

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Tenacidade à Fratura em Condições Elasto-  
Plásticas com Corpos de Prova Não  
Normalizados para Aços API 5L: Análise  
Numérica e Experimental.**

Autor: **Ivan Felix Aguirre Torrico**  
Orientador: **Prof. Dr. Itamar Ferreira**

09/2006

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE MATERIAIS**

**Tenacidade à Fratura em Condições Elasto-  
Plásticas com Corpos de Prova Não  
Normalizados para Aços API 5L: Análise  
Numérica e Experimental.**

**Autor: Ivan Felix Aguirre Torrico  
Orientador: Prof. Dr. Itamar Ferreira**

Curso: Engenharia Mecânica  
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2006  
S.P. – Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Ag94t Aguirre Torrico, Ivan Felix  
Tenacidade à fratura em condições elasto-plásticas com  
corpos de prova não normalizados para aços API 5L: análise  
numérica e experimental / Ivan Felix Aguirre Torrico.--  
Campinas, SP: [s.n.], 2006.

Orientador: Itamar Ferreira  
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas,  
Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Aço de alta resistência. 2. Mecânica da fratura. 3. Metais  
– Propriedades mecânicas. I. Ferreira, Itamar. II. Universidade  
Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.  
Título.

Titulo em Inglês: Elastic-plastic fracture toughness with non standard specimens for API  
5L steel: numerical and experimental analysis

Palavras-chave em Inglês: API 5L steels, Fracture toughness, SE(T) specimens, J-Integral,  
Eta plastic factor

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: José Luiz Antunes de Oliveira e Sousa, Waldek Wladimir Bose  
Filho, Amauri Garcia e Marco Lúcio Bittencourt

Data da defesa: 13/02/2006

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE MATERIAIS**

**TESE DE DOUTORADO**

**Tenacidade à Fratura em Condições Elasto-  
Plásticas com Corpos de Prova Não  
Normalizados para Aços API 5L: Análise  
Numérica e Experimental.**

Autor: **Ivan Felix Aguirre Torrico**  
Orientador: **Itamar Ferreira**

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:

---

**Prof. Dr. Itamar Ferreira, Presidente**  
**FEM - UNICAMP**

---

**Prof. Dr. José Luiz Antunes de Oliveira e Sousa**  
**FEC - UNICAMP**

---

**Prof. Dr. Waldek Wladimir Bose Filho**  
**EESC - USP**

---

**Prof. Dr. Amauri Garcia**  
**FEM - UNICAMP**

---

**Prof. Dr. Marco Lúcio Bittencourt**  
**FEM - UNICAMP**

Campinas, 13 de fevereiro de 2006.

## **Dedicatória:**

Dedico este trabalho a minha mãe Maria de las Nieves e a meus amados filhos Hector, Susana e Laurita.

## **Agradecimentos**

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda das seguintes pessoas e instituições às quais expresso meus agradecimentos:

Ao Prof. Itamar Ferreira, meu orientador, que me ajudou em todos os momentos difíceis que atravessei e me acolheu no seu grupo de pesquisa.

Ao governo da República Federativa do Brasil pela bolsa de estudos concedida e à CAPES responsável pelo financiamento.

A minha esposa Noemi que compreendeu e apoiou meu sonho de realizar meus estudos de Doutorado

A todos os professores, técnicos e colegas da FEM, que ajudaram de forma direta ou indireta na conclusão deste trabalho.

*“El leer no ocupa lugar” (Hector Aguirre Varela)*

## Resumo

AGUIRRE, Ivan Felix. *Tenacidade à Fratura em Condições Elasto-Plásticas com Corpos de Prova Não Normalizados para Aços API 5L: Análise Numérica e Experimental*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 160 p. Tese (Doutorado).

O gasoduto Bolívia-Brasil foi fabricado com dutos de aços API 5L X65 e X70. Existem relatos na literatura especializada de que o campo de tensões nas vizinhanças da ponta da trinca e a tenacidade à fratura são similares entre os corpos de prova não normalizados do tipo tração com entalhe lateral [SE(T)] e dutos. Neste trabalho realizou-se um estudo numérico e experimental da tenacidade à fratura em condições elasto-plásticas, com corpos de prova do tipo SE(T), dos aços API 5L X65 e API 5L X70. A determinação dos parâmetros da mecânica da fratura elástica linear foi feita pelos Métodos dos Elementos Finitos (MEF) e dos Elementos de Contorno (MEC) e a determinação do parâmetro elasto-plástico integral J por MEF. O fator eta plástico obtido numericamente, pelo MEF e com dados fornecidos pelo método EPRI, foi de 1,0, para medições do deslocamento de abertura da boca da trinca (CMOD). Com este fator eta plástico, foram realizados ensaios experimentais de tenacidade à fratura com corpos de prova do tipo SE(T), com espessura de 5 mm, e esses valores foram comparados com os resultados de ensaios em corpos de prova de flexão em três pontos [SE(B)], também com espessura de 5 mm. Houve uma boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais da integral J. Verificou-se que as curvas J-R obtidas com ensaios SE(T) são próximas das obtidas com ensaios SE(B), tendo em vista que a espessura dos corpos de prova utilizada, de 5 mm, não pôde ser modelada no estado plano de tensão ou de deformação.

### *Palavras Chave*

- Aços API 5L, Tenacidade à Fratura, Integral J, Corpos de prova SE(T), Fator Eta Plástico.



## Abstract

AGUIRRE, Ivan Felix. *Elastic-Plastic Fracture Toughness with non Standard Specimens for API 5L Steel: Numerical and Experimental Analysis*. Campinas: Faculty of Mechanical Engineering, State University of Campinas, São Paulo State, Brazil 2006. 160 p. Doctoral Thesis.

The gas pipeline Bolivia-Brazil was manufactured with pipes of API 5L X65 and X70 steels. Specialized literature report that the stress field in the neighborhood of the crack tip and the fracture toughness are similar between not standard single edge notch tensile specimens - SE(T) - and pipes. In this work numerical and experimental study were made of the elastic-plastic fracture toughness using SE(T) specimens for API 5L X65 and X70 steels. The determination of the parameters of the linear elastic fracture mechanics was performed by the methods of the Finite Elements (FEM) and Boundary Elements (BEM). The J-integral parameter was determined by FEM. The plastic eta factor was obtained by FEM and with data supplied by the EPRI method. In both cases for measurements of the crack mouth opening displacement (CMOD) the determined plastic eta factor is 1.0. With this plastic eta factor, experimental tests of fracture toughness were accomplished using SE(T) specimens with thickness of 5 mm, and those values were compared with the test results obtained with standard single edge bend -SE (B)- specimens also with thickness of 5 mm. There was a good agreement between the numeric and experimental results of J-integral. Was verified that the J-R curves obtained with SE(T) specimens are close to the obtained with SE(B) specimens.

### *Key Words*

-API 5L Steels, Fracture Toughness, SE(T) specimens, J-Integral, Plastic Eta Factor.

## SUMÁRIO

	Página
<b>Capítulo 1</b>	
<b>Introdução</b>	
1.1. Considerações preliminares (motivação)	1
1.2. Pesquisa bibliográfica (Revisão histórica)	3
1.2.1. Método dos Elementos de Contorno (MEC)	3
1.2.2. Método dos Elementos Finitos (MEF)	4
1.2.3. Mecânica da Fratura	5
1.2.4. Propriedades de Fratura Elasto-plástica	6
1.2.5. Fator $\eta$ plástico	8
1.2.6. Gasoduto Brasil - Bolívia	9
1.3. Objetivos	11
<b>Capítulo 2</b>	
<b>Noções de Mecânica da Fratura Elástica Linear e Elasto-Plástica e de Aços API 5L</b>	
2.1. Elasticidade	12
2.2. Plasticidade	13
2.3. Mecânica da Fratura	15
2.3.1. Mecânica da Fratura Elástica Linear	15
2.3.2. Mecânica da Fratura Elasto-Plástica - MFEP	20
2.3.3. Normas para a obtenção experimental da tenacidade à fratura	25
2.4. Aços API 5L	30
<b>Capítulo 3</b>	
<b>Métodos Numéricos Aplicados à Mecânica da Fratura</b>	
3.1. Introdução	39
3.2. Método dos Elementos de Contorno	39

3.2.1. O teorema de Betti e a identidade de Somigliana	40
3.2.2. Elementos de Contorno aplicados à Mecânica da Fratura	44
3.2.3. Cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensão	47
3.3. Método dos Elementos Finitos	48
3.3.1. Elementos Isoparamétricos	49
3.3.2. Elementos Finitos para a análise de Mecânica da Fratura	55
3.3.3. Cálculo da integral J no programa Abaqus	58

## Capítulo 4

### Estudo Numérico dos Corpos-de-prova SE(T)

4.1. Determinação dos parâmetros da Mecânica da Fratura Elástica Linear de corpos-de-prova SE(T) por métodos numéricos	62
4.1.1. Determinação de $K_I$ por Elementos de Contorno	64
4.1.2. Fórmulas analíticas para o cálculo do fator de intensidade de tensões	68
4.1.3. Exemplo numérico: Placa com trinca central em tração - M(T)	69
4.1.4. Exemplo numérico - SE(T)	72
4.1.5. Exemplo numérico - DE(T)	74
4.1.6. Conclusões parciais	75
4.2. Estudo da influência das relações geométricas nos parâmetros da MFEL	76
4.2.1. Metodologia de modelagem	79
4.2.2. Resultados	81
4.2.3. Conclusões parciais	87
4.3. Determinação numérica do fator $\eta$ plástico para corpos-de-prova não normalizados do tipo SE(T)	87
4.3.1. Formulação	88
4.3.2. Método EPRI	90
4.3.3. Fator $\eta$ plástico para corpos-de-prova SE(T)	92
4.3.4. Calibração de $h_I$ por Elementos Finitos	94
4.3.5. Modelo de Elementos Finitos – SE(T)	96
4.3.6. Resultados	98
4.3.7. Conclusões parciais	104

## Capítulo 5

### Estudo Experimental dos Corpos-de-prova SE(T)

5.1. Materiais	106
5.1.1. Aço API 5L X65	106
5.1.2. Aço API 5L X70	107
5.2. Métodos	108
5.2.1. Análise Metalográfica	108
5.2.2. Propriedades Mecânicas básicas	109
5.2.3. Ensaios de tenacidade à fratura e Curvas J-R	111
5.2.4. Pré-trinca e $\Delta a$ para corpos-de-prova de aço API 5L X65	113
5.2.5. Pré-trinca e $\Delta a$ para corpos-de-prova de aço API 5L X70	116
5.2.6. Análise Fratográfica	125
5.3. Resultados para corpos-de-prova de aço API 5L X65	127
5.3.1. Propriedades mecânicas básicas	127
5.3.2. Análise metalográfica	127
5.3.3. Tenacidade à fratura	128
5.4. Resultados para corpos-de-prova de aço API 5L X70	131
5.4.1. Propriedades mecânicas básicas	131
5.4.2. Análise metalográfica	133
5.4.3. Tenacidade à fratura e curvas J-R – Aço X70 com orientação T-L	134
5.4.4. Tenacidade à fratura e curvas J-R – Aço X70 com orientação L-T	138
5.5. Micromecanismos de Fratura	142

## Capítulo 6

### Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

6.1. Conclusões	148
6.2. Sugestões para Trabalhos Futuros	149

## Lista de Figuras

	Página
<b>Capítulo 1</b>	
Figura 1.1. Mapa parcial do Gasoduto Brasil – Bolívia	10
<b>Capítulo 2</b>	
Figura 2.1. Sistema de coordenadas colocado na ponta da trinca para estudo da distribuição de tensões (2D).	17
Figura 2.2. Modos de sollicitação de uma trinca.	19
Figura 2.3. Tipos de campos de deformação em corpos com uma trinca (a região escura é a zona plástica).	21
Figura 2.4. Contorno $\Gamma$ ao redor da ponta da trinca	22
Figura 2.5. Constante de integração $I_n$ em função do expoente de encruamento $n$ (do modelo de Ramberg-Osgood, Eq. (2.6)), para os estados de deformação e tensão planos. (Anderson, 1995).	23
Figura 2.6. Constante adimensional $\tilde{\sigma}$ para alguns valores do expoente de encruamento $n$ (do modelo de Ramberg-Osgood, Eq. (2.6)), para os estados planos de tensão e deformação (Anderson, 1995).	24
Figura 2.7. Corpo-de-prova para o ensaio de flexão em três pontos - SE(B)	27
Figura 2.8. Curva típica de carga-deslocamento usando um único corpo-de-prova - Método das descargas parciais periódicas (“Compliance”).	28
Figura 2.9. Definição da curva J-R segundo a norma ASTM E 1820 (2001).	29
Figura 2.10. Diagrama de Graville, soldabilidade dos aços ARBL em função do teor de Carbono e do Carbono Equivalente.	32
Figura 2.11. Processo de laminação controlada.	33
Figura 2.12. Esquematização da evolução dos aços API 5L.	34
Figura 2.13. Linha de fabricação típica de tubos a partir de bobinas de aço.	35
Figura 2.14. Contribuição dos mecanismos de endurecimento no processo termomecânico para se atingir limite de escoamento de 700 MPa (API 5L X100).	36
Figura 2.15. Microestrutura e tamanho de grão típicos dos aços API 5L	37
Figura 2.16. Diagrama TTT – Típico aço X80 (Hillenbrand, Gräf & Kalwa, 2001).	38

### Capítulo 3

Figura 3.1. Elemento de contorno contínuo quadrático isoparamétrico.	43
Figura 3.2. Elementos de Contorno contínuos a) Quadrático padrão b) Com nó a um quarto.	46
Figura 3.3. Sistema de referência para o elemento da ponta da trinca	48
Figura 3.4. Elemento quadrilateral de referência	50
Figura 3.5. Elementos Finitos sólidos para a análise de Mecânica da Fratura	56
Figura 3.6. Elemento finito quadrilateral colapsado para triangular - 2D.	57
Figura 3.7. Deslocamento dos nós para formar elemento com nós a um quarto colapsado.	57
Figura 3.8. Elementos Finitos sólidos 3D colapsados com nós a um quarto.	58
Figura 3.9. Contorno fechado $C + C_+ + \Gamma + C_-$ , define o domínio A.	60

### Capítulo 4

Figura 4.1. Esquema da ponta da trinca	66
Figura 4.2. Comportamento do erro no valor de $K_I$ em função do número de Elementos de Contorno por lado do corpo-de-prova M(T) para uma relação $a/L_{pt} = 20$ .	67
Figura 4.3. Erro no valor de $K_I$ em função da relação $a/L_{pt}$ . M(T) com 5 Elementos de Contorno por lado.	67
Figura 4.4. Esquema dos corpos-de-prova estudados.	68
Figura 4.5. Modelagem por Elementos Finitos do Corpo-de-prova tipo M(T), $a/W = 0,5$ .	70
Figura 4.6. Modelagem por MEC do Corpo-de-prova tipo M(T), $a/W = 0,5$ .	71
Figura 4.7. Modelagem do Corpo-de-prova tipo SE(T), $a/W = 0,5$ .	73
Figura 4.8. Modelagem por MEC do Corpo-de-prova tipo M(T), $a/W = 0,5$ .	74
Figura 4.9. Esquema do Corpo-de-prova tipo SE(T).	80
Figura 4.10. Malhas típicas 2D e 3D.	80
Figura 4.11. $T$ -Stress em função da relação $a/W$ para SE(T) com $L/W=1$ e $\sigma_n = 100$ MPa.	82
Figura 4.12. “Biaxiality ratio” em função da relação $a/W$ para SE(T) com $L/W=1$ .	83
Figura 4.13. Influência da relação $a/W$ , com $L/W = 1$ .	83
Figura 4.14. Figura 5-Influência da relação $L/W$ , para $a/W = 0,5$ .	85
Figura 4.15. Influência da relação $B/W$ , com $L/W = 1$ e $a/W = 0,5$ .	85
Figura 4.16. Influência da relação $B/W$ , para $a/W = 0,5$ e $L/W = 1$ .	86
Figura 4.17. Definição da área plástica das curvas experimentais carga-deslocamento.	89

Figura 4.18. Ajuste de reta para o cálculo da inclinação - $S_{lope}$ , $n=10$ , $a/W=0,5$ , SE(B).	95
Figura 4.19. Coeficiente de calibração $h_1$ , $a/W=0,5$ - SE(B).	96
Figura 4.20. Modelagem MEF do corpo-de-prova SE(T), $a/W = 0,5$ .	97
Figura 4.21. Curvas do fator eta plástico em função de $n$ , obtidos a partir de dados fornecidos pelo método EPRI, SE(T). a) Para LLD b) Para CMOD.	100
Figura 4.22. Comparação do fator eta plástico obtido por modelagem numérica com o obtido com dados fornecidos pelo método EPRI, $a/W = 0,5$ , SE(T).	102
Figura 4.23. Corpo-de-prova tipo SE(T) a) Dimensões em mm b) Malha típica 3D.	102
Figura 4.24. Mapa de cores do campo de tensões na ponta da trinca, $a/W=0,5$ , $W=10$ mm.	105
Figura 4.25. Mapa de cores do campo de tensões na ponta da trinca, $a/W=0,5$ , $W=10$ mm.	105

## Capítulo 5

Figura 5.1. Dimensões em mm do corpo-de-prova para ensaio de tração, orientação longitudinal.	110
Figura 5.2. Fotografia dos corpos-de-prova transversal e longitudinal usados na determinação de propriedades de tração.	110
Figura 5.3. Detalhe da região e orientação no tubo de onde foram retirados os corpos-de-prova transversais.	111
Figura 5.4. Desenho dos corpos-de-prova de flexão em três pontos SE(B) e tração SE(T) utilizados na determinação da tenacidade à fratura. Aço API 5L X65. (Dimensões em mm).	115
Figura 5.7. Curvas da carga em função do CMOD obtidas nos ensaios de tração - SE(T), para os corpos-de-prova de números 1 a 4. Aço X65.	118
Figura 5.8. Curvas da carga em função do CMOD obtidas nos ensaios de tração - SE(T) - corpos-de-prova de números 6 a 9. Aço X65.	118
Figura 5.9. Curvas da carga em função do CMOD de ensaio obtidas para os corpos-de-prova SE(T) T-L. Aço X70.	121
Figura 5.10. Curvas da carga em função do CMOD do ensaio obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) T-L. Aço X70	122

Figura 5.11. Curvas da carga em função do CMOD de ensaio obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) orientação L-T. Aço X70.	124
Figura 5.12. Curvas da carga em função do CMOD do ensaio obtidas para os corpos-de-prova SE(T) orientação L-T. Aço X70.	125
Figura 5.13. Fotografias mostrando detalhes da montagem dos corpos-de-prova SE(T) na MTS.	126
Figura 5.14. Microestruturas características do aço API 5L X65, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.	128
Figura 5.15. Curvas da tensão deformação do ensaio de tração.	132
Figura 5.16. Microestrutura característica do aço API 5L X65, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.	133
Figura 5.17. Fotografia tridimensional da microestrutura característica do aço API 5L X70, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.	134
Figura 5.18. Curvas de J em função de $\Delta a$ (Curva J-R) para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T), para o aço API 5L X70 na condição CF e orientação do plano da trinca T-L.	138
Figura 5.19. Curvas de J em função de $\Delta a$ (Curva J-R) para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T), para o aço API 5L X70 na condição CF e orientação do plano da trinca L-T.	142
Figura 5.20. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica) orientação L-T, mostrando as regiões da pré-trinca de fadiga, do crescimento estável da trinca e da fratura final realizada na bancada e em baixa temperatura (do nitrogênio líquido) para induzir à clivagem. MEV.	143
Figura 5.21. Fratografias da superfície de fratura dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica), orientação L-T, mostrando os micromecanismos de fratura. MEV. a) Clivagem b) Alveolar ("dimples").	144



- Figura 5.22. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona estirada. MEV. 145
- Figura 5.23. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica) orientação T-L, mostrando as regiões da pré-trinca de fadiga, do crescimento estável da trinca e da fratura final realizada na bancada e em baixa temperatura (do nitrogênio líquido) para induzir à clivagem. MEV (“Accelerating Voltage”: 25.00, “Magnification”: 20.00). 145
- Figura 5.24. Fratografias da superfície de fratura dos corpos-de-prova SE(T) para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), orientação L-T, mostrando os micromecanismos de fratura. MEV. a) Clivagem b) Alveolar ("dimples"). 146
- Figura 5.25. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) T-L para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona estirada. MEV. (M250). 147
- Figura 5.26. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) T-L para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona da pré-trinca de fadiga. MEV. (M1000). 147

## Lista de Tabelas

Página

### Capítulo 2

Tabela 2.1. Aços API 5L fabricados no Brasil e suas aplicações.	35
---	----

### Capítulo 3

Tabela 3.1. Erro comparativo de $K_I$ para uma chapa com trinca central	58
---	----

### Capítulo 4

Tabela 4.1. Comparação de resultados – $K_I$ , M(T).	72
Tabela 4.2. Comparação de resultados – $K_I$ , SE(T).	72
Tabela 4.3. Comparação de resultados – $K_I$ , DE(T).	75
Tabela 4.4. Influência da relação $a/W$ ; resultados da simulação por MEF-2D.	81
Tabela 4.5. Influência da relação $a/W$ , resultados da simulação por MEF-2D.	82
Tabela 4.6. Resultados da simulação por MEF - $\sigma_n = 100$ MPa.	84
Tabela 4.7. Influência da espessura do corpo-de-prova - $\sigma_n = 100$ MPa.	86
Tabela 4.8. Comparação de resultados da <i>integral J</i> – SE(B).	95
Tabela 4.9. Fator de calibração – $h_1$ , determinado por modelagem numérica.	97
Tabela 4.10. Fator $h_2$ , determinado por modelagem numérica.	98
Tabela 4.11. Fator Eta plástico - ${}^{LLD}\eta_{pl}$ , determinado a partir do método EPRI.	99
Tabela 4.12. Fator Eta plástico - ${}^{CMOD}\eta_{pl}$ , determinado a partir do método EPRI.	99
Tabela 4.13. Fator Eta plástico - ${}^{CMOD}\eta_{pl}$ , determinado por modelagem numérica, estado plano de deformação.	101
Tabela 4.14. Comparação de resultados da <i>integral J</i> com o modelo MEF 3D, aço API 5L X65.	103

### Capítulo 5

Tabela 5.1. Composição química do aço API 5L X65 utilizado no projeto de pesquisa, % em peso	106
--	-----

Tabela 5.2. Composição química do aço API 5L X70 utilizado no projeto de pesquisa, % em peso	107
Tabela 5.3. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Cargas aplicadas: 2.100 N / 1.500 N / 1000 N. Aço X65.	113
Tabela 5.4. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Aço X65 (método do carregamento interrompido).	113
Tabela 5.5. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T). Cargas aplicadas: 2.500N / 1.900N / 1.400. Aço X65.	114
Tabela 5.6. Dimensões da pré-trinca inicial ( $a_0$ ) de fadiga e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T). Aço X65. (método do carregamento interrompido).	114
Tabela 5.7. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B), orientação T-L. Cargas aplicadas: 2.100N / 1.700N / 1300N. Aço X70.	116
Tabela 5.8. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T), orientação T-L. Cargas max.: 2.300N / 1.900N / 1.500N. Aço X70	119
Tabela 5.9. Dimensões da pré-trinca inicial de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T) T-L. (método do carregamento interrompido). Aço X70.	119
Tabela 5.10. Dimensões da trinca inicial ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de flexão em três ponto - SE(B), orientação T-L. Aço X70.	120
Tabela 5.11. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) L-T. Cargas max. 2100 N / 1700 N / 1300 N.	122
Tabela 5.12. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T), orientação L-T. Cargas max. 2300 N / 1900 N / 1500 N. Aço X70.	123

