grau X65 e de grau X70. Os valores obtidos experimentalmente encontram-se abaixo dos valores conhecidos ou dentro da margem de acordo com a bibliografia existente;
- A variação térmica adotada no modelo da análise da vida remanescente foi considerada adequada, já que os valores obtidos estão de acordo com a bibliografia existente;
- A norma ASTM E-1820 de 2008 apresenta de forma satisfatória os resultados para  $K_{IC}$  e  $J_{IC}$  simultaneamente, pois através de um único ensaio pode-se obter esses parâmetros, quando estes são conhecidos;
- Para melhor confiabilidade dos dados seria necessário realizar, de forma sistemática, mais ensaios para os corpos de prova do tipo SE(B) e SENT.
- No modelo da análise da vida remanescente observa-se que ao aumentar a variação da temperatura, a tensão de pico aumenta consideravelmente, afetando assim a tensão total aplicada no tubo. Também se observa que ao aumentar o valor da pressão, conseqüentemente aumenta-se o valor da tensão total, e, portanto, reduz consideravelmente o valor do tamanho crítico da trinca. Assim temperatura e pressão são dois fatores importantes no modelo apresentado.

- Os números de ciclos obtidos pelo modelo é coerente com as bibliografias existentes, vistos que a vida útil dos materiais varia entre  $10^5$  e  $10^6$  ciclos em condições adequadas. Portanto, para pressões acima de  $30MPa$  o material em estudo apresenta uma vida útil curta, não sendo adequado a sua utilização.

## 6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Realizar os ensaios de tenacidade à fratura para os corpos de prova C(T) e DC(T);
- Utilizar o método de elementos finitos para obter o valor do tamanho crítico da trinca e o valor da tenacidade à fratura, comparando com os dados experimentais;
- Considerar no modelo matemático o tubo em nódulos, levando em consideração a flexão;
- Levar em consideração no modelo matemático a variação da pressão ao longo do tubo de revestimento;
- Desenvolver uma nova metodologia para analisar a tenacidade a fratura dos aços API 5L, considerando a fratura por corrosão variando o fator de amplificação;
- Realizar, de forma sistemática, ensaios de tenacidade à fratura, inclusive com outros aços da família API 5L, e compará-los;
- Utilizar uma equação de variação da temperatura em função da profundidade, para se obter a variação térmica;
- Refinar o modelo de vida remanescente;

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANDERSON, T. L.; **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 2<sup>a</sup> ed. Ed. CRC. 1994.
- API 5L/ISO 3183. 14<sup>a</sup> ed. 2009. **Specification for Line Pipe**.
- API 579-1/ASME FFS-1 2007. **Fitness for Service**. 2<sup>a</sup> ed.
- ASM Metals Hand Book; **Fatigue and Fracture**. Vol. 19. 1996.
- ASTM E399. **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials**. 2009.
- ASTM E1820-8a. **Standard Test Method of Measurement of Fracture Toughness**. 2009.
- BOLOTIN, Vladimir V.; **Stability Problems in Fracture Mechanics**. Ed. John Wiley & Sons. 1996.
- BROEK, D.; **Elementary Engineering Fracture Mechanics**. Ed. Martinus Nijhoff Publishers. 3<sup>a</sup>ed. 1984.
- COPPE-UFRJ. **Corrida para o Mar: Os desafios tecnológicos e ambientais do pré-sal**. 2010.
- DNV RP F108. **Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain**. 2006
- FARIA, S. M. M.; **Caracterização do comportamento em fadiga do aço inoxidável AISI 316**. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos de Fabricação). Universidade Federal do Porto. 1989.
- FERREIRA, I.; **Tenacidade à fratura, em condições elasto-plástica, das ligas de alumínio de alta resistência do tipo Al-6Zn-2Mg-xCu**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Faculdade de Engenharia de Campinas. 1987.

FOLIAS, E. S. A.; **A finite line crack in a pressures cylindrical Shell.** Int J. Fracture Mech. pp 104-113, 1965

FORTES, C. **Mecânica da Fratura.** ESAB BR. Out. 2003

HEARN, E. J.; **Mechanics of Materials 1: An Introduction to the Mechanics of Elastic and Plastic Deformation of Solids and Structural Materials.** Ed. Butterworth Heinemann. 3ª ed. 1997.

HERTZBERG, R. W; **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials.** Ed. Wiley, 4ª ed. 1996.

ISO/TR 10400. **Petroleum and natural gas industries – Equations and calculations for the properties of casing, tubing, drill pipe and line pipe used as casing or tubing.** 1ª Ed. 2007

PEREZ, Nestor; **Fracture Mechanics.** Ed. Kluwer Academic Publishers. 2004.

PETROBRAS: Informações do Pré-Sal. Disponível: <http://www2.petrobras.com.br/presal/> [capturado em 23 nov. 2009]

QUINTA, Nelson R.A.; **Determinação do factor de intensidade de tensão a partir de medições fotoelásticas afastadas da extremidade da trinca.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal do Porto. 1994.

RICE, J. R.; **A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks.** Journal of Applied Mechanics. vol. 35. pp 379-386. 1968.

ROYLANCE, D.; **Fatigue.** Massachusetts Institute of Technology. 2001

ROYLANCE, David.; **Introduction to Fracture Mechanics.** Massachusetts Institute of Technology. 2001.

SHZU, Maura Angélica M.; **Avaliação do processo de ruptura em vigas de concreto considerando os aspectos dinâmicos.** Tese (Doutorado em Engenharia Civil). Universidade de Brasília. 2006.

SOKOLNIKOFF, I. S.; **Matemactical Theory of Elasticity**. Ed. Mc Graw Hill. 2ªed. 1985

SAOUMA, Victor E.; **Fracture Mechanics**. University of Colorado. 2000.

TIMOSHENKO S.;e GOODIER J.N; **Theory of Elasticity**. Edt. McGraW-Hill, 2ª ed. 1951

TORRICO, I. F. A; **Tenacidade à Fratura em condições elasto-plásticas com corpos de prova não normalizados para aços API 5L: Análise Numérica e experimental**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Estadual de Campinas. 2006.

WESTERGAARD, H. M.; **“Bearing Pressure and Cracks”**. Transactions of ASME, vol. 61, pp A49-A53, 1939.