Tabela 5.13. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T) L-T. Aço X70. (método do carregamento interrompido).	123
Tabela 5.14. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(B) L-T. Aço X70. (método do carregamento interrompido).	124
Tabela 5.15. Resultados dos ensaios de tração na direção de laminação <sup>(2)</sup> e dureza Vickers para o aço X65.	127
Tabela 5.16. Resultados em termos de K e do $J_{el}$ . SE(B), aço X65.	128
Tabela 5.17. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(B), aço X65	129
Tabela 5.18. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(B). Aço X65 na condição CF.	129
Tabela 5.19. Resultados em termos de K e do $J_{elástico}$ . SE(T), aço X65.	130
Tabela 5.20. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(T).	130
Tabela 5.21. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X65 na condição CF.	131
Tabela 5.22. Resultados dos ensaios de tração, na direção de laminação, e na direção transversal <sup>(1)</sup> . Aço X70 na condição como fornecido.	132
Tabela 5.23. Resultados em termos de K e do $J_{el}$ . Aço X70, orientação T-L. SE(B).	135
Tabela 5.24. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(B). Aço X70, orientação T-L.	135
Tabela 5.25. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(B), para o aço X70 na condição CF, orientação T-L.	136
Tabela 5.26. Resultados em termos de K e do $J_{el}$ . Aço X70, orientação T-L. SE(T).	136
Tabela 5.27. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(T). Aço X70, orientação T-L. $\eta_{pl} = 1$ ; $J_{pl} = \eta_{pl} A_{pl} / b_0 B$ .	137
Tabela 5.28. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X70 na condição CF, orientação T-L.	137
Tabela 5.29. Resultados em termos de K e do $J_{el}$ . Aço X70, orientação L-T. SE(T).	139

Tabela 5.30. Resultados em termos de $K$ e do $J_{el}$ . Aço X70, orientação L-T. SE(B).	139
Tabela 5.31. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(B). Aço X70, orientação L-T. $\eta_{pl} = 2,7$ ; $J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B$ .	140
Tabela 5.32. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do $J_{pl}$ . SE(T). Aço X70, orientação L-T. $\eta_{pl} = 1$ ; $J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B$ .	140
Tabela 5.33. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X70 na condição CF, orientação L-T.	141
Tabela 5.34. Resultados em termos dos parâmetros $J$ e $\Delta a$ para os corpos-de-prova SE(B), para o aço X70 na condição CF, orientação L-T.	141

## Nomenclatura

### Letras Latinas

$\dot{a}$	Taxa de crescimento da trinca	
$a$	Comprimento da trinca	mm
$a_0$	Comprimento inicial da trinca	mm
$A_{pl}$	Área plástica sob a curva experimental carga-deslocamento	Nmm
$B$	Espessura dos corpos-de-prova de tenacidade à fratura -CPTF.	mm
$b$	Ligamento (“Ligament”), $b = W - a$	mm
$\mathbf{B}$	Matriz que relaciona as deformações aos deslocamentos nodais (MEF)	
$b_0$	Ligamento inicial ( $b_0 = W - a_0$ )	mm
$\mathbf{B}_{\log}$	Matriz de fatores de energia pré-logarítmicos (Cálculo de $J$ por MEF).	
$B_N$	Espessura equivalente dos CPTF.	mm
$C$	Flexibilidade (“compliance”)	
$C^*$	Integral $C^*$ (Creep)	
$c_{ij}$	Constantes do método MEC.	
$C_{ijk}$	Tensor elástico de rigidez.	
$\mathbf{D}$	Matriz de constantes elásticas (MEF)	
$\mathbf{d}$	Vetor genérico da origem ao ponto fonte (MEC)	
$d$	Operador diferencial	
$e$	Espessura do elemento (MEF)	
$E$	Módulo de elasticidade	MPa
$\mathbf{F}$	Matriz global de forças (MEF)	
$F_I$	Função geométrica (cálculo de $K_I$ ).	

$f_{ij}$	Funções trigonométricas (campo de tensões/deformações na ponta da trinca)	
$F_{LL}$	Carga auxiliar aplicada no plano de propagação da trinca ( <i>T-Stress</i> )	
$G$	Módulo de elasticidade transversal (“Shear Modulus” – ASTM E 6 - 02a)	
$g_I$	Função adimensional do método EPRI.	
$G_{ASTM}$	Tamanho de grão ASTM.	
$h_I$	Função de calibração do método EPRI	
<b>I</b>	Matriz identidade.	
$I_1$	Primeiro invariante do tensor de tensões.	
$I_{int}$	Integral de interação ( <i>T-Stress</i> ).	
$I_{J2}$	Segundo invariante do tensor anti-esférico de tensões (“Deviatoric stress tensor”)	
$I_n$	Constante de integração (modelo HRR)	
$J$	Integral J (Rice)	$\text{kJ/m}^2$
$J_{ac}$	Jacobiano	
$J_{el}$	Componente Elástico da <i>Integral J</i>	$\text{kJ/m}^2$
$J_{pl}$	Componente Plástico da <i>Integral J</i>	$\text{kJ/m}^2$
$k$	Constante, $k = 3-4\nu$ para estado plano de deformação e $k = (3-\nu) / (1+\nu)$ para estado plano de tensão.	
$K$	Fator de intensidade de tensão.	
<b>k</b>	Matriz de rigidez do sistema (global) (MEF)	
$K_c$	Tenacidade à fratura.	
<b>k<sub>el</sub></b>	Matriz de rigidez do elemento (MEF)	
$k_{esc}$	Parâmetro de escoamento (Critério de fluência)	
$K_I$ ou $K_1$	Fator de intensidade de tensão no modo I ou modo 1.	$\text{MPa m}^{1/2}$
$K_{Ic}$	Tenacidade à fratura no estado plano de deformação.	$\text{MPa m}^{1/2}$
$K_{II}$ ou $K_2$	Fator de intensidade de tensão no modo II ou modo 2.	$\text{MPa m}^{1/2}$
$K_{III}$ ou $K_3$	Fator de intensidade de tensão no modo III ou modo 3.	$\text{MPa m}^{1/2}$
$L$	Comprimento ou longitude.	mm
<b>L</b>	Matriz de operadores diferenciais dos deslocamentos (MEF)	
$L_{pt}$	Comprimento do elemento da ponta da trinca (MEC)	
$M$	Fator de amplificação.	

$n$	Expoente da lei exponencial de encruamento (Ramberg – Osgood)	
$n^*$	Expoente de fluência	
$n_j$	Normal ao contorno $\Gamma$ (Componentes externas)	
$P$	Carga externa ou remota aplicada aos corpos-de-prova	N
$p$	Forças de volume ou forças por unidade de volume	
$P_0$	Carga de referência de escoamento na ponta da trinca.	
$P_i$	Número de contornos de grão intersectados.	
$P_L$	Número de contornos de grão intersectados por unidade de longitude.	
$\mathbf{q}$	Vetor unitário na direção da extensão virtual da trinca	
$r$	Distância a partir da ponta da trinca.	
$r$	Distância do ponto fonte ao ponto campo (MEC)	
$r_{,i}$	Derivada da distância do ponto fonte ao ponto campo (MEC)	
$r_p$	Fator rotacional (CTOD)	
$S$	Vão dos corpos de prova em flexão (segundo ASTM, para SE(B), $S = 4W$ )	
$\mathbf{s}$	Vetor do sistema de solução do método MEC	
$s_a$	Constante do material (Drucker-Prager)	
$T$	<i>T-Stress</i>	
$\mathbf{t}$	Vetor de forças de superfície.	
$T_i$	Forças de superfície	N
$t_{ij}^*$	Solução fundamental de forças de superfície do MEC	
$\mathbf{u}$	Matriz global de deslocamentos (MEF)	
$u_i$	Vetor de deslocamentos	mm
$u_{ij}^*$	Solução fundamental de deslocamentos do MEC	
$V$	Deslocamento medido por CMOD ou LLD).	mm
$V_{pl}$	Componente plástico do deslocamento medido por CMOD ou LLD.	
$\dot{w}$	Densidade da taxa de energia de deformação (ou potencia de deformação)	
$w$	Energia de deformação	
$W$	Largura da seção dos corpos de prova de tenacidade à fratura.	mm
$W_e$	Energia de deformação elástica	
$\mathbf{x}$	Vetor genérico de posição do ponto campo com relação ao origem (MEC)	



$z$	Distância da face do corpo-de-prova ao extremo do apoio do extensômetro de medição de CMOD	mm
$Z$	Coefficiente de estrição (redução de área)	%

### Letras Gregas

$\alpha$	Coefficiente de encruamento	
$\beta$	Relação de bi-axialidade (“Biaxiality ratio”)	
$\gamma$	Deformação angular (distorção angular)	
$\gamma^*$	Constante típica do material (referido ao fenômeno do “creep”)	
$\delta$	CTOD (deslocamento de abertura da ponta da trinca)	mm
$\delta_5$	CTOD medido sob a trinca original num comprimento de 5mm	mm
$\delta_{ij}$	Delta de Kronecker	
$\dot{\Delta}$	Taxa do deslocamento de fluência da linha de carga.	
$\Delta a$	Extensão da trinca ( $a_i - a_0$ ).	mm
$\Gamma$	Contorno genérico	
$\varepsilon_{ij}$	Tensor de deformações	
$\varepsilon_0$	Deformação de referência (Ramberg-Osgood, normalmente definida com $\sigma_0/E$ )	
$\eta_{pl}$	Fator eta plástico	
$\theta$	Ângulo de orientação a partir do plano da trinca.	
$\lambda$	Constante de Lamé	
$\nu$	Coefficiente de Poisson	
$\nu'$	Para estado plano de tensão é igual a $\nu$ e para estado plano de deformação é igual a $\nu/(1-\nu)$ .	
$\xi$	Coordenada homogênea ao longo do elemento (MEC)	
$\sigma_e$	Limite de escoamento [ $\sigma_e = \sigma_{YS}$ ]	MPa
$\sigma_{ij}$	Tensor de tensões	
$\sigma_{YS}$	Limite de escoamento (ASTM, offset de 0,2%), [ $\sigma_{YS} = \sigma_e$ ]	MPa
$\sigma_{\theta\theta}$	Tensão circunferencial, coordenadas polares (“Hoop stress”)	

$\sigma_0$	Tensão de referência de escoamento (Ramberg-Osgood)	MPa
$\sigma_n$	Tensão nominal (Capítulo 4)	MPa
$\sigma_t$	Limite de resistência à tração.	
$\tau$	Tensão de cisalhamento	MPa
$\phi$	Funções de forma (MEC)	
$\varphi$	2º eixo do sistema de coordenadas homogêneas ou naturais do elemento (MEF)	
$\Omega$	Domínio do sistema (MEC)	

### Superescritos

CMOD	Obtido por “Crack-mouth opening displacement” (desloc. de abertura da boca da trinca)
LLD	Obtido por “load-line displacement” (Deslocamento na linha de carga).
MEC	Determinado pelo método de elementos de contorno.
MEF	Determinado pelo método de elementos finitos.
T	Matriz transposta

### Subscritos

<i>el</i>	Componente elástico
MEF	Determinado pelo método de elementos finitos.
<i>pl</i>	Componente plástico
q	Índice que denota o número de pontos do elemento isoparamétrico (MEF)

### Abreviaturas

Acel.	Acelerado.
CE	Carbono equivalente (Nomenclatura adotada da norma API 5L)
coef.	Coefficiente

cp.	Corpo-de-prova
CPTF	Corpos-de-prova de tenacidade à fratura
def.	deformação
desloc.	Deslocamento
equiv.	Equivalente
ksi	10 <sup>3</sup> libras-força por polegada quadrada
Pcm	Índice de carbono equivalente de Ito & Bessyo. (Nomenclatura adotada da norma API 5L)
Resf.	Resfriamento.

### **Siglas**

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
API	American Petroleum Institute
BEM	“Boundary Element Method”
MEC	Método dos elementos de contorno (“Boundary Element Method – BEM”)
CCR	“Conventional controlled rolling”
CF	Como Fornecido (estado metalúrgico).
CMOD	“Crack-mouth opening displacement” (desloc. abertura da boca da trinca)
CTOD	“Crack-tip opening displacement” (desloc. de abertura da ponta da trinca)
DC(T)	Corpo de prova tipo disco compacto (“disk-shaped compact or compact disk specimen”).
DEMA	Departamento de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.
EPRI	“Electric Power Research Institute”
FEM	“Finite Element Method”
MEF	Método dos elementos finitos. (“Finite Element Method - FEM”)
HRR	Hutchinson, Rice e Rosengren (modelo ou campo)
IIW	Instituto Internacional de Soldagem.
CTOD-R	Curva de resistência à propagação da trinca usando CTOD

J-R	Curva de resistência à propagação da trinca usando $J$
LLD	Deslocamento na linha de carga (“load-line displacement”)
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica Linear
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-plástica
RCR	Recrystallization-controlled rolling
TMCP	Thermomechanical Controlled Process

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1. Considerações preliminares (motivação)

A aplicação de conceitos da Mecânica da Fratura no desenvolvimento e manutenção de estruturas e produtos industriais é cada vez maior, existindo na atualidade processos de fabricação de peças baseados na aplicação destes conceitos, por exemplo, a fabricação de bielas na indústria automotiva pelo processo “fracture splitter method” (Kubota et al., 2005).

Uma propriedade muito importante dos materiais é a tenacidade à fratura. Por meio desta propriedade é possível selecionar materiais, projetar peças e avaliar sistemas industriais que em funcionamento acusaram presença de trincas. Na obtenção da tenacidade à fratura de estruturas e peças industriais com espessura fina não é possível aplicar os ensaios normalizados, os quais exigem espessuras maiores para produzir um estado de deformação plana correspondente a alta triaxialidade de tensões na ponta da trinca. Nestes casos é necessário realizar os ensaios com corpos-de-prova com dimensões pequenas, em condições elasto-plásticas. Uma alternativa é o corpo-de-prova do tipo tração com entalhe lateral – SE(T) (“single edge notch tensile specimen”), inclusive não normalizado.

Trabalhos recentes reportam que no caso de tubulações com presença de trincas (Hippert, 2004), a restrição ao fluxo plástico na ponta da trinca tem um comportamento similar ao que acontece no ensaio da Mecânica da Fratura com corpos-de-prova SE(T), além de que o campo de

tensões e deformações nas vizinhanças da ponta da trinca é muito similar para ambos os casos (Nyhus et al., 2003, Aguirre & Ferreira, 2005), contrariamente à tenacidade à fratura obtida com corpos-de-prova normalizados dos tipos compacto - C(T) - e flexão em três pontos - SE(B) -. Esses dois tipos de corpos-de-prova fornecem resultados muito diferentes aos que se observa nas tubulações.

Um dos problemas da aplicação de corpos-de-prova não normalizados tipo SE(T) na obtenção das propriedades de fratura é que existem poucas informações sistematizadas para o cálculo ou determinação do fator  $\eta$  plástico, fator que é necessário para a determinação experimental da tenacidade à fratura.

A análise de estruturas com trincas pode ser feita por metodologias desenvolvidas pela Mecânica da Fratura. Em sua aplicação é normalmente necessário usar métodos numéricos, uma vez que soluções analíticas existem apenas para alguns casos com geometria e carregamento muito simples. Os dois métodos numéricos mais difundidos são o Método dos Elementos Finitos (MEF) e o Método dos Elementos de Contorno (MEC).

A aplicação do Método dos Elementos de Contorno a problemas de plasticidade está ainda em fase de desenvolvimento, não existindo programas computacionais comerciais nesta área. Por este motivo, o Método dos Elementos Finitos é o escolhido para a modelagem elasto-plástica desta pesquisa. Na análise elástica, esta pesquisa compara os resultados fornecidos por ambos os métodos, sendo que foram desenvolvidos algoritmos para a modelagem por Elementos de Contorno, e no caso de Elementos Finitos usou-se um programa comercial (Abaqus, 2001).

Na construção de oleodutos e gasodutos, o uso de dutos com grandes diâmetros e paredes finas resulta em um melhor desempenho econômico. Além disso, o uso de materiais de alta resistência mecânica na fabricação dos tubos permite a operação em pressões muito elevadas, sem a ocorrência do colapso plástico, no caso da presença de trincas ou outros defeitos no duto.

Estas elevadas pressões geram um estado de tensões bastante complexo na ponta da trinca; é preciso considerar que falhas neste tipo de tubulações podem liberar grande quantidade de

hidrocarbonetos, com risco de ocasionar danos ambientais de grandes proporções. Ademais, o custo de recuperação deste tipo de falha é muito elevado, uma vez que o reparo e o acondicionamento das linhas são complicados e normalmente requerem longos períodos de tempo. Pode-se perceber que a determinação do tamanho crítico dos defeitos nas tubulações e o monitoramento do crescimento das trincas são muito importantes para a operação segura de sistemas dutoviários.

Uma das principais motivações do presente trabalho de pesquisa é o estudo das propriedades de fratura dos aços usados na construção do gasoduto Brasil-Bolívia que permite a exportação de gás natural da Bolívia para o Brasil. O aço API 5L X70 foi predominantemente usado na fabricação deste gasoduto. Além disso, o principal ramal do gasoduto que leva o gás até o Estado de Mato Grosso (ver Figura 1.1) é feito do aço API 5L X65. Ambos esses aços pertencem à família de aços microligados ao Ti-Nb, com baixos teores de carbono para manter alta a sua soldabilidade.

## **1.2. Pesquisa bibliográfica (Revisão histórica)**

### **1.2.1. Método dos Elementos de Contorno (MEC)**

As bases matemáticas do Método dos Elementos de Contorno começaram a ser desenvolvidas em 1885 com o trabalho de Somigliana. Os vertiginosos avanços da computação digital a partir da segunda metade do século XX permitiram aplicações numéricas do método. Existem divergências na literatura sob qual foi o trabalho pioneiro. Segundo Beltrán (1999), o primeiro trabalho foi de Jaswon “Integral equation methods in potential theory” publicado em 1963. Este trabalho deu luz ao método que agora se conhece como Método dos Elementos de Contorno indireto. O método direto aparece em 1967 com o trabalho de Rizzo, que o aplicou na solução de problemas de elasticidade.

O primeiro livro publicado do método foi em 1977, “Integral equation methods in potential theory and elastostatics” de Jaswon, MA e Symm, GT. Atualmente, o Método dos Elementos de

Contorno é considerado uma poderosa ferramenta de análise computacional aplicável a várias áreas do conhecimento.

Na modelagem de problemas de elasticidade linear estática em materiais isotrópicos, a formulação básica do MEC já está desenvolvida e um tratado completo pode ser encontrado em Kane (1993) e Brebbia e Domínguez (1989). Na parte de otimização dos algoritmos numéricos existem avanços notáveis. Um algoritmo otimizado pode ser encontrado em Cunha (2002). Os atuais desenvolvimentos de otimização dos algoritmos estão concentrados na computação paralela (algoritmos paralelos). Existem ainda alguns esforços, muito tímidos, da aplicação de técnicas de inteligência artificial na geração de malhas e na aplicação de métodos de otimização dos algoritmos, um deles pode ser encontrado em Cunha, Telles & Coutinho (2002).

O Método dos Elementos de Contorno de Dupla Reciprocidade (DRM) é uma alternativa para a solução de problemas cuja formulação envolva integrais de domínio, tal como a análise elástica de corpos sob a ação de forças de volume. Este método foi introduzido em 1982 por Brebbia e Nardini, para problemas estáticos e elastodinâmicos, e tem sido usado por vários autores para resolver problemas da mecânica do contínuo, entre eles Wen, Aliabadi & Young (2000) e Aguirre et al. (2003).

### **1.2.2. Método dos Elementos Finitos (MEF)**

O nome de Método dos Elementos Finitos foi dado como contraposição aos elementos infinitesimais (considerados contínuos) do cálculo diferencial e foi de autoria de Clough (1980). Este método tem um passado que remonta aos ideais dos grandes filósofos gregos. Embora a formulação do método, tal como se conhece na atualidade, foi estabelecida no trabalho pioneiro de Turner et al. (1956), atingindo um grande desenvolvimento e difusão na década de 1980, acompanhando a evolução dos computadores.

Em aplicações da Mecânica da Fratura, inicialmente as trincas foram modeladas com elementos convencionais, requerendo um refino muito grande da malha na ponta da trinca para a obtenção de resultados razoáveis. Os trabalhos pioneiros com este tipo de metodologia são de



Swedlow et al. (1965) e de Chan et al. (1970). Várias propostas de funções de forma apareceram nos anos seguintes tratando de melhorar os resultados com o uso destes elementos especiais com malhas menos refinadas, até que Henshell e Shaw (1975) introduziram os elementos especiais com nó a um quarto, elementos que permitem na modelagem elástica eliminar a singularidade presente na ponta da trinca. Os elementos quadrilaterais colapsados em elementos triangulares permitem também modelar a singularidade na ponta da trinca no interior dos elementos, melhorando os resultados. Estes elementos foram desenvolvidos por Barsoum (1977).

### 1.2.3. Mecânica da Fratura

Inglis em 1913 determinou que a tensão na ponta de uma trinca é uma função do seu comprimento e do inverso do raio da ponta. Em 1921, Griffith publica sua teoria sobre a ruptura de sólidos, teoria baseada em conceitos de minimização da energia potencial. Griffith usou a solução de Inglis para determinar a tensão crítica de ruptura de placas trincadas, determinando que a tensão é inversamente proporcional à raiz quadrada do comprimento da trinca, corroborando seus resultados teóricos com experimentos realizados em bulbos de vidro (Gdoutos, 1993, pp. 5-10). Posteriormente, vários outros pesquisadores foram melhorando os conceitos de Inglis e Griffith até que em 1957 Irwin, baseando-se em métodos analíticos desenvolvidos em 1939 por Westgaard, estudou o problema do campo de tensões ao redor da ponta de uma trinca e, aplicando conceitos da teoria da elasticidade linear, formulou um modelo matemático que permitiu definir o fator de intensidade de tensões -  $K$ , conceito básico para o desenvolvimento da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL).

O deslocamento de abertura da ponta da trinca - CTOD (“crack tip opening displacement”) foi o primeiro conceito que permitiu estabelecer a existência de um único campo de tensões e deformações ao redor da ponta da trinca no caso de regime elasto-plástico, conceito que foi desenvolvido por Well em 1961. Posteriormente, Rice em 1968 propôs o conceito da *integral J*, que atualmente é o parâmetro de campo mais aceito no regime elasto-plástico.

A análise de problemas com trincas, usando o Método dos Elementos de Contorno, requer a utilização de técnicas apropriadas. Em 1981 Blandford, citado por Salgado (1998), propôs o uso

de um elemento de contorno quadrático chamado de "elemento de contorno com nó a um quarto" ou "quarter point boundary element". Os fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ ) podem ser calculados por várias técnicas. Destacam-se a fórmula dos deslocamentos de dois pontos, para o elemento com nó a um quarto isoparamétrico, e a fórmula das forças de superfície, para o elemento com nó a um quarto singular. Estes dois métodos são os que apresentam maior precisão, sendo que ambas as técnicas são discutidas em Salgado (1988).

Atualmente, no caso do MEF, para a obtenção dos fatores de intensidade de tensões são preferidos os métodos energéticos pela sua fácil implementação em pós-processamento e pela grande estabilidade numérica que apresentam. Dos vários métodos energéticos um dos mais destacados é o método Implícito da Extensão Virtual da trinca proposto por Hellen (1989). Este método está baseado no cálculo da energia dissipada na extensão da trinca, aplicando uma minimização direta de energia potencial.

#### **1.2.4. Propriedades de Fratura Elasto-plástica**

Em materiais com pequena espessura ou com alta tenacidade e baixa resistência mecânica, a extensão da trinca ocorre a formação de uma grande zona plástica na ponta da trinca. Nesses casos não se aplica a Mecânica da Fratura Elástica Linear, sendo necessário analisar estes casos com conceitos de Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Um importante conjunto de materiais com grande uso industrial enquadra-se neste comportamento, como é o caso dos aços e das ligas de alumínio. Wells reportou este fato e propôs que a tenacidade à fratura destes materiais seja quantificada pela abertura da ponta da trinca. Atualmente, este parâmetro é conhecido como deslocamento de abertura da ponta da trinca CTOD ("Crack tip opening displacement"). No caso de modelagem numérica este parâmetro pode ser obtido diretamente dos resultados da modelagem, mas no caso da determinação experimental não há possibilidade de medir diretamente este parâmetro, sendo que sua determinação é realizada indiretamente por meio da medição do deslocamento de abertura da boca da trinca CMOD. As normas ASTM E 1290, ASTM E 1820 e BSI 7448 tratam com detalhes desse assunto.

Um outro parâmetro que permite quantificar a tenacidade à fratura em condições elasto-

plásticas é a *integral J* proposta por Rice. Ele demonstrou que em condições elásticas,  $J$  é equivalente à taxa de dissipação de energia potencial elástica relacionada com o crescimento da trinca, e que em um contorno arbitrário fechado em torno da ponta da trinca  $J = 0$ . O valor de  $J$  é independente do caminho percorrido em torno da ponta da trinca desde que o caminho esteja na zona elástica. Kuang & Chen (1996) caracterizaram a *integral J* dentro da zona plástica da ponta trinca e mostram que não é independente do caminho de integração. Se esta integral de contorno atravessa a região plástica da ponta da trinca; em materiais que apresentam encruamento, a maior contribuição do valor de  $J$  é dada pela energia de deformação plástica compreendida na região da integração. Se o caminho da integração de  $J$  inclui toda a zona plástica da ponta da trinca, então o seu valor é independente do caminho.

No caso de corpos-de-prova SE(T), que não são normalizados, existe pouca informação sistematizada para sua utilização na determinação de  $J$  elasto-plástico. Em 1989 Landes et al. (1989) estudaram experimentalmente os efeitos da geometria dos corpos-de-prova SE(T) nas curvas J-R usando chapas finas. Kang & Liu (1992) estudaram os corpos-de-prova SE(T) por interferometria Moiré. Em 1993 Lee e Parks estudaram analiticamente e por Elementos Finitos os corpos-de-prova SE(T) submetidos a solicitações de tração e flexão que geram um estado de tensões combinadas. Chen & Lambert (2003) desenvolveram um modelo numérico para prever o comportamento mecânico dos corpos-de-prova SE(T) usando teoria do dano.

Recentemente, Schwalbe, Newman & Shannon (2005), reportam os esforços que a ASTM e a ISO estão realizando para satisfazer à crescente necessidade de determinar as propriedades de fratura para corpos-de-prova finos (de baixa restrição ao fluxo plástico na ponta da trinca), as futuras normalizações não contemplam a inclusão dos corpos-de-prova SE(T), e desenvolvem conceitos para medir a tenacidade à fratura pelos parâmetros CTOA (“Crack Tip Opening Angle”) e  $\delta_5$  (CTOD medido sob a trinca original num comprimento de 5mm), mantendo os tradicionais corpos-de-prova. O parâmetro CTOA que está sendo desenvolvido pela ASTM para espessuras finas é constante nas curvas de resistência à propagação estável da trinca e independente do tipo de corpo-de-prova usado para sua determinação. Existem dificuldades técnicas na medição experimental de CTOA (Lloyd & McClintock, 2003) que ainda precisam ser resolvidas.

### 1.2.5. Fator eta plástico

Para a estimativa experimental da *integral J* é necessário determinar o fator eta plástico  $\eta_{pl}$  do corpo-de-prova; o valor desse fator depende das relações geométricas do corpo-de-prova e das propriedades plásticas do material. Este mesmo fator também é usado para a determinação experimental da *integral C\** (parâmetro usado na análise da fluência).

O conceito do fator adimensional eta ( $\eta$ ) para a estimativa da *integral J* foi introduzido primeiramente por Turner em 1973. Rice, Paris e Merkle (1973) propuseram para o cálculo da *integral J* a separação da mesma em duas parcelas; uma parcela elástica e uma parcela plástica, definindo o fator eta elástico para o cálculo da parcela elástica da *integral J* e o fator eta plástico para o cálculo da parcela plástica da *integral J*. Sumpter e Turner, em 1976, definiram a parcela plástica da *integral J* em termos da energia de deformação plástica na trinca, da espessura do corpo-de-prova e do fator eta plástico; este conceito é usado atualmente para a determinação experimental de  $J_{pl}$ . Smith, em 1993, determinou por meio do conceito do fator eta plástico uma solução geral para a determinação da *integral J* com corpos-de-prova SE(B). Existem vários estudos numéricos deste caso usando Elementos Finitos; destacamos entre os mais recentes os de Kim e Schwalbe (2001) que estuda corpos-de-prova C(T), M(T) e SE(B) relatando que a estimativa de  $J$  a partir de CMOD leva a resultados mais precisos; nesse mesmo trabalho se desenvolve uma metodologia para determinar o fator eta plástico por meio de métodos numéricos. Kim et al., em 2003, aplicando Elementos Finitos em 2D, apresentaram resultados do fator eta plástico aplicáveis a materiais heterogêneos, como é o caso de cordões de solda.

Uma metodologia proposta por Sharobeam e Landes permite o cálculo do fator eta plástico usando o método de separação de variáveis, determinando duas funções independentes, uma dependente do comprimento relativo da trinca ( $a/W$ ) e a outra dependente das propriedades de deformação do material. Esta metodologia foi aplicada por Casanelli et al. (2001) para determinar experimentalmente o fator eta plástico de uma liga de alumínio usando corpos-de-prova SE(B). Outros trabalhos aplicando esta metodologia são achados em Casanelli et al. (2001b) e Wilson &

Mani (2002). Em 2004, Matvienko sistematiza essa metodologia de forma analítica para corpos-de-prova C(T). Chattopadhyay, Kushwaha & Ross (2005) publicaram um estudo teórico da integridade estrutural de dutos. Nesse estudo determina-se numericamente o fator  $\eta$  plástico para diversas configurações de dutos.

Em 2001, Kim e Budden, usando conceitos analíticos e modelagem por Elementos Finitos 2D, determinaram o fator  $\eta$  plástico para corpos-de-prova SE(T). Kim et al., em 2004, publicaram um estudo numérico com Elementos Finitos 3D que agrupa soluções para a determinação do fator plástico  $\eta$  para corpos-de-prova normalizados e não normalizados entre eles o SE(T). Não foram encontradas referências de validação experimental dos resultados dos fatores  $\eta$  plástico para corpos-de-prova SE(T).

### **1.2.6. Gasoduto Brasil - Bolívia**

Em julho de 1999, Brasil e Bolívia concluíram o projeto GASBOL, com a construção de um gasoduto entre os dois países de mais de 3 000 km de extensão (dos quais 2593 km estão em território brasileiro). Este projeto teve um investimento de 2 bilhões de dólares. O gasoduto tem capacidade para transportar 30 milhões de m<sup>3</sup>/dia de gás e o projeto contempla a construção de mais de 40 ramais (Macias, 2004).

Os tubos empregados na fabricação do gasoduto apresentam grandes diâmetros (de 406,4 mm a 812,8 mm) e operam sob alta pressão, permitindo um ganho de produtividade tanto pelo aumento do volume de fluido transportado quanto pela redução do peso da estrutura; isto só tornou-se possível com o uso de dutos fabricados de aços microligados classe API. Utilizou-se 540 mil toneladas de tubos de aço, das quais 426 mil toneladas foram fabricados no Brasil, o restante se importou de Japão e Estados Unidos. Na construção da linha principal deste gasoduto foram empregados tubos de aço API-5L-X70 de fabricação brasileira ([www.tbg.com.br](http://www.tbg.com.br), acesso em 18/12/2005.); as características principais deste aço são as altas soldabilidade, resistência mecânica e tenacidade à fratura. O gasoduto trabalha a uma pressão máxima de 9,8 MPa (100 kgf/cm<sup>2</sup>) no trecho entre Corumbá/MS e Curitiba/PR e 7,4 MPa (75 kgf/cm<sup>2</sup>), entre Curitiba/PR – Porto Alegre/RS e Campinas/SP – Guararema/SP (Cajueiro, Carvalho & Cury, 2003).

Um dos principais ramais do Gasoduto Bolívia-Brasil é o Gasoduto Bolívia-Mato Grosso; ele entra em MT-Brasil pelo município de Cáceres e vai até a capital do estado, Cuiabá, onde fornece gás natural à usina termelétrica Mário Covas. O processo de fabricação desse gasoduto foi seguindo os parâmetros da norma ASME B31.8 “Gas transmission and distribution piping systems” (Sistemas de tubulações para transmissão e distribuição de gás).



Figura 1.1. Mapa parcial do Gasoduto Brasil – Bolívia

Fonte: Adaptado de <http://www.gasocidente.com.br>. Acesso em 22/05/2005.

Essa linha tem um sistema de proteção catódica constituído por três retificadores com os respectivos leitos de ânodos. A tubulação é de aço API 5L X-65 com 457,2 mm (18 polegadas) de diâmetro externo. O duto tem revestimento externo de FBE (“fusion bonded epoxy”) e as juntas soldadas foram protegidas com mantas termo-contraíveis (<http://www.gasocidente.com.br>, acesso em 22/05/2005).

A espessura da parede dos tubos é de 6,4 mm (1/4 de polegada) para os setores de Classe I, 9,26 mm (3/8 de polegada) para os setores de Classe II e de 12,7 mm (1/2 polegada) para os cruzamentos de rios e serras; os dutos estão enterrados ao longo de toda a extensão a uma profundidade média de 1 metro. A pressão máxima de operação é de 9,92 MPa (1440 psi).

### 1.3. Objetivos

Os objetivos deste trabalho de pesquisa são os seguintes:

- 1) Modelar numericamente corpos-de-prova tipo tração com entalhe lateral SE(T) e analisar a influência das relações geométricas do mesmo nos parâmetros da Mecânica da Fratura.
- 2) Desenvolver uma metodologia para a determinação do fator  $\eta$  plástico para corpos-de-prova tipo tração com entalhe lateral SE(T).
- 3) Projetar um corpo-de-prova tipo tração com entalhe lateral SE(T) para estudar experimentalmente a tenacidade à fratura elasto-plástica dos aços caracterizados com espessuras intermediárias e comparar os resultados com a tenacidade à fratura obtida com corpos-de-prova normalizados tipo flexão em três pontos SE(B).
- 4) Realizar o estudo fractográfico dos corpos-de-prova ensaiados.

## Capítulo 2

### Noções de Mecânica da Fratura Elástica Linear e Elasto-Plástica e de Aços API 5L

#### 2.1. Elasticidade

Para um dado corpo elástico submetido à ação de forças de superfície e deslocamentos de superfície, é possível determinar, aplicando conceitos da elasticidade linear, os três componentes de deslocamentos, os seis componentes de deformação e os seis componentes de tensão. Essas 15 incógnitas (três deslocamentos, seis deformações e seis tensões) são descritas por 15 equações, sendo seis equações da relação deformação-deslocamento, Equação (2.1), seis equações da relação tensão-deformação, Equação (2.2), e três equações de equilíbrio, Equação (2.3). Sendo essas equações constitutivas básicas da teoria da elasticidade linear para meios isotrópicos. (Crouch & Starfield, 1983; Zienkiewicz & Taylor, 2000b).

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \cdot (u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (2.1)$$

$$\sigma_{ij} = \lambda \delta_{ij} \varepsilon_{kk} + 2G \varepsilon_{ij} \quad (2.2)$$

$$\sigma_{ij,j} + p_i = 0 \quad (2.3)$$



Sendo que  $\lambda$  é a constante de Lamé,  $u_i$  é o vetor de deslocamentos,  $p_i$  o vetor de forças de volume ou de volume,  $G$  é o módulo de elasticidade transversal e  $\delta_{ij}$  é o delta de Kronecker. A dedução matemática para a obtenção dessas equações pode ser encontrada em Timoshenko (1970).

Para um material anisotrópico homogêneo de comportamento elástico linear, a relação entre os tensores de tensões e de deformações num sistema de coordenadas cartesiano, em notação indicial<sup>1</sup> é dada pela Equação (2.4).

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{ij} \quad (2.4)$$

Sendo que:  $\sigma_{ij}$  é o tensor de tensões,  $\epsilon_{ij}$  é o tensor de deformações e  $C_{ijkl}$  é o tensor elástico de rigidez, sendo que os índices  $i, j, k, l$  assumem valores de 1 a 3.

## 2.2. Plasticidade

Existem vários modelos que descrevem o comportamento plástico dos materiais, sendo que os modelos que melhor descrevem o comportamento dos metais em geral são modelos não lineares. A maior parte dos metais usados em aplicações industriais, incluindo os aços, apresentam um comportamento de deformação misto no ensaio de tração, onde numa fase inicial ocorrem deformações elásticas (lineares ou não lineares) e na fase final até a ruptura ocorrem deformações plásticas (não lineares); este tipo de comportamento é conhecido como elasto-plástico. Após o limite de escoamento, estes materiais apresentam um comportamento de endurecimento por deformação plástica ou encruamento. Existem dois tipos de encruamento, que podem ser caracterizados em ciclos de carregamento de tração que superam o limite de escoamento e em seguida aplicando-se carregamento invertido até atingir novamente o escoamento em compressão. Quando o escoamento com carregamento invertido ocorre com uma tensão inferior ao limite de escoamento o material apresenta efeito Bauschinger; caso contrário, se o material apresenta um ganho de resistência no ciclo de carregamento invertido então o

---

<sup>1</sup> Em notação indicial, ou de Einstein, índices repetidos implicam em soma.

material apresenta um encruamento isotrópico. Qualquer outro comportamento de encruamento pode ser explicado como uma combinação destes dois tipos básicos, sendo então chamado de encruamento misto. O modelo não linear mais aceite para descrever o comportamento elasto-plástico de metais é o chamado modelo de encruamento exponencial dado na Equação (2.5).

$$\frac{\varepsilon}{\sigma_0 / E} = \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.5)$$

Uma variante deste modelo é o modelo de Ramberg-Osgood que é dado pela Equação (2.6).

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.6)$$

Sendo que  $n$  é o expoente de encruamento<sup>2</sup> ( $n = 1$  comportamento elástico,  $n = \infty$  material perfeitamente plástico),  $\alpha$  é o coeficiente de encruamento,  $E$  o módulo de elasticidade,  $\sigma_0$  é uma tensão referencial de escoamento e  $\varepsilon_0$  é a deformação de referência normalmente definida como  $\sigma_0/E$ .

Para regime elasto-plástico, o critério de escoamento mais aceite para materiais metálicos dúcteis é o critério de von Mises. Este critério é muito conveniente, pois tem derivadas contínuas em todos os seus pontos e é definida matematicamente pela Equação (2.7) (Chen, 1994).

$$f(I_{J2}) = I_{J2} - k_{esc}^2 = 0 \quad (2.7)$$

Sendo que  $I_{J2}$  é o segundo invariante do tensor anti-esférico da tensão<sup>3</sup> (“Deviatoric stress tensor”) e  $k_{esc}$  uma função típica do material, que é dependente do limite de escoamento e é constante para materiais perfeitamente plásticos. Na presença de ocorrência de encruamento o valor de  $k_{esc}$  é uma função que depende do histórico do carregamento; para o critério de von

---

<sup>2</sup> A norma ASTM E 646-00 define o expoente de encruamento como o inverso a  $n$  de Ramberg-Osgood

<sup>3</sup> Definição adotada de Langendonck (1976, p. 37).

Mises  $k_{esc}$  é definida pela Equação (2.8).

$$k_{esc} = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \quad (2.8)$$

Sendo que  $\sigma_e$  é o limite de escoamento do material. Uma generalização do critério de von Mises é representada pelo critério de Drucker-Prager, especialmente aplicável a materiais cujo escoamento depende também do componente hidrostático do tensor de tensões. Este critério é dado pela Equação (2.9).

$$f(I_1, I_{J2}) = s_a I_1 + \sqrt{I_{J2}} - k_{esc} = 0 \quad (2.9)$$

Sendo que  $I_1$  é o primeiro invariante do tensor das tensões e  $s_a$  é uma constante do material que leva em consideração o grau de influência do componente hidrostático no escoamento do material. Materiais como solos e concretos têm seu comportamento melhor representado por este critério.

## **2.3. Mecânica da Fratura**

### **2.3.1. Mecânica da Fratura Elástica Linear**

A presença de trincas e/ou defeitos em componentes estruturais não pode ser evitada, uma vez que já na matéria-prima são encontrados defeitos, como vazios e microtrincas. Além disso, os processos de fabricação também podem ser responsáveis pelo surgimento de mais trincas nos componentes, uma vez que a matéria prima é sujeita a grandes solicitações mecânicas e/ou gradientes térmicos para adquirir a forma do produto final. E finalmente, durante a vida útil do componente, pode haver surgimento e crescimento de trincas no componente durante seu funcionamento, devido à fadiga (carregamento cíclico) ou outros fenômenos (fratura assistida pelo meio, irradiação de nêutrons, etc.).

A utilização de fatores de segurança é uma primeira tentativa no sentido de evitar falhas provocadas pela presença de trincas. No entanto, uma necessidade dos projetos atuais é apresentar os menores custos possíveis para que o produto possa ser competitivo. Além disso, as indústrias de transportes, como as indústrias automotiva, aeroespacial e naval, têm a constante preocupação em minimizar o peso de seus componentes. As reduções no custo, ou no peso, implicam na redução de material utilizado no componente e requerem que os projetistas trabalhem com fatores de segurança reduzidos. Esta exigência implica na necessidade de conhecer melhor a influência das trincas sobre as estruturas ou componentes, ou seja, é necessário o uso de metodologias para determinação da tolerância dos componentes às trincas sem a ocorrência de falhas. Com o objetivo de se analisar tais problemas, vem sendo desenvolvida, há várias décadas, a Mecânica da Fratura, que é a disciplina de Engenharia responsável pela análise do comportamento de componentes com trincas, submetidos a solicitações mecânicas.

A forma e o tamanho de trincas presentes em um componente mecânico podem ser determinados com precisão por meio de ensaios não destrutivos, tais como, ultrassom e raios x. Então, torna-se interessante saber qual o tamanho máximo admissível da trinca no componente analisado para que o mesmo não apresente fratura incitável durante o seu funcionamento. Além disso, é importante determinar a taxa com que a trinca se propaga. Uma vez determinado esse tamanho crítico da trinca e também a sua taxa de propagação, podem ser programadas inspeções com técnicas não destrutivas, para verificar se o tamanho real da trinca não está próximo do tamanho crítico, o que significaria fim da vida útil do componente.

Assim, a Mecânica da Fratura, por meio de projetos mais confiáveis e programas de inspeção, possibilita uma utilização segura de componentes com trincas, sem a necessidade de fatores de segurança elevados e com a confiança de que não ocorrerá uma falha imprevista.

Considerando uma placa de tamanho e forma arbitrários que contém uma trinca de um tamanho qualquer, como ilustrado na Figura 2.1, solicitada arbitrariamente em seu plano, o campo de tensões ao redor da ponta da trinca pode sempre ser expresso por uma expansão da forma:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}(\theta) + \text{outros termos (i = 1, 2; j = 1, 2)} \quad (2.10)$$

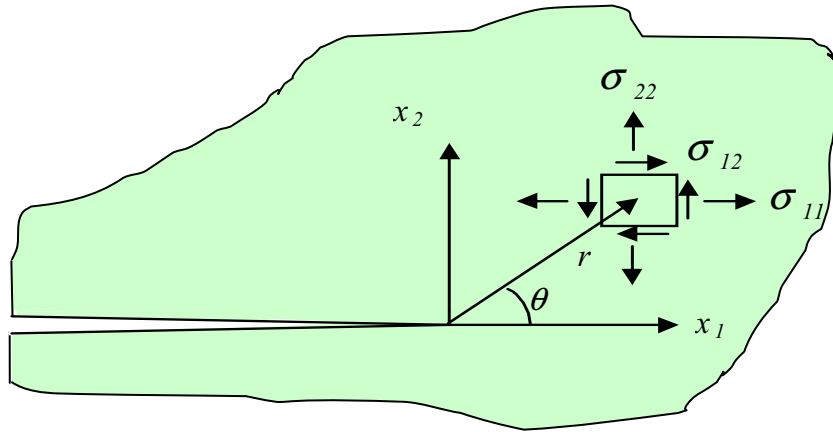


Figura 2.1. Sistema de coordenadas colocado na ponta da trinca para estudo da distribuição de tensões (2D).

Na Equação (2.10),  $\sigma_{ij}$  é o tensor de tensões em um ponto do material posicionado à distância  $r$  da ponta da trinca e a um ângulo  $\theta$  a partir do plano da trinca, e  $f_{ij}(\theta)$  são funções trigonométricas conhecidas. À medida que a distância  $r$  se aproxima de zero, o primeiro termo é muito grande e a contribuição dos outros termos da série pode ser desprezada. A constante  $K$  no primeiro termo da série é conhecida como fator de intensidade de tensão.

Uma consequência da Equação (2.10) é que a distribuição de tensões ao redor da ponta de uma trinca é similar para qualquer estrutura com o mesmo fator de intensidade de tensão e depende apenas dos parâmetros  $r$  e  $\theta$ . Assim, o fator de intensidade de tensão serve como um fator de escala para definir a magnitude das tensões ao redor da ponta de uma trinca. Esse fator é função do tamanho da trinca, do tipo de carregamento e da configuração geométrica da estrutura ou componente mecânico com trinca. Uma hipótese fundamental da Mecânica da Fratura Elástica Linear considera que o comportamento da trinca é determinado estritamente pelos fatores de intensidade de tensão.

O valor crítico de  $K$  é utilizado na engenharia para caracterizar a resistência à fratura de um

componente com trinca. Um critério de não falha por fratura baseado no fator de intensidade de tensão pode ser escrito como:

$$K < K_c \quad (2.11)$$

Sendo  $K_c$  um valor crítico chamado “tenacidade à fratura”, que é uma propriedade determinada por meio de ensaios especializados da Mecânica da Fratura, sendo esta propriedade do material associada à geometria (restrição plástica na ponta da trinca) e ao tipo de carregamento. Segundo este critério, quando o valor do fator de intensidade de tensão for menor do que  $K_c$ , a trinca se propaga estavelmente (por exemplo, no caso de carregamento cíclico – fadiga) ou pode não ocorrer a propagação da trinca. No caso de  $K$  ser maior ou igual a  $K_c$ , ocorre a propagação instável da trinca, isto é, o material falha por fratura com uma trinca que se propaga em alta velocidade. Vale a pena ressaltar que a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) deve ser utilizada para materiais que apresentam fratura frágil ou espessuras grossas que induzem um estado de tensões predominantemente de deformação plana. Alguns materiais que apresentam essa característica são ligas estruturais aeronáuticas e certos aços estruturais de alta resistência mecânica.

Os modos de fratura em uma estrutura trincada são caracterizados pelo deslocamento relativo das faces da trinca. Os três modos de solitação das trincas são apresentados na Figura 2.2. O modo 1 (ou I) é o modo de abertura, no qual as superfícies da trinca se afastam uma em relação à outra. O modo 2 (ou II) é o modo de escorregamento, no qual as superfícies escorregam uma sobre a outra no plano da placa. Já o modo 3 (ou III), chamado de modo de rasgamento, consiste na movimentação das faces da trinca, uma oposta à outra, para fora do plano da placa (ASTM E1823, 2002). Os modos 1 e 2 são muito mais comuns em problemas de engenharia que o modo 3.

O fator de intensidade de tensão definido na Equação (2.10), pode ser decomposto em componentes que são relacionados aos três modos de fratura. A notação para um fator de intensidade de tensão geralmente inclui um sub-índice que denota o modo de fratura associado. Como exemplo,  $K_I$  (ou  $K_I$ ) é o fator de intensidade de tensão associado ao modo 1 de fratura,

considerado o mais importante. Os outros fatores são  $K_2$  ( ou  $K_{II}$ ) e  $K_3$  ( ou  $K_{III}$ ).

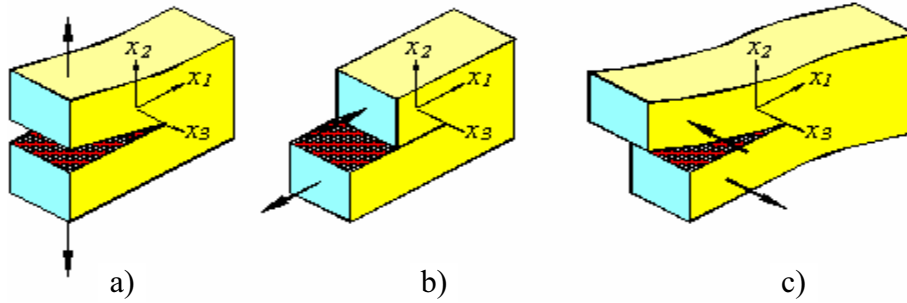


Figura 2.2. Modos de sollicitação de uma trinca.

a) Modo 1 - abertura b) Modo 2 - escorregamento c) Modo 3 - rasgamento

Fonte: Adaptado de ASTM E1823-96 (2002).

Como comentado no item anterior, para valores de  $r$  próximos de zero, apenas os primeiros termos da expansão em série da Equação (2.10) precisam ser considerados, assim, o comportamento da trinca pode ser descrito somente pelo fator de intensidade de tensão, e as tensões próximas à ponta da trinca podem ser escritas como (Irwin, 1947):

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3}{2}\theta \right) - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left( 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3}{2}\theta \right) \quad (2.12)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3}{2}\theta - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3}{2}\theta \right) \quad (2.13)$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3}{2}\theta \right) - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3}{2}\theta \quad (2.14)$$

E os deslocamentos associados  $u_i$  são dados por:

$$u_1 = \frac{K_I}{G} \cdot \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left( \frac{1}{2}[k-1] + \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{G} \cdot \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left( \frac{1}{2}[k+1] + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.15)$$

$$u_2 = \frac{K_I}{G} \cdot \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \left( \frac{1}{2}[k-1] - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{G} \cdot \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left( \frac{1}{2}[1-k] - \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.16)$$

Nestas equações,  $E$  é o módulo de elasticidade,  $k = 3-4\nu$  para estado plano de deformação e  $k = (3-\nu) / (1+\nu)$  para estado plano de tensão,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson e  $G$  é o módulo de elasticidade transversal (também conhecido como módulo de cisalhamento), dado pela Equação (2.17).

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.17)$$

Na descrição matemática dada para o campo de tensões pelas equações (2.12), (2.13) e (2.14), verifica-se que para  $r = 0$ , isto é, exatamente na ponta da trinca, as tensões apresentam uma singularidade, assumindo valores infinitos. Esse comportamento obviamente não ocorre na realidade, pois mesmo os materiais mais frágeis apresentam um pequeno arredondamento na ponta da trinca e uma pequena zona plástica (região com deformação plástica), limitando o valor das tensões. Mesmo com essa limitação, as equações do campo de tensões e de deslocamentos podem ser utilizadas para uma determinação precisa dos fatores de intensidade de tensão para materiais frágeis. O desenvolvimento matemático para obtenção dessas equações, a partir da teoria da elasticidade linear, pode ser encontrado em Anderson (1995).

### 2.3.2. Mecânica da Fratura Elasto-Plástica - MFEP

A Figura 2.3b mostra a deformação plástica na ponta da trinca num estado elasto-plástico; é muito comum também confundir os conceitos de deformação plástica generalizada com o estado de deformação plástica total na ponta da trinca (“fully plastic”), estes fatos se esclarecem na mesma Figura 2.3.



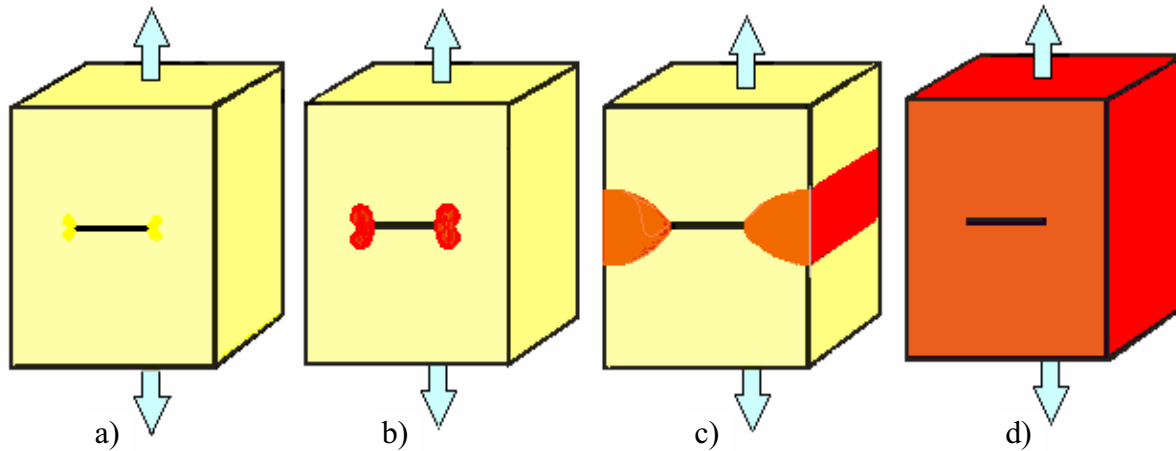


Figura 2.3. Tipos de campos de deformação em corpos com uma trinca (a região escura é a zona plástica).

a) Elástico (sem def. plástica) b) Elasto-plástico c) Plástico (total) d) Def. plástica generalizada

Um dos parâmetros mais aceitos para quantificar a tenacidade à fratura em condições elasto-plásticas é a *integral J* que foi proposta por Rice em 1968, e é dada por (Dieter, 1988, p. 364):

$$J = \int_{\Gamma} \left( w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.18)$$

Sendo que  $\Gamma$  representa um contorno arbitrário ao redor da ponta da trinca (ver Figura 2.4),  $w$  é a energia de deformação definido pela Equação (2.19),  $T_i$  as forças de superfície definidas pela Equação (2.20) e  $u_i$  os deslocamentos.

$$w = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} \cdot d\epsilon_{ij} \quad (2.19)$$

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (2.20)$$

A Equação (2.20) é conhecida como equação de Cauchy (Wilde, 2000, p. 11), sendo que  $n_j$

representa os co-senos diretores da normal externa ao contorno  $\Gamma$ .

Rice demonstrou que em condições elásticas  $J$  é equivalente à taxa de dissipação de energia potencial relacionada com o crescimento da trinca e que em um contorno arbitrário fechado  $J = 0$ , sendo o valor de  $J$  independente do caminho percorrido.

A *integral J* em regime elasto-plástico não é independente do caminho de integração; embora, se o caminho da integração de  $J$  inclui totalmente a zona plástica gerada na ponta da trinca, então o seu valor é independente do caminho. Em materiais que apresentam encruamento acentuado, a maior contribuição do valor de  $J$  é dado pela energia de deformação plástica compreendida na região da integração de  $J$ .

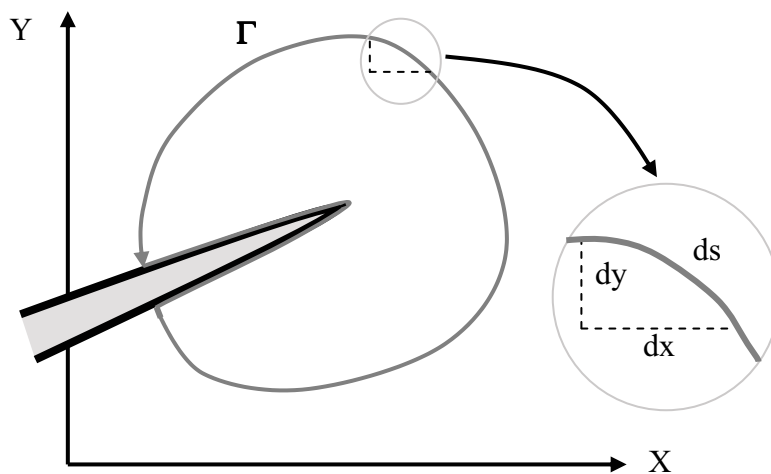


Figura 2.4. Contorno  $\Gamma$  ao redor da ponta da trinca

Os campos de deformações e tensões ao redor da trinca também podem ser expressos em termos de  $J$ . Um dos modelos mais aceitos é o chamado HRR, em homenagem a seus idealizadores Hutchinson, Rice e Rosengren; nota-se, nas Equações (2.21) a (2.23) que ao ocorrer deformação plástica, as propriedades plásticas do material devem ser consideradas. No caso do modelo HRR, os materiais são modelados segundo o modelo de Ramberg-Osgood (dado pela Equação (2.6)), nas Equações (2.21) e (2.23) estão definidos respectivamente, os deslocamentos, deformações e tensões do modelo HRR.

$$u_i(r, \theta) = \frac{\alpha \cdot \sigma_0 \cdot r}{E} \left( \frac{E \cdot J}{\alpha \cdot \sigma_0^2 \cdot I_n \cdot r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{u}_i(n, \theta) \quad (2.21)$$

$$\varepsilon_{ij}(r, \theta) = \frac{\alpha \cdot \sigma_0}{E} \left( \frac{E \cdot J}{\alpha \cdot \sigma_0^2 \cdot I_n \cdot r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (2.22)$$

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sigma_0 \left( \frac{E \cdot J}{\alpha \cdot \sigma_0^2 \cdot I_n \cdot r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (2.23)$$

O parâmetro  $I_n$  é uma constante de integração dependente do coeficiente de encruamento e seu valor pode ser determinado na da Figura 2.5 (Anderson, 1995).  $\tilde{u}$ ,  $\tilde{\varepsilon}$  e  $\tilde{\sigma}$  são constantes adimensionais dependentes do ângulo de posição, do coeficiente de encruamento, do estado de tensões e do modo de abertura da trinca.

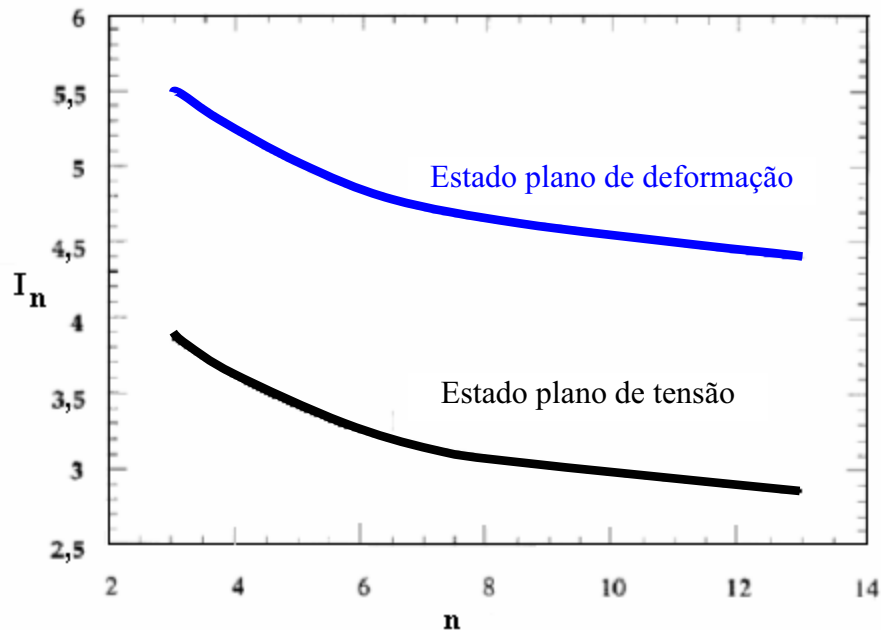


Figura 2.5. Constante de integração  $I_n$  em função do expoente de encruamento  $n$  (do modelo de Ramberg-Osgood, Eq. (2.6)), para os estados de deformação e tensão planos. (Anderson, 1995).

Na Figura 2.6 apresentam-se valores para  $\tilde{\sigma}$  reproduzidos de Anderson (1995). Os valores das constantes adimensionais não podem ser determinadas na forma de uma expressão fechada, sendo necessário para a sua determinação recorrer a técnicas numéricas, embora existam expressões que fornecem valores aproximados para o seu cálculo; a Equação (2.24) fornece valores para a constante  $\tilde{u}$  (Rao & Rahman, 2003).

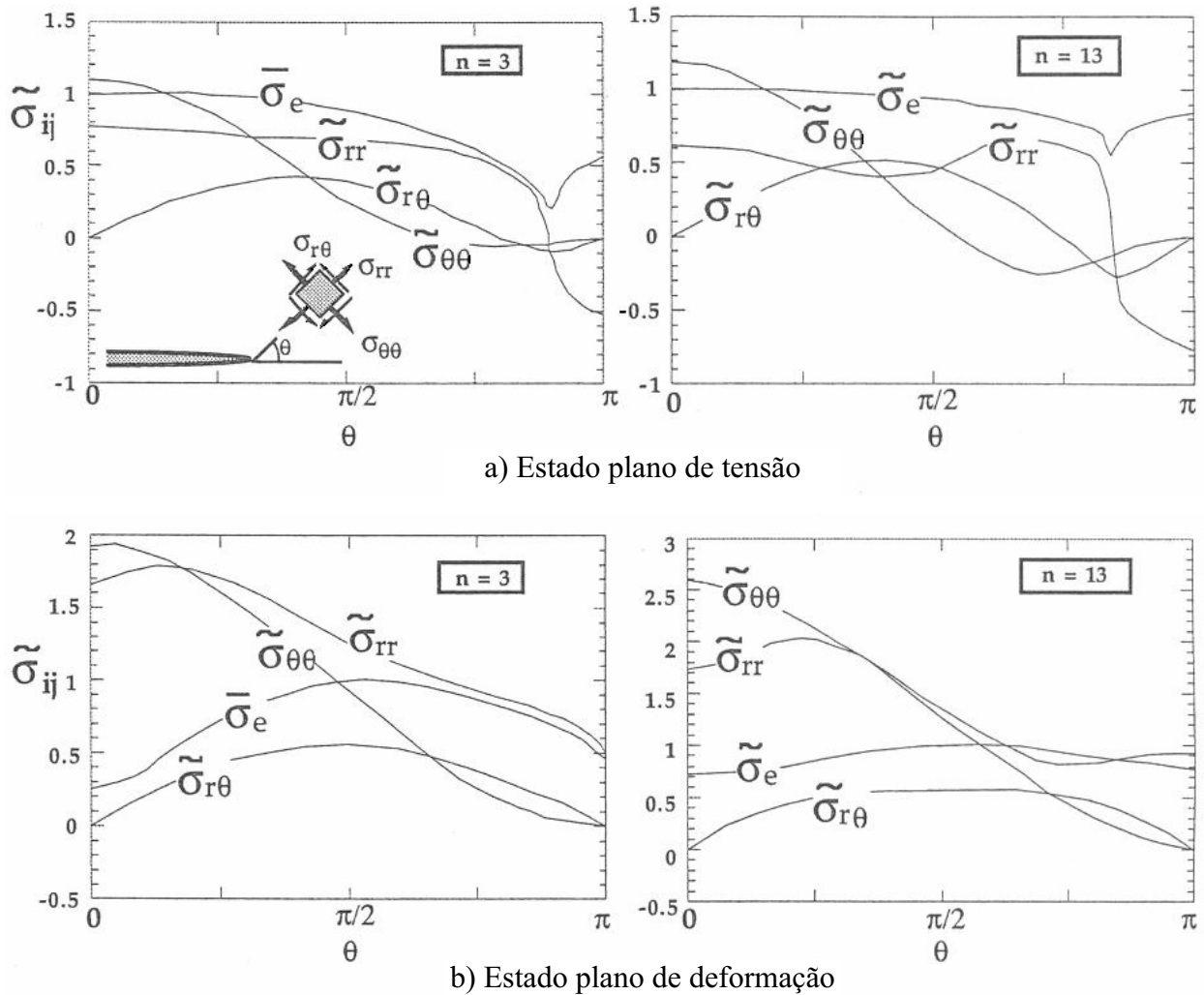


Figura 2.6. Constante adimensional  $\tilde{\sigma}$  para alguns valores do expoente de encruamento  $n$  (do modelo de Ramberg-Osgood, Eq. (2.6)), para os estados planos de tensão e deformação (Anderson, 1995).

$$\tilde{u}_i(\theta, n) \approx \tilde{a}_{0i}(n) + \tilde{a}_{1i}(n) \cos \frac{\theta}{2} + \tilde{a}_{2i}(n) \sin \frac{\theta}{2} + \tilde{a}_{3i}(n) \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \theta + \tilde{a}_{4i}(n) \cos \frac{\theta}{2} \cdot \sin \theta \quad (2.24)$$

Sendo que os coeficientes de ajuste  $\tilde{a}_{ij}$  são funções do expoente de encruamento  $n$  (do modelo de Ramberg-Osgood, Equação (2.6)).

Outro parâmetro de campo de tensões e deslocamentos muito aceito é o deslocamento de abertura da ponta da trinca - CTOD (“Crack-tip opening displacement”) representado pela letra grega  $\delta$ ; no caso de modelamento numérico este parâmetro pode ser obtido diretamente dos resultados da modelagem, mas no caso da determinação experimental não há possibilidades de medir diretamente este parâmetro sendo que sua determinação é realizada indiretamente por meio da medição do deslocamento de abertura da boca da trinca – CMOD (“Crack-mouth opening displacement”); as normas ASTM E 1290 e ASTM E 1820 tratam com detalhe desse assunto.

### 2.3.3. Normas para a obtenção experimental da tenacidade à fratura

A norma ASTM E 1820-01 (2001) proporciona métodos e procedimentos para obter os parâmetros  $K$ ,  $J$ , CTOD e curvas de resistência à propagação da trinca para o modo I de abertura da trinca (curvas J-R e CTOD-R). Os corpos-de-prova especificados nesta norma são C(T), SE(B) e o DC(T) (“Disk-shaped Compact”). Adicionalmente aos corpos-de-prova mencionados, a norma ASTM E 399-90 (1997) define os corpos-de-prova tipo “Arc-Shaped Tension” A(T) e “Arc-Shaped Bending” A(B), ambos somente aplicáveis para a determinação experimental da tenacidade à fratura em estado plano de deformação  $K_{Ic}$  de materiais metálicos.

Neste projeto de pesquisa usou-se o corpo-de-prova normalizado tipo SE(B). A forma e dimensões deste tipo de corpo-de-prova são mostrados na Figura 2.7. A metodologia proposta pela norma está baseada na medição do deslocamento na linha de carga LLD (load-line displacement) e as equações normalizadas para a obtenção do fator de intensidade de tensões  $K_I$  estão dadas pelas Equações (2.25) e (2.26).

$$K_I = \frac{P \cdot S}{(B \cdot B_N)^{1/2} \cdot W^{3/2}} \cdot F_I\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.25)$$

$$F_I\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\sqrt{\frac{a}{W}}}{2\left(1+2\frac{a}{W}\right)\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[ 1,99 - \frac{a}{W}\left(1-\frac{a}{W}\right) \left\{ 2,15 - 3,93\left(\frac{a}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a}{W}\right)^2 \right\} \right] \quad (2.26)$$

Sendo que  $P$  é a carga aplicada,  $B$  é a espessura do corpo-de-prova,  $B_N$  é a espessura equivalente para corpos-de-prova com rebaiços na seção,  $S$  é a distância ou espaçamento entre os apoios do corpo-de-prova (vão do ensaio), como ilustrado na Figura 2.7. A *integral J* é dada por:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2.27)$$

Sendo que  $J_{el}$  é o componente elástico da *integral J* dada pela Equação (2.28) para o estado plano de deformação e  $J_{pl}$  é o componente plástico da *integral J* dada pela Equação (2.29).

$$J_{el} = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{E} \quad (2.28)$$

$$J_{pl} = \eta_{pl} \cdot \frac{A_{pl}}{b_0 \cdot B_N} \quad (2.29)$$

Sendo que:  $b_0$  é o ligamento (“ligament”) inicial,  $A_{pl}$  a área sob a curva experimental carga-deslocamento do ensaio de tenacidade à fratura e  $\eta_{pl}$  é o fator eta plástico. Para corpos-de-prova SE(B) e medições efetuadas do deslocamento na linha de carga LLD, a norma ASTM E 1820 especifica o valor  $\eta_{pl} = 2$ . No caso de que as medições no ensaio de tenacidade à fratura sejam realizadas na abertura da boca da trinca CMOD, o valor determinado por Kim et al. (2003) para  $\eta_{pl}$  é de 2,7.

O deslocamento da ponta da trinca  $\delta$  é dado por:

$$\delta = \frac{K_I^2 \cdot (1-\nu^2)}{2\sigma_{YS} \cdot E} + \frac{r_p \cdot (W \cdot a) \cdot V_{pl}}{r_p \cdot (W \cdot a) + a + z} \quad (2.30)$$

Sendo que  $r_p$  é o fator rotacional ( $r_p = 0,44$  para SE(B)),  $\sigma_{YS}$  é o limite de escoamento (ASTM E8M, 2002, “offset” de 0,2%),  $z$  é a distância da face do corpo-de-prova ao extremo do apoio do extensômetro de medição de CMOD e  $V_{pl}$  é o componente plástico do deslocamento medida por CMOD ou LLD. A norma ASTM recomenda para  $B$  o valor da metade de  $W$ .

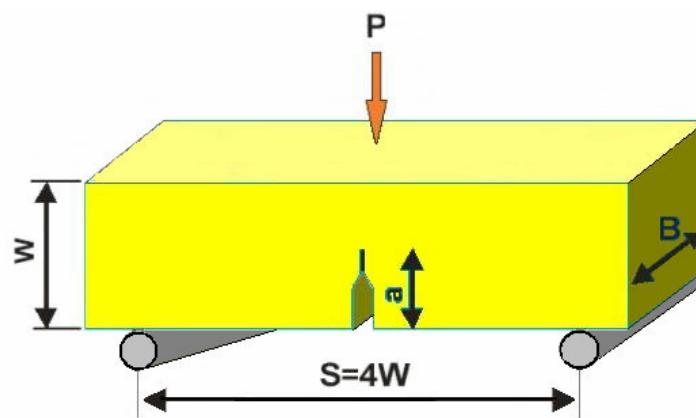


Figura 2.7. Corpo-de-prova para o ensaio de flexão em três pontos - SE(B)

Outras normas bastante difundidas são as normas técnicas Britânicas, a norma BS 7448: Parte 1: 1991 - "Fracture Mechanics Toughness Tests. Method for determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and critical  $J$  values of metallic materials", essa norma trata da determinação de  $K_{Ic}$ , do deslocamento de abertura da trinca crítico e do valor crítico da *integral J*, para materiais metálicos. A Norma BS 7448: Parte 4: 1997 - "Fracture mechanics tests: Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension metallic materials", essa parte da norma trata da determinação das curvas de resistência à propagação estável da trinca, curvas R, de materiais metálicos.

A Sociedade de Integridade Estrutural da Comunidade Européia ("European Structural Integrity Society" – ESIS), tem publicado procedimentos para a determinação da tenacidade à fratura e das curvas R; estes procedimentos são cada vez mais citados nos artigos técnicos recentes. O procedimento ESIS P2-92: "ESIS Procedure for Determining the Fracture Behaviour

of Materials”, unifica as recomendações das normas BSI e ISO na determinação experimental da tenacidade à fratura elástica em estado de deformação plana  $K_{Ic}$  e curvas R.

As normas da Organização Internacional para Normalização (“International Organization for Standardization - ISO”) estão projetadas para unificar os procedimentos experimentais internacionalmente, embora atualmente ainda são muito pouco difundidas. A norma ISO 12135:2002 “Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness”, é a norma que trata da determinação da tenacidade à fratura de materiais metálicos.

As curvas de resistência à propagação da trinca J-R e CTOD-R podem ser determinadas por duas técnicas; a primeira baseada num único corpo-de-prova que é submetido a ciclos de carga e descarga de tal forma que com o crescimento estável da trinca se obtém mudanças na flexibilidade do corpo-de-prova (“compliance” -  $C$ ); pode-se observar uma curva típica deste ensaio na Figura 2.8; a flexibilidade –  $C$  é definida na Equação (2.31).

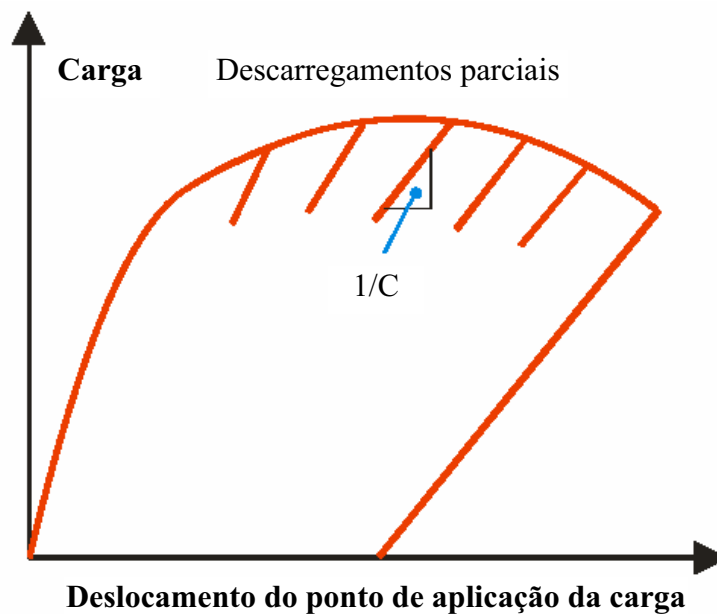


Figura 2.8. Curva típica de carga-deslocamento usando um único corpo-de-prova - Método das descargas parciais periódicas (“Compliance”).

Fonte: Adaptado da Norma ASTM E 1221-96 (2002).

A outra técnica usa vários corpos-de-prova que são ensaiados até uma carga ou



deslocamento máximo; posteriormente ao ensaio, estes corpos-de-prova são, no caso de aços, resfriados em nitrogênio líquido procedendo-se a sua fratura por impacto, e, no caso de ligas de alumínio, por fadiga. Mede-se o comprimento inicial da trinca e a sua extensão estável por microscopia.

$$C_i = \left( \frac{\Delta V}{\Delta P} \right)_i \quad (2.31)$$

Finalmente, obtém-se  $J$  em função de  $\Delta a$ , ou CTOD em função de  $\Delta a$ . Na Figura 2.9 pode-se apreciar uma curva típica que mostra os limites de validade da mesma e como retirar o valor de  $J_Q$  (segundo Normas ASTM).

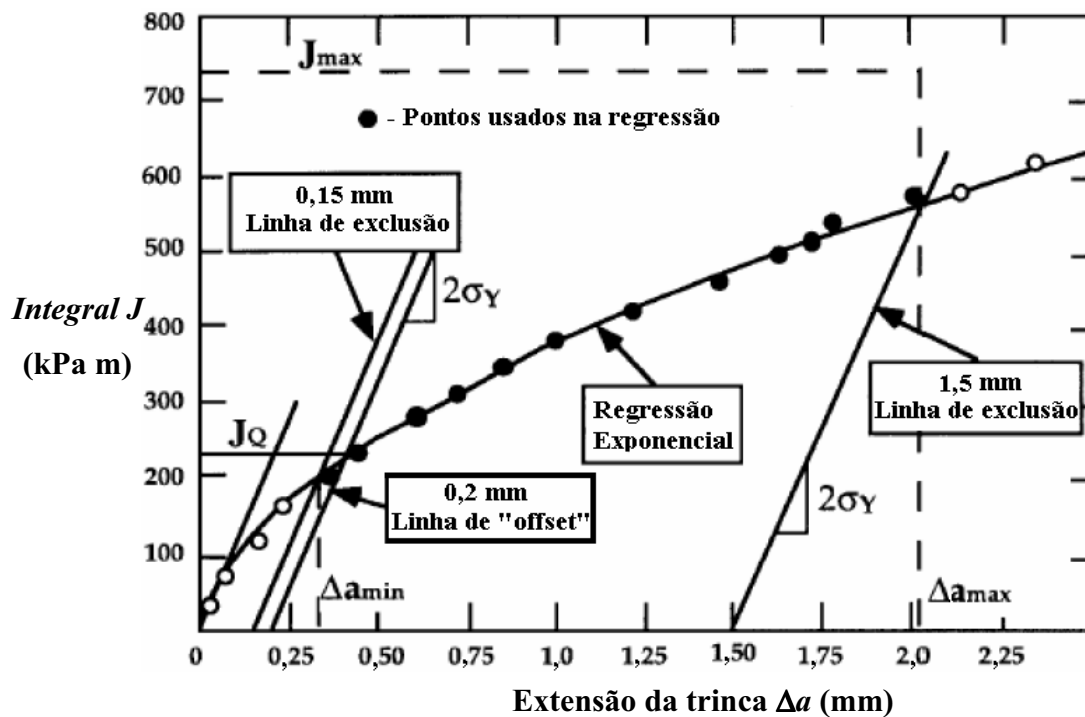


Figura 2.9. Definição da curva J-R segundo a norma ASTM E 1820 (2001).

## 2.4. Aços API 5L

O desenvolvimento de tubos de alta resistência tem como base os aços microligados, conhecidos também como aços de alta resistência e baixa liga (ARBL), estes aços têm teores em peso de carbono entre 0,05 a 0,25% e teor de manganês até 2,0% e pequenas quantidades de cromo, níquel, molibdênio, cobre, nitrogênio, vanádio, nióbio, titânio e zircônio são usadas em várias combinações, raramente excedendo de 0,1% o teor de cada elemento individualmente e sem ultrapassar um total de 8% em peso da composição. Os aços ARBL foram inicialmente desenvolvidos para atender as necessidades da indústria de gás e petróleo; o bom desempenho industrial tem estendido seu uso para outras aplicações industriais (Meester, 1997). As principais características dos aços ARBL são sua alta resistência mecânica, sem perder tenacidade, boa tenacidade à fratura em baixas temperaturas, boa conformabilidade e boa soldabilidade em função do seu baixo carbono equivalente<sup>4</sup> – CE. Vários autores analisam a soldabilidade dos aços API usando o diagrama de Graville entre eles Gray & Pontremoli (1987); esse diagrama foi desenvolvido por Graville, B. A. em 1978 e é ilustrado na Figura 2.10. O CE para aços definidos pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) é dado pela Equação (2.32).

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (2.32)$$

Para aços ARLB de baixo teor de carbono, trabalhos recentes como em Billingham (2003), recomendam o uso do cálculo do carbono equivalente por meio do índice Pcm desenvolvido pelos pesquisadores japoneses Ito & Bessyo em 1968, dado pela Equação (2.33).

$$Pcm = C + \frac{V}{10} + \frac{Mo}{15} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Si}{30} + \frac{Ni}{60} + 5B \quad (2.33)$$

O Instituto Americano de Petróleo – API (“American Petroleum Institute”) tem normalizado os aços para a fabricação de dutos, através da norma API 5L – Especificação para dutos. A utilização de dutos fabricados a partir de aços com melhores propriedades mecânico-

---

<sup>4</sup> Nomenclatura adotada da norma API 5L.

metalúrgicas tem contribuído para a redução de custos na construção de malhas dutoviárias, tornando-se possível selecionar tubos com menores espessuras de parede mesmo com altas pressões de trabalho, o que resulta na diminuição do peso dos tubos e da quantidade da solda necessária para cada junta.

Até a década do 70, os aços ARBL eram produzidos pelo processo de laminação a quente seguido de processo de tratamento térmico de normalização; este processo ainda é utilizado na fabricação dos aços API até o grau X60. Nos anos 70, desenvolveu-se o processo de conformação termomecânica de laminação controlada (Thermomechanical Controlled Process –TMCP) que substituiu o tradicional processo de tratamento térmico, baixando custos de fabricação e melhorando propriedades mecânicas pelo refino do tamanho de grão atingido, permitindo a evolução dos aços até o grau X70 (Lima, 2002), com teores de carbono muito baixos e adição de elementos de liga como o nióbio e o vanádio, posteriormente o titânio e nióbio; este avanço permitiu que o aço do tipo API 5L X70 fosse um dos aços mais usados para a construção de dutos durante o final do século XX. Na Figura 2.11 é ilustrado o processo de laminação controlada. Nos anos 80, esta tecnologia foi aperfeiçoada, com a introdução do processo de resfriamento controlado (acelerado) em conjunto com a laminação controlada, possibilitando a produção do aço X80, com teores de carbono ainda mais reduzidos; o processo de resfriamento acelerado é realizado com taxas de 15 – 20 °C/s, o resfriamento é interrompido em torno de 550 °C, a partir desta temperatura o resfriamento é feito ao ar. O grau do aço, segundo a norma API 5L (2000), especifica o limite mínimo de escoamento do material em milhares de libras por polegada quadrada – ksi; por exemplo, o grau X65 tem um limite mínimo de escoamento de 455 MPa (65 ksi) e o grau X70 de 490 MPa (70 ksi). Atualmente no Brasil se fabricam tubos até o grau API 5L-X80 com limite de escoamento mínimo de 551 MPa (80 ksi).

Nos últimos anos, tem sido testada com sucesso a inserção de elementos de liga como o molibdênio, o cobre e o níquel, além de processos modificados de resfriamento controlado, possibilitando o desenvolvimento do aço de grau X100 e X120. A cronologia de desenvolvimento dos aços API 5L é ilustrada no gráfico da Figura 2.12, onde pode ser verificado o aumento da resistência mecânica destes materiais, passando do grau X52 na década de 1960 até o X120.

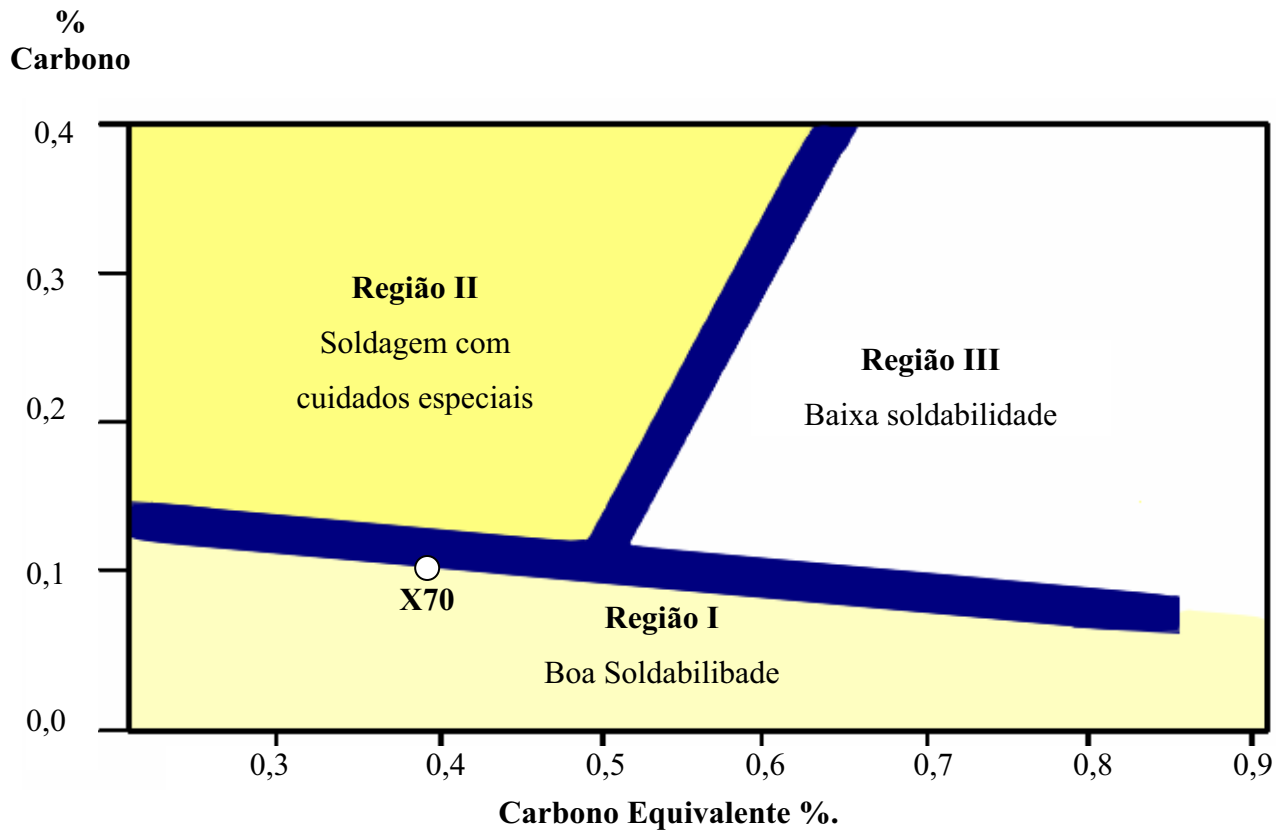


Figura 2.10. Diagrama de Graville, soldabilidade dos aços ARBL em função do teor de Carbono e do Carbono Equivalente.

Fonte: Adaptado de Dhua, Mukerjee & Sarma (2002).

Ainda existem poucos oleodutos comerciais em funcionamento no mundo construídos com aços X100, e nenhum com o aço X120, este último ainda está em fase de desenvolvimento, especialmente os procedimentos de projeto e avaliação da integridade estrutural.

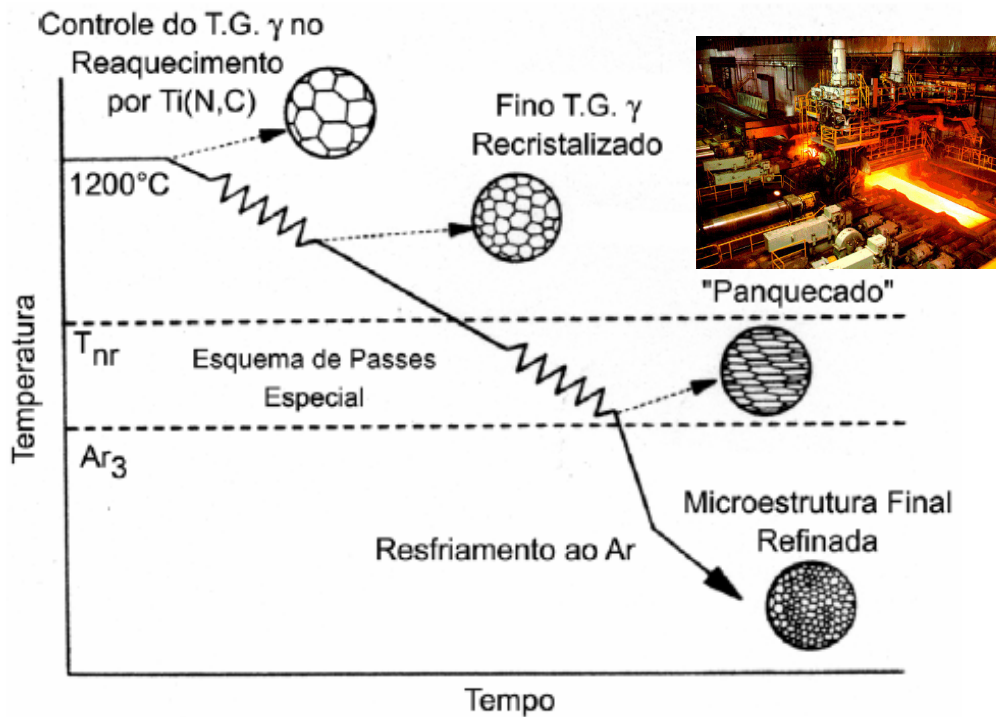


Figura 2.11. Processo de laminação controlada.

Fonte: Gorni (2001) p. 25.

Existem dois tipos básicos de tubos: Tubos sem costura e tubos com costura, os tubos denominados sem costura são fabricados por processos de conformação plástica (sem solda) normalmente de pequenas dimensões.

Os tubos com costura são fabricados pela conformação plástica de chapas até formar a seção circular, e posteriormente soldadas longitudinalmente ou em forma espiral; os processos de soldagem mais usados são ERW (Soldagem por Resistência Elétrica), EIW (Soldagem por Indução Elétrica), LBW (Soldagem por Feixe de Laser), GMAW (Soldagem a Arco com Arame Sólido) e SAW (Soldagem com Arco Submerso). Na Figura 2.13 está ilustrada uma linha de fabricação típica. Para a análise de soldabilidade, a norma API 5L recomenda a aplicação da Equação (2.33) para aços API com teor de carbono inferior ou igual a 0,12% e a Equação (2.32) em caso contrário; o CE máximo permitido pela norma em termos do índice  $P_{cm}$  é de 0,25% e em termos da fórmula do IIW é de 0,43%, para tubos com espessuras até 20,3 mm.

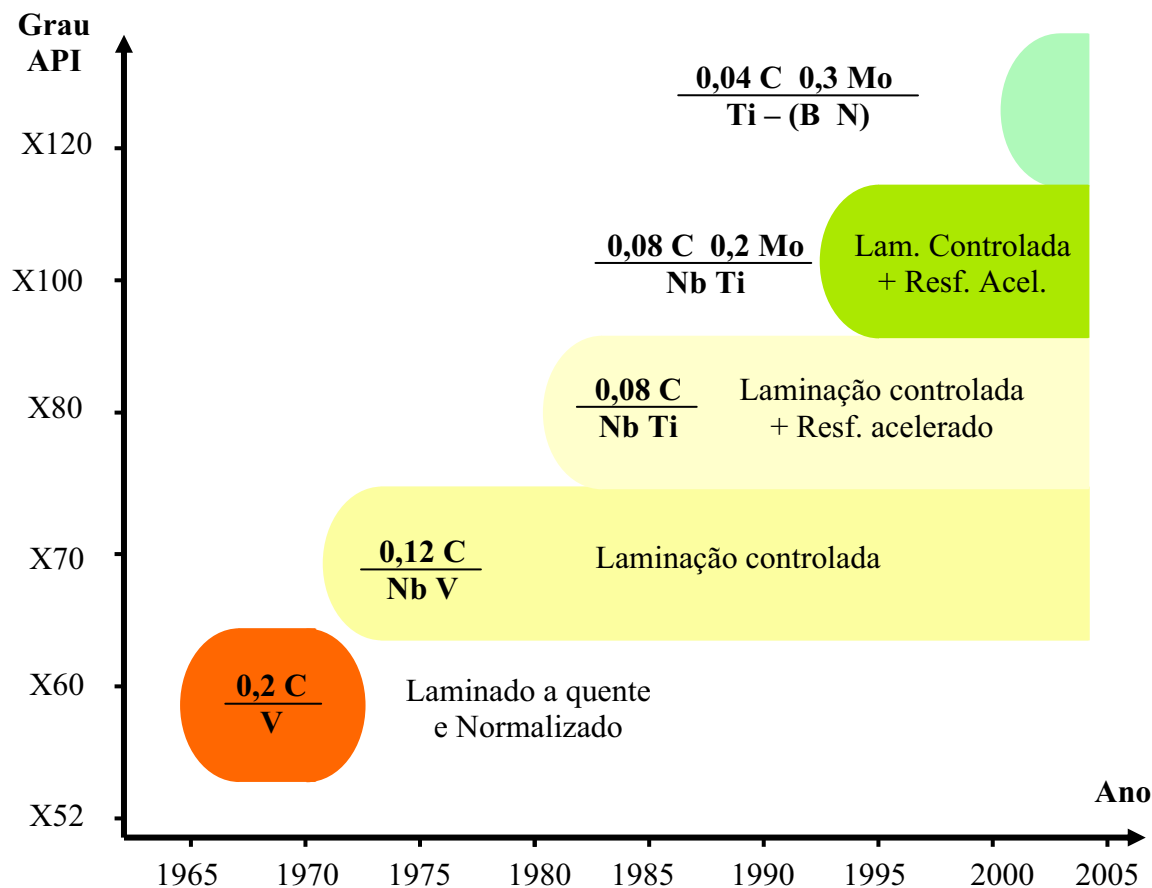


Figura 2.12. Esquemática da evolução dos aços API 5L.

Fonte: Adaptado de Hillenbrand & Kalwa (2002) e Asahi et al. (2004).

Os aços comumente fabricados no Brasil para dutos podem ser divididos em quatro grupos de resistências, como pode ser verificado na Tabela 2.1. As características deste grupo de aços são boa conformabilidade, tenacidade e soldabilidade, e com especificações adicionais pode se obter tubos com alta resistência a trincas induzidas por hidrogênio (HIC), estes aços para tubos são indicados para aplicações em oleodutos, gasodutos e polidutos para o transporte de óleo, gás e derivados.

Uma das vantagens da utilização dos aços ARBL é que eles podem suportar elevadas cargas com espessuras mais finas, fornecendo economia em peso e propiciando uma redução do custo de projeto; além disso, custos mais baixos podem ser atingidos com o uso de aços microligados em substituição de aços liga com elevados teores de elementos de liga caros como níquel, cromo e molibdênio. A redução de custo mais significativa no processo de fabricação de

tubos com aços microligados é a eliminação dos custos de tratamentos térmicos.

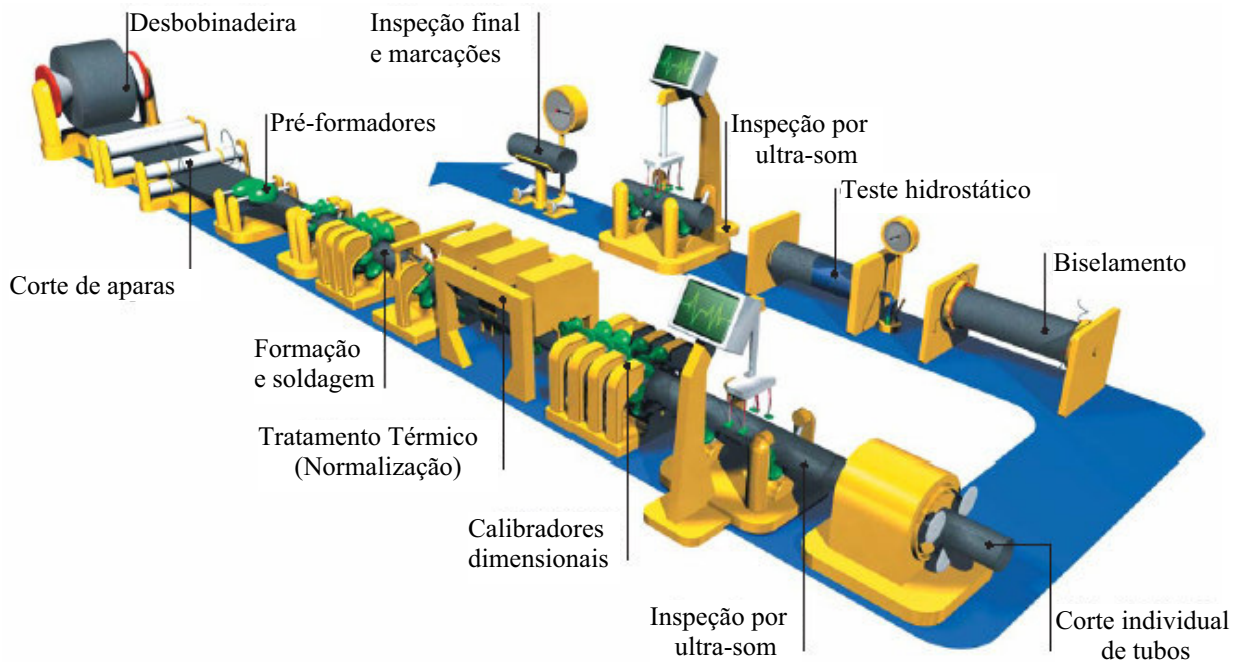


Figura 2.13. Linha de fabricação típica de tubos a partir de bobinas de aço.

Fonte: TenarisConfab, 2004.

Tabela 2.1. Aços API 5L fabricados no Brasil e suas aplicações.

Fonte: <http://www.fasal.com.br>. Acesso em 22/05/2005.

Classe do limite de escoamento	Graus Típicos	Uso
Min. 217 MPa	API-5L- A / B / X42 / X46 / X52 / X56	Dutos de baixa pressão e onde a economia em peso não é importante.
Min. 453 MPa	API-5L-X60 / X65	Dutos submetidos a média e alta pressão e onde a preocupação com economia em peso é considerada.
Min. 522 MPa	API-5L-X70	Dutos submetidos a alta pressão onde a economia em peso é importante.
Min. 551 MPa	API-5L-X80	Dutos submetidos a alta pressão onde a economia em peso é muito importante para o projeto.

Em relação à composição química, os elementos de microliga são adicionados ao aço com duas finalidades: produzir refinamento do tamanho de grão e fortalecimento da solução sólida por precipitação. Os dois fenômenos são resultado da precipitação de carbonetos (NbC, VC, TiC), nitretos (NbN, VN, TiN) ou carbonitretos complexos de Nb(C,N), V(C,N) e Ti(C,N). A Figura 2.14 descreve os diversos mecanismo de endurecimento usados para atingir limite de escoamento de até 700 MPa. A Figura 2.15 ilustra a microestrutura e tamanho de grão típicos dos aços API 5L.

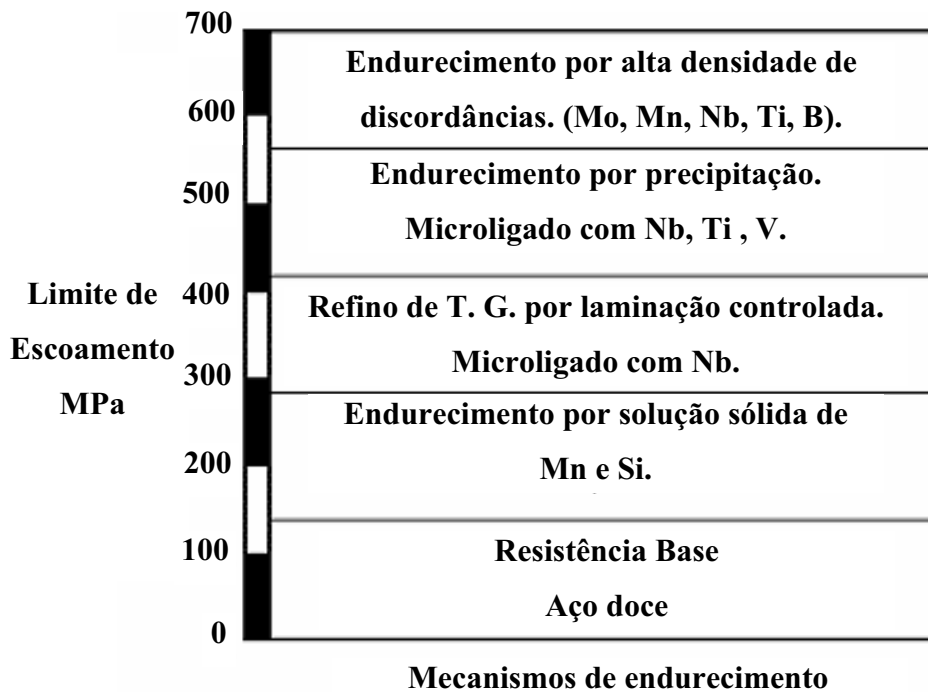


Figura 2.14. Contribuição dos mecanismos de endurecimento no processo termomecânico para se atingir limite de escoamento de 700 MPa (API 5L X100).

Fonte: Traduzido de [www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/info/f\\_info.htm/thermfla](http://www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/info/f_info.htm/thermfla). Acesso em 05/10/2005.

A composição química dos aços para dutos com especificação API é muito variada; os teores máximos para os elementos de liga C, Mn, P, S, V, Ti e Nb descritos na especificação API 5L permitem aos fabricantes uma grande flexibilidade de composição química; a quantidade de Mn requerido em tubos para dutos incrementa-se com o incremento de grau (ou resistência). Por exemplo, o teor máximo de Mn num tubo de grau A é de 0,90% e o teor máximo num tubo de



grau X70 é 1,60%, de acordo com a especificação API 5L. O titânio é o elemento de microliga mais indicado para o controle do tamanho de grão durante o reaquecimento. O nióbio é usado para o controle do tamanho de grão austenítico durante a laminação a quente retardando a recristalização. Os aços microligados ao vanádio podem manter uma grande quantidade de vanádio em solução na austenita e na decomposição da austenita, podendo ser usado para o endurecimento por precipitação, em temperaturas baixas, embora prejudique a soldabilidade pelo incremento do CE.

Existem dois processos de laminação a quente que são utilizados para a obtenção dos aços ARBL, na procura do refinamento do tamanho de grão: laminação convencional controlada (Conventional controlled rolling-CCR) e laminação por recristalização controlada (Recrystallization-controlled rolling-RCR).

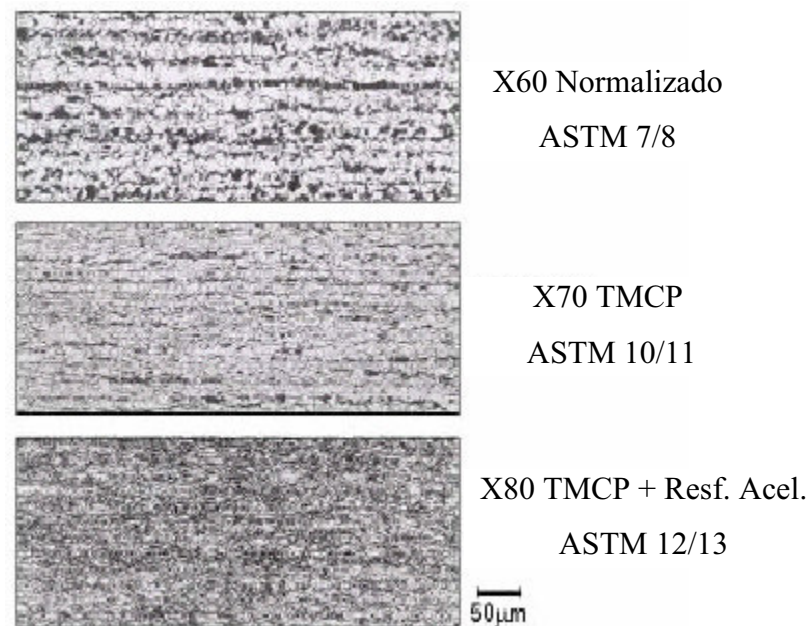


Figura 2.15. Microestrutura e tamanho de grão típicos dos aços API 5L

Fonte: Hillenbrand & Kalwa, 2002.

O processo CCR com temperatura de reaquecimento acima de 1200° C envolve uma primeira laminação entre 1200° C e 1100° C e uma segunda laminação a temperatura mais baixa entre 900° C a 700° C; como a temperatura de laminação decresce, a recristalização da austenita

é retardada ou suprimida pela força induzida pela precipitação nesta segunda etapa de laminação. Os aços projetados para o processo CCR contêm quantidades importantes de nióbio porque este elemento de liga é mais efetivo na inibição da recristalização da fase austenítica (ver Figura 2.11). O processo RCR é o mais apropriado para chapas grossas e representa um método de produzir ferrita com tamanho de grão muito fino com temperaturas de reaquecimento acima de 1100° C e de laminação entre 1100° C e 900° C; este processo envolve controle do crescimento de grão da austenita durante o reaquecimento, repetida deformação acima da temperatura de recristalização e inibição do crescimento do grão da austenita durante e depois da laminação. Depois do último passe de laminação, os grãos finos de austenita recristalizada transformam-se em grãos muito finos de ferrita (na ordem de 8 a 10 µm).

Resfriamento acelerado depois da laminação é muitas vezes usado nos processos de laminação controlada para evitar ou minimizar a formação de perlita, possibilitando a formação de bainita (acicular); os constituintes bainíticos intrinsecamente são de tamanho de grano muito fino e com alta densidade de discordâncias. No diagrama tempo - transformação - temperatura da Figura 2.16 é ilustrado este fato.

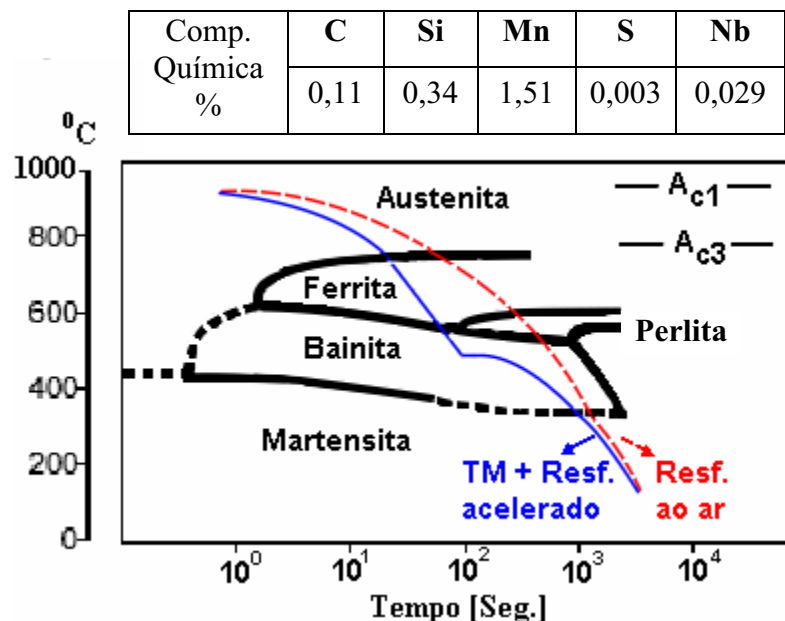


Figura 2.16. Diagrama TTT – Típico aço X80 (Hillenbrand, Gräf & Kalwa, 2001).

## Capítulo 3

### Métodos Numéricos Aplicados à Mecânica da Fratura

#### 3.1. Introdução

Na análise de problemas da Mecânica da Fratura, soluções analíticas em geral somente podem ser aplicadas a casos muito restritos e simples<sup>5</sup>; assim, os modelos numéricos computacionais têm-se convertido em ferramentas indispensáveis para as análises. Atualmente são dois os métodos numéricos computacionais mais usados na Mecânica da Fratura: O Método dos Elementos Finitos e o Método dos Elementos de Contorno.

#### 3.2. Método dos Elementos de Contorno

O Método dos Elementos de Contorno vem sendo desenvolvido há várias décadas e apresentando-se como uma importante ferramenta de análise computacional em várias disciplinas de engenharia. O objetivo do Método dos Elementos de Contorno é a solução de uma equação integral de contorno, a seguir se apresenta a formulação básica do Método dos Elementos de Contorno para problemas de elasticidade linear estática em meios isotrópicos, tendo como referência Kane (1993), Brebbia & Domínguez (1989) e Crouch & Starfield (1983).

---

<sup>5</sup> Por exemplo, Westergaard (1939) desenvolveu uma solução analítica fechada para uma chapa com dimensões infinitas com trinca central submetida a esforços de tração, aplicando funções complexas na teoria da elasticidade plana.

A formulação de equações integrais de contorno para elasticidade linear a ser apresentada requer o conhecimento de soluções para problemas especiais de elasticidade. Nesses problemas as propriedades do material consideradas são as mesmas do componente que se quer analisar, mas correspondente a um domínio infinito carregado com uma carga pontual unitária. Essa solução é chamada de solução fundamental da elastostática, ou solução de Kelvin, e consiste em soluções para deslocamento e para forças de superfície. As soluções fundamentais para deslocamentos e forças de superfície são apresentadas nas Equações (3.1) e (3.2).

$$u_{ij}^* = \frac{1}{8\pi G(1-\nu)} \left[ (3-4\nu) \ln \frac{1}{r} \delta_{ij} + r_{,i} r_{,j} \right] \quad (3.1)$$

$$t_{ij}^* = -\frac{1}{4\pi r(1-\nu)} \left\{ \frac{\partial r}{\partial n} \left[ (1-2\nu) \delta_{ij} + 2r_{,i} r_{,k} \right] + (1-2\nu) (n_i r_{,j} - n_j r_{,i}) \right\} \quad (3.2)$$

Sendo que  $n_i$  é o vetor normal unitário externo ao contorno  $\Gamma$ ,  $r$  a distância do ponto fonte ao ponto campo e  $r_{,i}$  a derivada com respeito à direção do índice  $i$ . A dedução destas soluções pode ser encontrada em Brebbia e Domínguez (1989).

### 3.2.1. O teorema de Betti e a identidade de Somigliana

A identidade de Somigliana é uma forma de representar as equações integrais de contorno obtidas a partir do teorema de Betti para problemas de elasticidade (Cruse, 1988). O teorema de Betti diz que para um sistema (corpo) que tem dois estados diferentes em equilíbrio  $(u_i, t_i, p_i)$  e  $(u_i^*, t_i^*, p_i^*)$ , o símbolo \* denota o segundo estado do sistema, o trabalho realizado pelas forças de superfície  $t_i$  e forças de volume sobre os deslocamentos do segundo estado  $u_i^*$  é igual ao trabalho que as forças de superfície  $t_i^*$  e forças de volume deste segundo sistema exercem sobre os deslocamentos  $u_i$  do primeiro. Uma abordagem detalhada do teorema de Betti pode ser encontrada em Katsikadelis (2002).

A representação matemática do teorema de Betti, ou teorema da reciprocidade, é dado por:

$$\int_{\Gamma} t_i^{(1)} u_i^{(2)} d\Gamma + \int_{\Omega} p_i^{(1)} u_i^{(2)} d\Omega = \int_{\Gamma} t_i^{(2)} u_i^{(1)} d\Gamma + \int_{\Omega} p_i^{(2)} u_i^{(1)} d\Omega \quad (3.3)$$

Sendo que  $p_i$  são as forças de volume. A identidade de Somigliana, como já foi comentado, é um método de formulação de equações integrais de contorno obtido a partir do teorema de Betti para problemas de elasticidade dada por:

$$\int_{\Gamma} t_i \cdot u_{ik}^* \cdot d\Gamma + \int_{\Omega} p_i \cdot u_{ik}^* \cdot d\Omega = \int_{\Gamma} t_{ik}^* \cdot u_i \cdot d\Gamma + \int_{\Omega} \delta_{ik} \cdot (\mathbf{x} - \mathbf{d}) \cdot u_i \cdot d\Omega \quad (3.4)$$

Sendo que  $\mathbf{x}$  é um vetor genérico da origem ao ponto campo e  $\mathbf{d}$  o vetor genérico da origem ao ponto fonte. O primeiro sistema é tomado como aquele a ser resolvido e o segundo é aquele associado à solução fundamental, isto é, um meio infinito sujeito a uma carga pontual unitária. A aplicação da equação de Navier e das soluções fundamentais possibilita o desaparecimento da integral de domínio, resultando na equação (3.5) (Salgado, 1998).

$$\int_{\Gamma} t_i \cdot u_{ik}^* \cdot d\Gamma + \int_{\Omega} p_i \cdot d\Omega = \int_{\Gamma} t_{ik}^* \cdot u_i \cdot d\Gamma + c_{ij} \cdot u_i(\mathbf{d}) \quad (3.5)$$

Sendo que  $c_{ij}$  são as constantes típicas do método sendo seu valor um para pontos internos ao domínio, zero para pontos externos,  $1/2$  para pontos sobre um contorno suave e uma função de ângulos para contornos que não são suaves. A equação (3.5) apenas apresenta solução analítica para problemas com geometrias e cargas muito simples. Para resolver problemas mais complexos, como as estruturas reais, é necessário utilizar um método numérico. Com esse propósito, o contorno do problema é dividido em  $n_e$  Elementos de Contorno e a equação (3.5) é escrita de forma discretizada desconsiderando as forças de volume, como:

$$c_{ij} \cdot u_i(\mathbf{d}) + \sum_{j=1}^{n_e} \int_{\Gamma} t_{ik}^* \cdot u_i \cdot d\Gamma_e = \sum_{j=1}^{n_e} \int_{\Gamma} t_i \cdot u_{ik}^* \cdot d\Gamma_e \quad (3.6)$$

A equação (3.6) é aplicada em cada um dos nós do elemento de tal forma que a equação integral de contorno é transformada em um sistema linear de equações algébricas:

$$\mathbf{Hu} = \mathbf{Gt} \quad (3.7)$$

Sendo que as matrizes  $\mathbf{H}$  e  $\mathbf{G}$  contém as integrais das soluções fundamentais de forças de superfície  $t_{ij}$  e de deslocamentos  $u_{ij}$  respectivamente e os vetores  $\mathbf{t}$  e  $\mathbf{u}$  contém todas as forças de superfícies e deslocamentos conhecidos ou não. Através de manipulações algébricas se isolam as incógnitas em um vetor  $\mathbf{s}$  de forma que o sistema (3.7) é representado por:

$$\mathbf{Ax} = \mathbf{s} \quad (3.8)$$

O sistema linear representado pela Equação (3.8) tem solução única para problemas bem colocados (sistema coerente enquanto a condições de contorno conhecidas e incógnitas procuradas).

O tipo de elemento de contorno utilizado neste trabalho é o elemento quadrático contínuo, que é o elemento mais indicado para problemas de elasticidade. Os vetores de forças de superfície e deslocamentos nodais,  $\mathbf{t}$  e  $\mathbf{u}$ , respectivamente, para um elemento quadrático contínuo são dados pelas Equações (3.9) e (3.10).

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \phi_1 & 0 & \phi_2 & 0 & \phi_3 & 0 \\ 0 & \phi_1 & 0 & \phi_2 & 0 & \phi_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1^1 \\ u_2^1 \\ u_1^2 \\ u_2^2 \\ u_1^3 \\ u_2^3 \end{Bmatrix} \quad (3.9)$$

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} \phi_1 & 0 & \phi_2 & 0 & \phi_3 & 0 \\ 0 & \phi_1 & 0 & \phi_2 & 0 & \phi_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} t_1^1 \\ t_2^1 \\ t_1^2 \\ t_2^2 \\ t_1^3 \\ t_2^3 \end{Bmatrix} \quad (3.10)$$

Sendo que  $\phi_i$  representa as funções de forma. O elemento de contorno quadrático contínuo, mostrado na Figura 3.1, tem os valores nodais associados a ele simbolizados genericamente por  $v$ . Esses valores incluem as coordenadas geométricas  $x_i$ , os seis componentes dos deslocamentos nodais  $u_i$  e os seis componentes das forças de superfícies  $t_i$ .

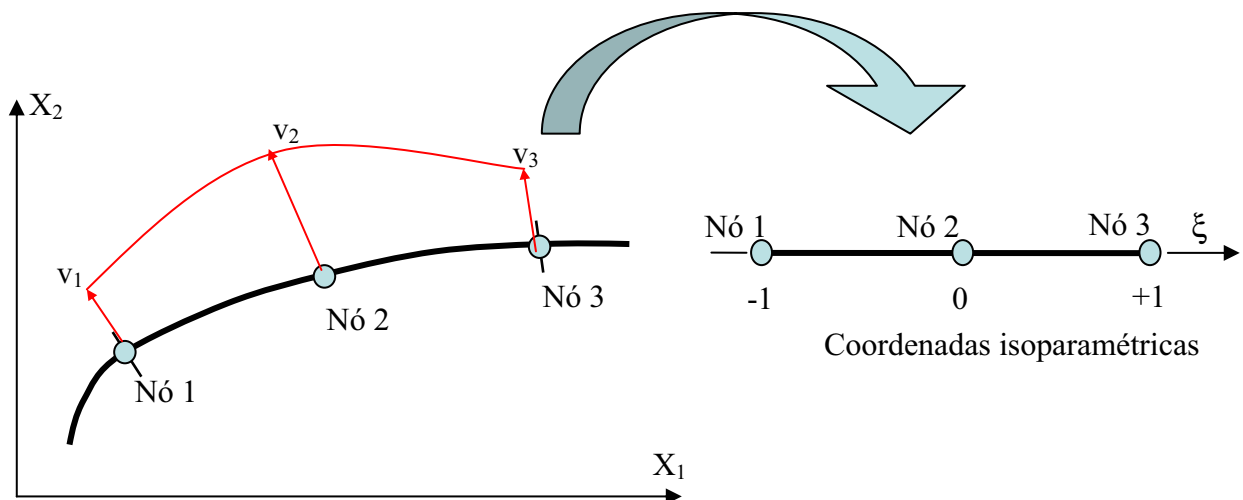


Figura 3.1. Elemento de contorno contínuo quadrático isoparamétrico.

A variação da resposta entre os nós é descrita usando-se funções de interpolações polinomiais simples (funções de forma), dadas por:

$$\phi_1 = \frac{1}{2}\xi(\xi-1) \quad (3.11)$$

$$\phi_2 = 1-\xi^2 \quad (3.12)$$

$$\phi_3 = \frac{1}{2}\xi(\xi+1) \quad (3.13)$$

Sendo que  $\xi$  é a coordenada homogênea ao longo do elemento (Figura 3.1). A avaliação das integrais ao longo da equação de contorno (3.6) requer o uso do operador jacobiano dado por:

$$J_{ac}(\xi) = \left| \sqrt{\left(\frac{\partial x_1}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial x_2}{\partial \xi}\right)^2} \right| = \frac{\partial \Gamma_e}{\partial \xi} \quad (3.14)$$

Assim:

$$\partial \Gamma_e = J_{ac}(\xi) \cdot \partial \xi \quad (3.15)$$

A integração sobre os elementos para geração das matrizes **H** e **G** requer a utilização das funções de forma dadas pelas Equações (3.11), (3.12) e (3.13), das soluções fundamentais dadas pelas Equações (3.1) e (3.2) e do Jacobiano dado pela Equação (3.14).

### 3.2.2. Elementos de Contorno aplicados à Mecânica da Fratura

O Método dos Elementos de Contorno, na análise de problemas com trincas, requer a utilização de técnicas apropriadas. Para a determinação do campo de deslocamentos próximo à ponta de uma trinca no regime elástico com uma boa aproximação, sem necessidade de um grande número de Elementos de Contorno na modelagem da ponta da trinca; uma alternativa para interpolar esses deslocamentos é utilizar Elementos de Contorno com funções de forma especiais proporcionais a  $\sqrt{r}$ . A utilização dessas funções de forma especiais possibilitaria o uso de um número menor de elementos do que seria necessário usando funções de forma quadráticas padrão, sendo que essa abordagem é atualmente pouco usada.

Outra alternativa é o uso de um elemento de contorno quadrático chamado de "elemento de contorno com nó a um quarto" ou "quarter point boundary element" (Blandford, 1981; apud



Aliabadi & Rooke, 1992), ver Figura 3.2. Esse elemento é baseado no elemento de contorno quadrático padrão e seu nome é devido à característica de que o nó central está posicionado a um quarto do comprimento do elemento. Essa simples mudança na posição do nó central faz com que o Jacobiano do elemento seja nulo quando  $r$  tende a zero (na ponta da trinca) para Elementos de Contorno retos, dessa forma se obtém o comportamento apropriado para descrever os deslocamentos na ponta da trinca, isto é, proporcional a  $\sqrt{r}$  sem a necessidade de usar funções de forma especiais. Essa técnica já vinha sendo utilizada com êxito no Método dos Elementos Finitos, em trabalhos como os de Henshell e Shaw (1975), e Barsoum (1976). No caso de elementos curvos, o posicionamento do nó a um quarto do elemento não resulta no comportamento desejado de  $\sqrt{r}$  para interpolação dos deslocamentos, sendo necessária a utilização de funções de forma especiais além do elemento com nó a um quarto, conforme mostrado por Smith em 1984 (apud Aliabadi & Rooke, 1992).

Também, pode-se verificar nas Equações (2.12), (2.13) e (2.14), que a distribuição de tensões nas proximidades da ponta de uma trinca tem o comportamento proporcional a  $\sqrt{1/r}$ , fazendo com que o valor teórico das tensões tenha uma singularidade quando  $r$  tende a zero, isto é, exatamente na ponta da trinca. Esse comportamento singular das tensões pode ser considerado através da implementação de um outro tipo especial de elemento de contorno que leva em conta a singularidade de forças de superfície. Esse novo elemento, baseado no elemento de contorno com nó a um quarto, é chamado de elemento de contorno com nó a um quarto com singularidade de forças de superfície, ou “traction singular quarter point boundary element” (Aliabadi & Rooke, 1992).

O elemento de contorno com nó a um quarto é baseado no elemento quadrático isoparamétrico, e assim, tem a interpolação de variáveis dada por:

$$v_i(\xi) = \phi_1(\xi) \cdot v_i^{(1)} + \phi_2(\xi) \cdot v_i^{(2)} + \phi_3(\xi) \cdot v_i^{(3)} \quad (3.16)$$

Sendo que  $v_i(\xi)$  representa o valor interpolado para deslocamentos, forças de superfície ou coordenadas geométricas ao longo do elemento ( $-1 < \xi < 1$ ),  $i$  é a direção (assume valores 1 ou 2

no estado plano),  $v_i^{(1)}$ ,  $v_i^{(2)}$  e  $v_i^{(3)}$  são os valores nodais de deslocamento, forças de superfície ou geometria na direção  $i$ , e  $\phi_1$ ,  $\phi_2$  e  $\phi_3$  são as funções de forma já apresentadas nas equações (3.11), (3.12) e (3.13).

O caso particular de um elemento quadrático, de geometria reta, com o nó intermediário colocado a um quarto do seu comprimento é mostrado na Figura 3.2. Para esse caso, pode-se encontrar uma relação simples entre a coordenada intrínseca  $\xi$  e a variável  $r$ . A substituição dessas funções geométricas, escritas como funções da variável  $r$ , na equação (3.16), escrita para interpolação dos deslocamentos, e o reagrupamento dos termos que multiplicam  $r/\ell$  e  $\sqrt{r/\ell}$ , resultam na Equação (3.17) (Aliabadi & Rooke, 1992).

$$u_i(r) = u_i^{(1)} + (-3u_i^{(1)} + 4u_i^{(2)} - u_i^{(3)})\sqrt{\frac{r}{\ell}} + (2u_i^{(1)} - 4u_i^{(2)} + 2u_i^{(3)})\frac{r}{\ell} \quad (3.17)$$

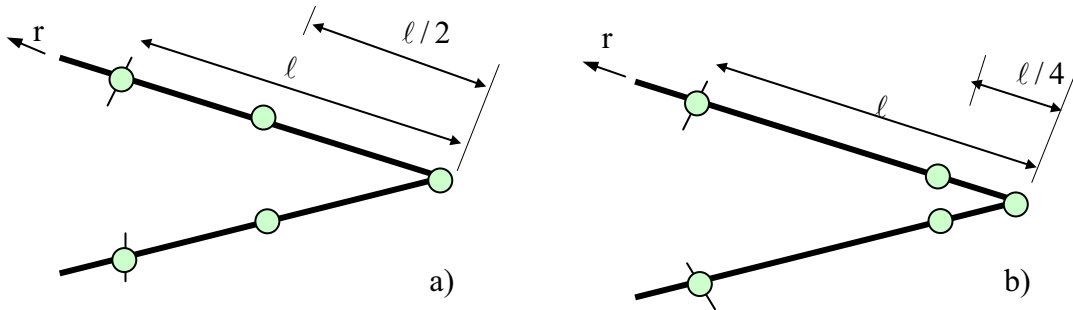


Figura 3.2. Elementos de Contorno contínuos a) Quadrático padrão b) Com nó a um quarto.

O Jacobiano da transformação da coordenada intrínseca  $\xi$  para a variável  $r$  é  $J_{ac}(\xi) = \sqrt{\ell \cdot r}$  para o caso de elementos quadráticos retos; esse Jacobiano é nulo quando  $r$  tende a zero. Dessa forma, mostra-se que com o posicionamento do nó central a um quarto do comprimento do elemento de contorno quadrático reto, o comportamento proporcional a  $\sqrt{r}$  dos deslocamentos próximos à ponta da trinca é reproduzido pelo elemento de contorno sem a necessidade do uso de funções de forma especiais.

No caso de Elementos de Contorno cúbicos Pu, Hussain & Lorensen (1978), apud Aliabadi

& Rooke (1992), mostraram que os nós intermediários tem que estar posicionados em 1/9 e 4/9 do elemento a partir da ponta da trinca para reproduzir o comportamento proporcional a  $\sqrt{r}$  dos deslocamentos próximos à ponta da trinca.

### 3.2.3. Cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensão

Os fatores de intensidade de tensão ( $K_I$  e  $K_{II}$ ) podem ser calculados por meio de várias técnicas quando são utilizados os Elementos de Contorno quadráticos com nó a um quarto. Uma técnica de obtenção desses fatores consiste na comparação entre as soluções de Elementos de Contorno e as expressões teóricas para deslocamentos e tensões, dadas pelas Equações (2.12) a (2.16). Neste trabalho é apresentado o método dos deslocamentos de dois pontos para a obtenção dos fatores de intensidade de tensão (para elementos quadráticos com nó a um quarto isoparamétricos). Como discutido em Aliabadi & Rooke (1992), esse método apresenta boa precisão e sua implementação numérica é relativamente simples. Neste trabalho são analisados problemas simétricos de fratura. Para problemas que podem ser modelados com simetria, o fator de intensidade de tensão em modo II é nulo. Assim, será considerado o fator de intensidade de tensão em modo I ou modo de abertura ( $K_I$ ).

Considerando a equação teórica (2.16), para deslocamentos próximos à ponta da trinca, com  $r \rightarrow 0$ ,  $i = 2$  (componente do deslocamento em  $x_2$ ) e  $\theta = 180^\circ$  (pontos na trinca), tem-se:

$$u_2 = \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} 2(1-\nu) \quad ; \text{ para } r \rightarrow 0 \quad (3.18)$$

A Figura 3.3 mostra um elemento de contorno com nó a um quarto, alinhado com o eixo  $x_1$ , e com o nó 1 representando a ponta da trinca. A Equação (3.17) pode ser reescrita para interpolar o deslocamento  $u_2$  sobre o elemento, considerando  $u_2^{(1)} = 0$  e o termo que multiplica  $r/\ell$  também nulo, obtém-se:

$$u_2 = (4u_2^{(2)} - u_2^{(3)}) \cdot \sqrt{\frac{r}{\ell}} \quad (3.19)$$

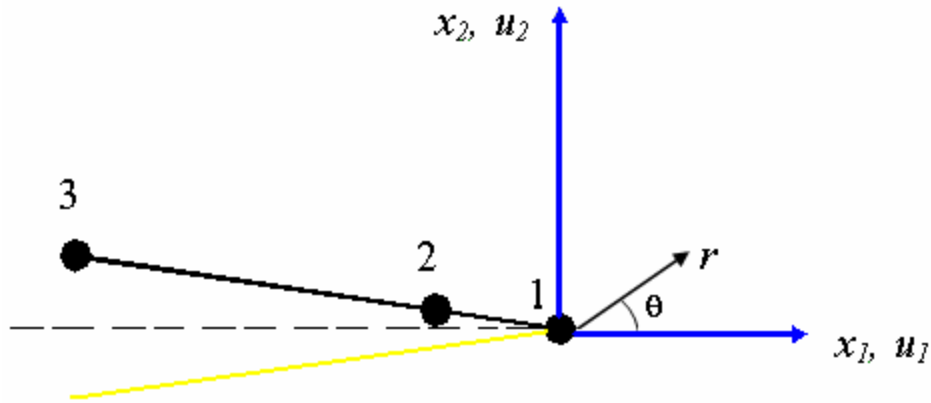


Figura 3.3. Sistema de referência para o elemento da ponta da trinca

Igualando as Equações (3.19) e (3.18) obtém-se a Equação (3.20).

$$(4u_2^{(2)} - u_2^{(3)}) \sqrt{\frac{1}{\ell}} = \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{1}{2\pi}} 2(1-\nu) \quad (3.20)$$

Re-arranjando essa equação para isolar  $K_I$ , tem-se:

$$K_I = \frac{G}{2 \cdot (1-\nu)} \cdot \sqrt{\frac{2\pi}{\ell}} (4u_2^{(2)} - u_2^{(3)}) \quad (3.21)$$

Assim, a equação (3.21) permite o cálculo do valor do fator de intensidade de tensão  $K_I$ , baseado nos deslocamentos dos nós do elemento de contorno quadrático com nó a um quarto.

### 3.3. Método dos Elementos Finitos

Os Elementos Finitos atualmente se constituem no mais importante método de modelagem e análise numérica para aplicações de engenharia, e especificamente na Mecânica da Fratura é o método mais aceito na modelagem de estruturas complexas com trincas. As primeiras aplicações

de Elementos Finitos na Mecânica da Fratura empregaram elementos convencionais de tensão constante (Oliveira et al., 1995); este tipo de formulação exigia malhas extremadamente refinadas ao redor da ponta da trinca para obter resultados razoavelmente precisos; o desenvolvimento de elementos isoparamétricos de ordem maior, permite obter resultados razoáveis com malhas menos refinadas; posteriormente foram introduzidas elementos com formulações especiais para Mecânica da Fratura, estes atualmente são pouco comuns, isto devido ao aporte de Hensell e Shaw que em 1975 introduziram os elementos com nó a um quarto; este tipo de elemento, como já foi mencionado no capítulo de Elementos de Contorno, permite tratar a singularidade dos campos de tensão e deformação que aparece na ponta da trinca, no caso da Mecânica da Fratura Elástica Linear esta singularidade ocorre em  $1/\sqrt{r}$ , no caso de regime totalmente plástico a singularidade ocorre em  $1/r$  sendo que este tipo de singularidade é mais bem representada com elementos isoparamétricos com nó à metade; no regime elasto-plástico a singularidade se encontra à distância entre  $1/\sqrt{r}$  e  $1/r$  da ponta da trinca. No item seguinte será apresentada a formulação para elementos isoparamétricos planos bi-lineares.

### 3.3.1. Elementos Isoparamétricos

A formulação aqui apresentada corresponde a elementos 2D bi-lineares que permitem entender melhor como é a base matemática da formulação, elementos de maior ordem como os quadráticos têm uma complexidade maior na parte matemática da formulação, mas a sua base de desenvolvimento é a mesma à apresentada aqui. Existem dois tipos de elementos isoparamétricos, os lagrangeanos que contém nós internos que usam funções internas do triângulo de Pascal (consideradas mais precisas na maioria das aplicações) e os elementos denominados *serendipity* que não contém pontos internos em sua formulação (Assan, 2003).

As funções bi-lineares isoparamétricas usadas permitem que a geometria quadrilateral tridimensional do elemento seja mapeada em um quadrado bi-unitário, pertencente a um espaço paramétrico bidimensional, conforme a Figura 3.4.

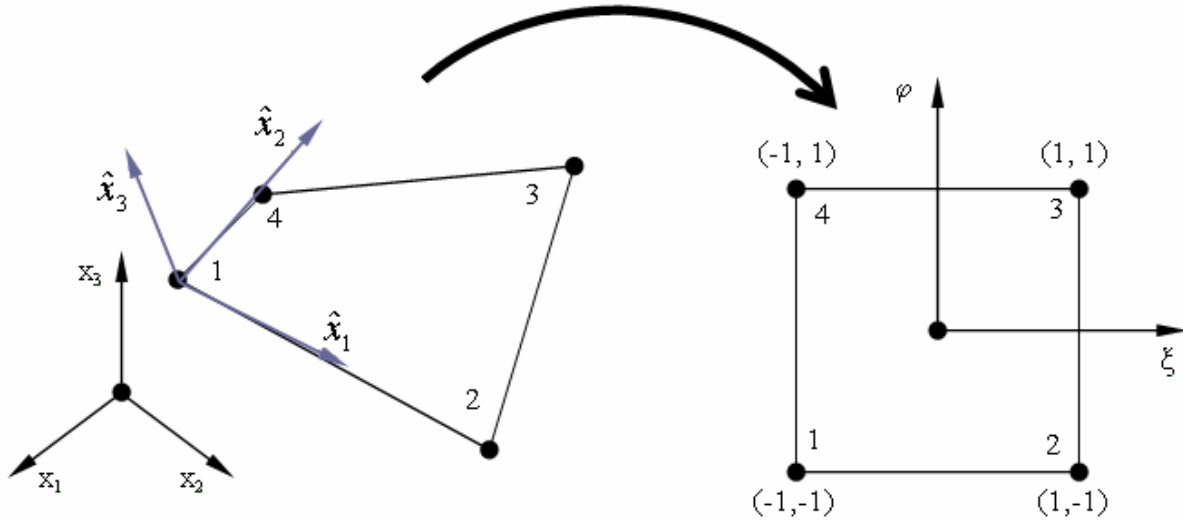


Figura 3.4. Elemento quadrilateral de referência

Deste modo, as coordenadas de um ponto  $\xi = (\xi, \varphi)$  pertencente ao quadrado bi-unitário estão relacionadas às coordenadas de um ponto  $\mathbf{x} = (x, y, z)$  pertencente ao domínio do elemento, conforme o seguinte mapeamento

$$\mathbf{x}(\xi, \varphi) = \sum_{q=1}^4 \phi_q(\xi, \varphi) \mathbf{x}_q = \Phi_q(\xi, \varphi) \mathbf{x}_q \quad (3.22)$$

Sendo que  $\mathbf{x}_q$  são os vetores de coordenadas dos nós, o índice  $q$  toma valores de 1 ao número de pontos do elemento isoparamétrico, neste caso 4,  $\Phi_q$  é a matriz de funções de forma que podem ser sistematicamente determinadas a partir dos polinômios de Lagrange e, para um elemento quadrilateral bi-linear, elas são dadas por (Zienkiewicz & Taylor, 2000a):

$$\phi_q(\xi, \varphi) = \frac{1}{4} (1 + \xi \xi_q) (1 + \varphi \varphi_q) \quad (3.23)$$

Sendo que  $\xi_q$  e  $\varphi_q$  são as coordenadas dos nós no espaço paramétrico, definidas conforme a Figura 3.4. Analogamente, as mesmas funções de forma podem ser usadas para interpolar os valores dos deslocamentos e forças, magnitudes denotadas genericamente por  $v$  (valores associados às coordenadas) para qualquer ponto no domínio do elemento, expressando assim seu

caráter isoparamétrico

$$v(\xi, \varphi) = \phi_q(\xi, \varphi) \cdot v_q \quad (3.24)$$

Sendo que  $v_q$  são os valores nodais associadas. As funções  $\phi_q$  podem ser relacionadas às variáveis do espaço paramétrico  $\xi$  e  $\varphi$ , aplicando-se a regra da cadeia da derivação, escrevendo o sistema em forma matricial tem-se (Ribeiro, 2004):

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial \phi_q}{\partial \hat{x}} \\ \frac{\partial \phi_q}{\partial \hat{y}} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial \hat{x}} & \frac{\partial \xi}{\partial \hat{y}} \\ \frac{\partial \varphi}{\partial \hat{x}} & \frac{\partial \varphi}{\partial \hat{y}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \phi_q}{\partial \xi} \\ \frac{\partial \phi_q}{\partial \varphi} \end{Bmatrix} \quad (3.25)$$

O Jacobiano é um operador matemático, que pode ser interpretado como um operador que transforma coordenadas do sistema local  $\xi$  para o sistema global  $\mathbf{x}$ , bi-dimensionalmente está dado como:

$$J_{ac} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \varphi} & \frac{\partial y}{\partial \varphi} \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

Conseqüentemente as derivadas em relação a  $x$  e  $y$  de uma função  $(\xi, \varphi)$  está dada por:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \end{bmatrix} = J_{ac}^{-1} \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial \xi} \\ \frac{\partial}{\partial \varphi} \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

As derivadas contidas na matriz da equação (3.25) podem ser determinadas a partir da inversa do jacobiano, assim,

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial \hat{x}} & \frac{\partial \xi}{\partial \hat{y}} \\ \frac{\partial \varphi}{\partial \hat{x}} & \frac{\partial \varphi}{\partial \hat{y}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \hat{x}}{\partial \xi} & \frac{\partial \hat{x}}{\partial \varphi} \\ \frac{\partial \hat{y}}{\partial \xi} & \frac{\partial \hat{y}}{\partial \varphi} \end{bmatrix}^{-1} = \frac{1}{|J_{ac}|} \begin{bmatrix} \frac{\partial \hat{y}}{\partial \varphi} & -\frac{\partial \hat{x}}{\partial \varphi} \\ -\frac{\partial \hat{y}}{\partial \xi} & \frac{\partial \hat{x}}{\partial \xi} \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

Sendo que  $|J_{ac}|$  é o determinante do jacobiano, dado por:

$$|J_{ac}| = \frac{\partial \hat{x}}{\partial \xi} \frac{\partial \hat{y}}{\partial \varphi} - \frac{\partial \hat{x}}{\partial \varphi} \frac{\partial \hat{y}}{\partial \xi} \quad (3.29)$$

Para o cálculo das deformações é necessário encontrar a matriz das derivadas dos deslocamentos, assim,

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial x} \\ \frac{\partial u_1}{\partial y} \\ \frac{\partial u_2}{\partial x} \\ \frac{\partial u_2}{\partial y} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} & \frac{\partial \varphi}{\partial x} & 0 & 0 \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} & \frac{\partial \varphi}{\partial y} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} & \frac{\partial \varphi}{\partial x} \\ 0 & 0 & \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} & \frac{\partial \varphi}{\partial y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_1}{\partial \varphi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \varphi} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{ac}^{-1} & 0 \\ 0 & J_{ac}^{-1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_1}{\partial \varphi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \varphi} \end{Bmatrix} \quad (3.30)$$

Usando-se a definição de deformação, no estado plano, pode-se determinar a seguinte relação matricial:



$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_1}{\partial \varphi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_2}{\partial \varphi} \end{Bmatrix} \quad (3.31)$$

Para o estado plano de tensões, as tensões podem ser calculadas por:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (3.32)$$

Para um estado generalizado, tem-se:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{L}\mathbf{u} \quad (3.33)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon} \quad (3.34)$$

Sendo que  $\mathbf{L}$  é uma matriz de operadores diferenciais e  $\mathbf{D}$  a matriz que contém os parâmetros elásticos que caracterizam ao material.

A matriz de rigidez é muito importante para a implementação numérica do método, para sua determinação é necessário redefinir a Equação (3.33) como:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{v} \quad (3.35)$$

Sendo que  $\mathbf{B}$  é uma matriz que relaciona as deformações aos deslocamentos nodais ou incógnitas nodais, pode ser obtida combinando as Equações (3.30), (3.31) e (3.24), para o

exemplo analisado tem-se:

$$B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \dots$$

$$\begin{bmatrix} J_{ac}^{-1} & 0 \\ 0 & J_{ac}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial \phi_1}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_2}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_3}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_4}{\partial \xi} & 0 \\ \frac{\partial \phi_1}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_2}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_3}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_4}{\partial \varphi} & 0 \\ 0 & \frac{\partial \phi_1}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_2}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_3}{\partial \xi} & 0 & \frac{\partial \phi_4}{\partial \xi} \\ 0 & \frac{\partial \phi_1}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_2}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_3}{\partial \varphi} & 0 & \frac{\partial \phi_4}{\partial \varphi} \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

Então, a matriz de rigidez do elemento  $\mathbf{k}_{el}$  do elemento fica dada por:

$$\mathbf{k}_{el} = \frac{E'e}{(1-\nu'^2)} \int_{-a}^a \int_{-b}^b \mathbf{B}^T \begin{bmatrix} 1 & \nu' & 0 \\ \nu' & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu'}{2} \end{bmatrix} \mathbf{B} dx dy \quad (3.37)$$

Sendo que  $e$  é a espessura do elemento,  $\nu'$  para o estado plano de tensão é igual ao coeficiente de Poisson  $\nu$  e para o estado plano de deformação é igual a  $\nu/(1-\nu)$ . O jacobiano é uma grandeza escalar que também pode ser interpretado como um fator de escala que relaciona um diferencial de área no sistema referencial com um diferencial de área no sistema de coordenadas homogêneas ou naturais, assim:

$$dx \cdot dy = J_{ac} \cdot d\xi \cdot d\varphi \quad (3.38)$$

Substituindo a Equação (3.38) na Equação (3.37), obtemos a matriz de rigidez em coordenadas naturais, assim:

$$\mathbf{k}_{el} = \frac{E' \cdot e}{(1-\nu^2)} \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \mathbf{B}^T \begin{bmatrix} 1 & \nu' & 0 \\ \nu' & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu'}{2} \end{bmatrix} \mathbf{B} \cdot J_{ac} \cdot d\xi \cdot d\varphi \quad (3.39)$$

Finalmente, a matriz global de forças  $\mathbf{F}$ , pode ser relacionada com a matriz global de rigidez  $\mathbf{k}$  e a matriz global de deslocamentos  $\mathbf{u}$ , assim:

$$\mathbf{F} = \mathbf{k} \mathbf{u} \quad (3.40)$$

Na implementação numérica do método, com integração completa é possível obter ótimos resultados convergentes, embora, com o uso de elementos com funções de forma de graus maiores, como os quadráticos, incrementa-se o número de pontos de integração e em consequência o custo computacional se incrementa notavelmente. Para minimizar este problema, tem-se desenvolvido varias técnicas de integração numérica com vistas à diminuição do número de operações aritméticas, que no caso de modelagem de materiais com propriedades constantes, o tempo de processamento pode ser reduzido em até 75% (Soriano, 2003); estas técnicas são conhecidas como “integração reduzida”. Na integração reduzida a influência dos termos de graus maiores das funções de interpolação na matriz de rigidez são canceladas, o que pode implicar na redução da rigidez do modelo fato que melhora a convergência do resultado. Neste trabalho de pesquisa, se faz uso intensivo de elementos quadráticos com integração reduzida.

### 3.3.2. Elementos Finitos para a análise de Mecânica da Fratura

Para o análise de problemas da Mecânica da Fratura, vários estudos coincidem com a recomendação de Shih, Moran, & Nakamura (1986) para a utilização de elementos lagrangeanos biquadrático de nove nós para problemas bidimensionais e o elemento de 27 nós para problemas tridimensionais, embora, elementos sólidos de 8 e de 20 nós também são utilizados para análise bi e tridimensional, respectivamente (Santana, 2004); a Figura 3.5 mostra todos eles.

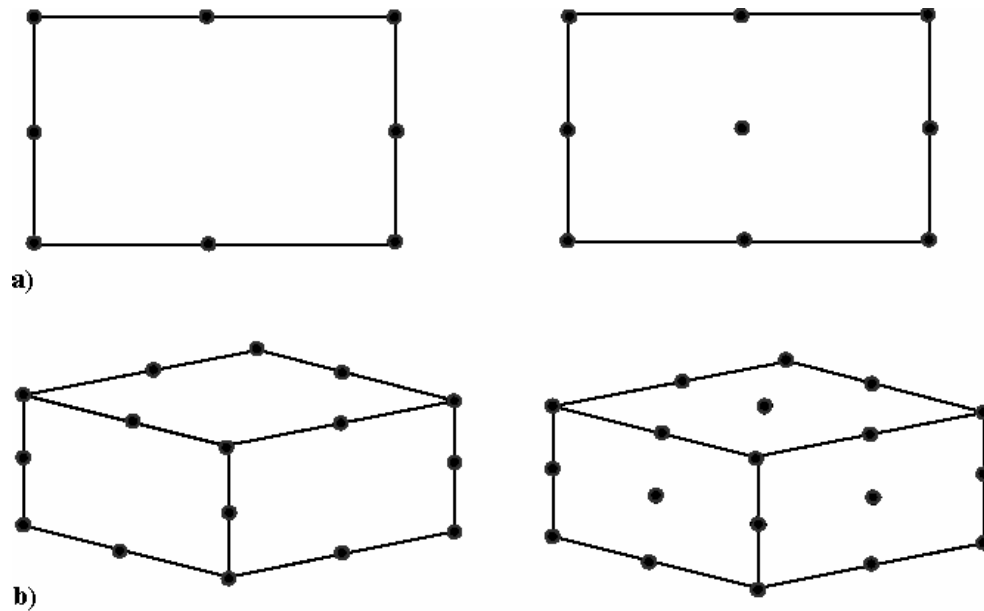


Figura 3.5. Elementos Finitos sólidos para a análise de Mecânica da Fratura  
a) Elementos bidimensionais de 8 e 9 nós b) Elementos tridimensionais: de 20 e 27 nós.

Um aspecto fundamental neste tipo de análise é o comportamento do campo de tensões e de deformações nas vizinhanças da ponta de trinca, nesta região no estado elástico, as tensões e deformações apresentam uma singularidade na forma  $1/\sqrt{r}$  como já foi visto no capítulo de Elementos de Contorno.

Uma forma simples e efetiva de construir elementos que incorporam em seu campo de deformações essa singularidade é o uso de elementos quadrilaterais modificando-se a posição dos nós centrais para um quarto do comprimento do elemento; estes elementos são conhecidos como elementos com nó a um quarto. A Figura 3.7 ilustra este tipo de elementos no plano e na Figura 3.9 se ilustram elementos para modelagem 3D.

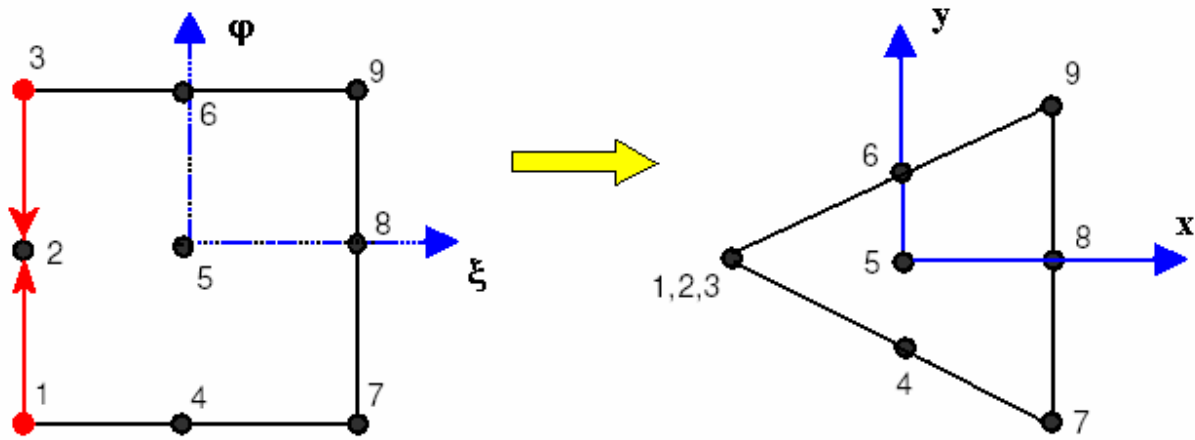


Figura 3.6. Elemento finito quadrilateral colapsado para triangular - 2D.

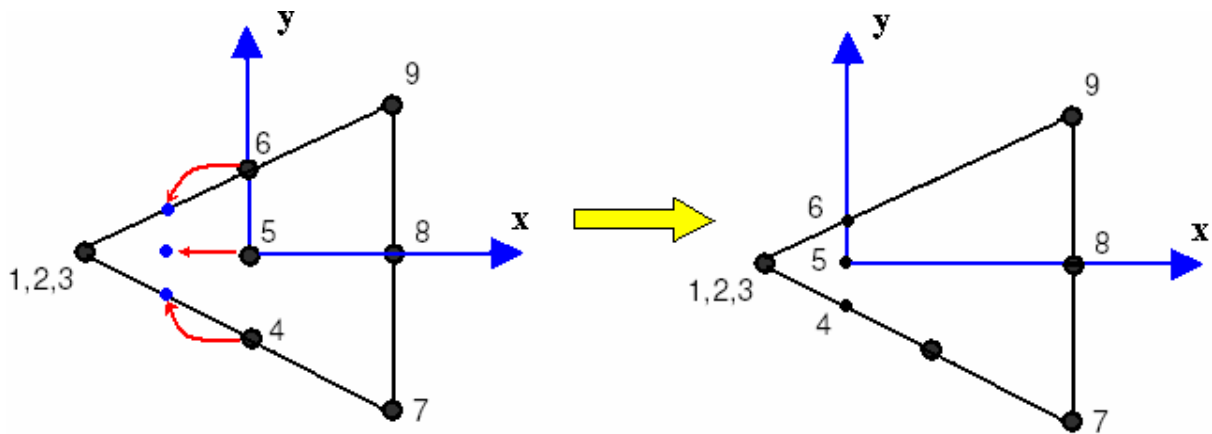


Figura 3.7. Deslocamento dos nós para formar elemento com nós a um quarto colapsado.

Para a modelagem da ponta da trinca, foram desenvolvidos elementos isoparamétricos colapsados (Hussain, Pu & Lorensen, 1978); estes elementos permitem atingir resultados mais precisos e modelar a ponta da trinca usando rosetas triangulares. A Figura 3.6 ilustra um elemento quadrilateral colapsado em triangular. Existem outras técnicas para a modelagem de uma trinca aguda com Elementos Finitos, como super elementos, elementos com funções de forma especiais, elementos especiais singulares, etc; estas técnicas são pouco difundidas.

Silveira (1997) obteve o fator de intensidade de tensão em modo I de uma chapa com trinca central, modelando a ponta da trinca com vários tipos de elementos; alguns de seus resultados estão resumidos na Tabela 3.1.

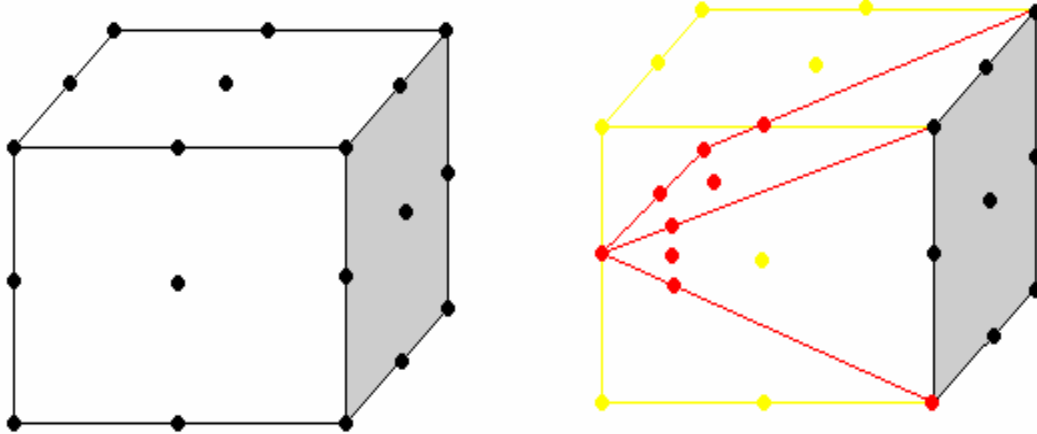


Figura 3.8. Elementos Finitos sólidos 3D colapsados com nós a um quarto.

Tabela 3.1. Erro comparativo de  $K_I$  para uma chapa com trinca central

Fonte: Silveira (1997).

Tipo de elemento usado na modelagem					
	Triangular 6 nós	Quadrilateral degenerado	Especial Akin	Triangular nó a 1/4	Degenerado nó a 1/4
Erro	14,1 %	14,2 %	-2,7 %	-1,1 %	-0,7 %

Note que com elementos com nó a um quarto, os resultados de  $K_I$  têm erros muito pequenos comparados com os erros dos resultados obtidos com elementos convencionais.

### 3.3.3. Cálculo da integral J no programa Abaqus

O programa comercial de Elementos Finitos Abaqus (2000) é o usado neste trabalho; uma comparação das potencialidades desse programa com outros programas de Elementos Finitos são relatadas em Souza (2001). O programa Abaqus (2000) permite o cálculo da *integral J* em post-procesamento usando o método da extensão virtual da trinca “virtual crack extension (domain integral methods)” (Shih, Moran, & Nakamura, 1986). Este método, apesar de antigo, é particularmente muito atrativo por causa de ser muito simples a sua aplicação, com um custo

computacional muito baixo permite obter resultados muito precisos inclusive com malhas pouco refinadas. Em uma análise quase-estática bidimensional a *integral J* pode ser definida como:

$$J = \lim_{r \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{H}_{fem} \cdot \mathbf{q} \cdot d\Gamma \quad (3.41)$$

Sendo que:  $\Gamma$  é o contorno que começa na superfície inferior da trinca e termina na superfície superior,  $\mathbf{q}$  é o vetor unitário na direção da extensão virtual da trinca,  $\mathbf{n}$  é o vetor normal unitário externo ao contorno  $\Gamma$ . Estas grandezas são ilustradas na Figura 3.9.  $\mathbf{H}_{fem}$  é dado por:

$$\mathbf{H}_{fem} = W_e \cdot \mathbf{I} - \boldsymbol{\sigma} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{x}} \quad (3.42)$$

Para materiais elásticos  $W_e$  é a energia de deformação elástica, para materiais elasto-plásticos  $W_e$  é definido como a densidade de energia de deformação elástica mais a dissipação plástica; a aplicação deste conceito implica em que este modelo para o cálculo da *integral J* somente pode ser aplicado para cargas monotônicas no caso de materiais elasto-plásticos. Segundo Shih et al. (1986), a Equação (3.41) pode ser re-escrita como:

$$J = -\oint_{C+C_++\Gamma+C_-} \mathbf{m} \cdot \mathbf{H}_{fem} \cdot \tilde{\mathbf{q}} \cdot d\Gamma - \int_{C_++C_-} \mathbf{t} \frac{\partial u}{\partial x} \tilde{\mathbf{q}} \cdot d\Gamma \quad (3.43)$$

Sendo que:  $\tilde{\mathbf{q}}$  é uma função de peso suave dentro da região fechado pelo contorno  $C + C_+ + \Gamma + C_-$ , e tem o valor  $\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q}$  sobre  $\Gamma$  e  $\tilde{\mathbf{q}} = 0$  sobre  $C$ ,  $\mathbf{m}$  é a normal externa como ilustra a Figura 3.9,  $\mathbf{m} = -\mathbf{n}$  sobre  $\Gamma$  e  $\mathbf{t} = \mathbf{m}\boldsymbol{\sigma}$  que são as forças de superfície atuantes nas superfícies da trinca  $C_+$  e  $C_-$ .

Usando o teorema da divergência é possível converter a integral de linha de um contorno fechado em uma integral de domínio, assim:

$$J = - \int_A \left( \frac{\partial}{\partial x} \right) (\mathbf{H}_{fem} \cdot \tilde{\mathbf{q}}) d\Gamma - \int_{C_+ + C_-} \mathbf{t} \frac{\partial u}{\partial x} \tilde{\mathbf{q}} \cdot d\Gamma \quad (3.44)$$

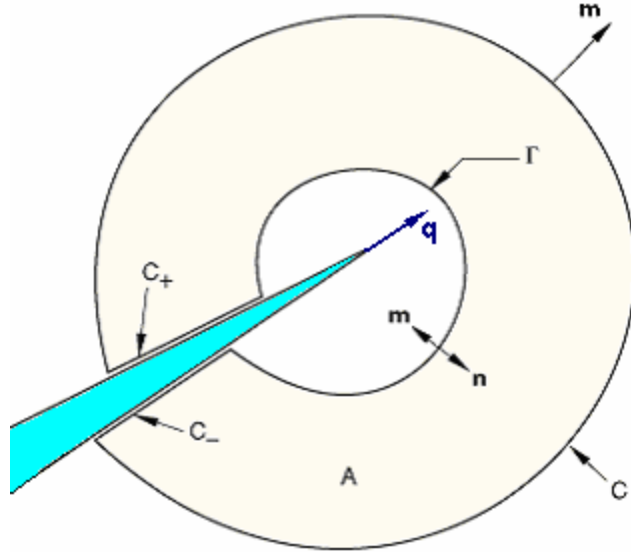


Figura 3.9. Contorno fechado  $C + C_+ + \Gamma + C_-$ , define o domínio A.

Sendo que:  $A$  é o domínio definido pelo contorno fechado  $C + C_+ + \Gamma + C_-$ . Note-se que este domínio inclui a região da ponta da trinca onde  $\Gamma \rightarrow 0$ . Se as condições de equilíbrio são satisfeitas e  $W_e$  é expressa como uma função da deformação mecânica,  $W_e = W_e(\varepsilon^m)$ , então tem-se:

$$\left( \frac{\partial}{\partial x} \right) \sigma + p = 0 \quad (3.45)$$

$$\frac{\partial W_e}{\partial x} = \frac{\partial W_e}{\partial \varepsilon^m} : \frac{\partial \varepsilon^m}{\partial x} = \sigma : \left( \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} - \frac{\partial \varepsilon^{th}}{\partial x} \right) \quad (3.46)$$

Sendo que  $p$  são as forças por unidade de volumem,  $\varepsilon^{th}$  é a deformação térmica e o operador  $:$  implica em multiplicação matricial escalar. Substituindo as duas anteriores equações na equação (3.44) tem-se:



$$J = - \int_A \left( \mathbf{H}_{fem} : \frac{\partial \tilde{\mathbf{q}}}{\partial x} + p \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \boldsymbol{\sigma} : \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^{th}}{\partial x} \right) \tilde{\mathbf{q}} d\Gamma - \int_{C_+ + C_-} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \tilde{\mathbf{q}} \cdot d\Gamma \quad (3.47)$$

Na avaliação da *integral J* o programa Abaqus (2000) define os domínios em termos de contornos ou anéis de elementos ao redor da ponta da trinca; o usuário define a quantidade de contornos ao redor da ponta da trinca que serão analisados (Brocks & Scheider, 2001).

## Capítulo 4

### Estudo Numérico dos Corpos-de-prova SE(T)

#### 4.1. Determinação dos parâmetros da Mecânica da Fratura Elástica Linear de corpos-de-prova SE(T) por métodos numéricos

O parâmetro de campo mais importante da Mecânica da Fratura Elástica Linear é o fator de intensidade de tensões  $K$ . A maior parte das metodologias para determinação do comportamento e da tolerância dos componentes mecânicos às trincas sem a ocorrência de falhas catastróficas está baseado na determinação do fator de intensidade de tensões na ponta da trinca.

Os dois métodos mais usados em aplicações de engenharia para a análises e modelagem de problemas estruturais complexos são o método dos Elementos Finitos - MEF e o método dos Elementos de Contorno - MEC. Uma das principais vantagens do MEF é sua ampla difusão existindo aplicações comerciais praticante para todas as áreas das ciências, ao contrário do MEC que tem sua difusão muito mais restrita, existindo poucos programas comerciais baseados nesta técnica. Um dos principais atrativos do MEC é que na sua formulação, quando não existem forças de volume, não é necessário integrar o domínio, procedendo-se à análise unicamente do contorno do problema, o que permite diminuir em uma dimensão a complexidade do problema; entretanto o custo computacional que se paga por esta vantagem é bastante elevado porque na aplicação discretizada do método se formam matrizes cheias e com singularidades que precisam de técnicas especiais para seu tratamento. No caso da existência de forças de volume, existem métodos especiais do MEC que permitem tratar estes casos sem a necessidade da integração do domínio,

por exemplo o Método “Dual Reciprocity Method”. Existem critérios divergentes com relação a qual dos dois métodos é melhor; na análise numérica de problemas da Mecânica da Fratura aparentemente o MEC leva a resultados mais precisos (Aliabadi & Rooke, 1991), mesmo usando-se malhas menos refinadas que com MEF.

Nesta seção, para os corpos-de-prova M(T), SE(T) e DE(T), calcula-se  $K_I$  usando-se o Método dos Elementos de Contorno e o Método dos Elementos Finitos, em modelagem bidimensional, e os resultados obtidos são comparados com os relatados na literatura.

A maior parte dos programas de Elementos Finitos comerciais estima o fator de intensidade de tensões pelo cálculo da *integral J*. Esta integral no regime elástico é independente do caminho de integração percorrido em torno da trinca, e é definido pela Equação (2.18). Para o modo I de solitação da trinca, a relação entre a *integral J* elástica e o fator de intensidade  $K_I$  de tensões está dada pela Equação (4.1) (Ferreira, 2004).

$$J_{el} = \frac{K_I^2}{E'} \quad (4.1)$$

Sendo que  $E'$  é igual ao módulo de elasticidade -  $E$  para o estado plano de tensão e para o caso de deformação plana é igual a  $E/(1-\nu^2)$ . O procedimento analítico usual de cálculo de  $K_I$  para configurações geométricas comuns está baseado na determinação de um fator base  $K_b$  definido pela Equação (4.2).

$$K_b = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4.2)$$

Sendo que  $a$  é o comprimento da trinca.  $K_I$  agora pode ser determinado pela aplicação da Equação (4.3).

$$K_I = K_b \cdot F_I(a, W) \quad (4.3)$$

Sendo que a função geométrica corretora  $F_I$  é dependente da largura da seção  $W$  e do

comprimento da trinca. Esta função pode ser achada em manuais especializados como em Murakami (1987) e Aliabadi & Lopez (1996).

#### 4.1.1. Determinação de $K_I$ por Elementos de Contorno

O método usado para a modelagem das trincas dos corpos-de-prova foi o Método dos Elementos de Contorno Dual (“Dual Boundary Method” - DBM), esse método aplicado a problemas de fratura baseia-se na aplicação de duas integrais de contorno diferentes na trinca para evitar a formação de matrizes singulares na aplicação do MEC em trincas, permitindo que as trincas possam ser modeladas como uma linha (Wilde, 2000). A equação integral de deslocamentos - Equação (3.5) - é aplicada para modelar todo o contorno analisado, incluindo a trinca (numa de suas faces). Posteriormente, uma segunda equação integral (Equação de forças de superfície) é aplicada na outra face da trinca, de tal forma que os nós da trinca (considerados opostos), que tem as mesmas coordenadas geométricas, serão integradas por equações diferentes, o que impede a formação de matrizes mal condicionadas. A equação de forças de superfície obtém-se derivando a equação de deslocamentos e é dada por:

$$\frac{1}{2}t_i + n_i \int_{\Gamma} S_{ijk} u_k d\Gamma = n_i \int_{\Gamma} D_{ijk} t_k d\Gamma \quad (4.4)$$

Sendo que:  $n_i$  é a normal externa, e  $S_{ijk}$  e  $D_{ijk}$  estão dados por:

$$D_{kij} = \frac{1}{4\pi(1-\nu)r^2} \left[ (1-2\nu)(\delta_{ki}r_{,j} + \delta_{ki}r_{,i} - \delta_{ki}r_{,k}) + 2r_{,i}r_{,j}r_{,k} \right] \quad (4.5)$$

$$S_{kij} = \frac{\mu}{2\pi(1-\nu)r^2} \left\{ 2 \frac{\partial r}{\partial n} \left[ (1-2\nu)\delta_{ji}r_{,k} + \nu(\delta_{ik}r_{,j} + \delta_{jki}r_{,i}) - 4r_{,i}r_{,j}r_{,k} \right] \dots \right. \\ \left. + 2\nu(n_i r_{,j}r_{,k} + n_j r_{,k}r_{,i}) + (1-2\nu)(2n_k r_{,i}r_{,j} + n_j \delta_{ik} + n_i \delta_{jk}) - (1-4\nu)n_k \delta_{ij} \right\} \quad (4.6)$$

A equação integral de deslocamentos apresenta uma singularidade do tipo forte que pode ser tratada pela quadratura de Gauss. A equação integral de forças de superfície apresenta

hipersingularidade, que é tratada pelo método de subtração de singularidades, na implementação desta solução, é necessário usar elementos descontínuos, e somente podem ser modeladas trincas retas. A implementação numérica foi realizada no ambiente Matlab versão 6.5 (MathWorks Inc., 2002) baseados em algoritmos desenvolvidos por Brebbia & Dominguez (1989), Lourenço (2000) e <http://www.boundary-element-method.com> (2005).

A técnica aplicada neste trabalho para o cálculo de  $K_I$  a partir de dados obtidos pelo método de Elementos de Contorno é a de deslocamentos dos nós da ponta da trinca (Aguirre & Ferreira, 2005a). Os deslocamentos ocorrentes nas proximidades da ponta da trinca estão dados pelas Equações (2.15) e (2.16), considerando  $K_{II}$  nulo na Equação (2.16) tem-se:

$$u_2 = \frac{K_I}{G} \cdot \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \cdot \text{sen} \frac{\theta}{2} \left( \frac{1}{2}[k-1] - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (4.7)$$

Para o modo I e considerando que na ponta da trinca os deslocamentos são muito pequenos, a Equação (4.7) pode se reescrever como:

$$u_2(\theta = \pi) - u_2(\theta = -\pi) = \frac{k+1}{G} K_I \sqrt{\left(\frac{r}{2\pi}\right)} \quad (4.8)$$

Sendo  $k = 3-4\nu$  para estado plano de deformação e  $k = (3-\nu) / (1+\nu)$  para estado plano de tensão. Substituindo  $r$  pela metade do comprimento do elemento da ponta da trinca -  $L_{pt}$  (ponto médio), e pondo em evidência o valor de  $K_I$  tem-se:

$$K_I = 2 \frac{G}{k+1} \sqrt{\left(\frac{\pi}{L_{pt}}\right)} (u_2(\theta = \pi) - u_2(\theta = -\pi)) \quad (4.9)$$

A Equação (4.9) pode ser reescrita para qualquer outro ponto pertencente ao elemento da ponta da trinca. Também é possível aplicar a Equação (4.9) a dois pontos distintos e, usando a técnica de mínimos quadrados, minimizar o erro, neste caso tem-se (Salgado, 1998):

$$K_I = \frac{2G}{k+1} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \left( \frac{\sqrt{r^{BC}} \cdot \Delta u^{BC} + \sqrt{r^{DE}} \cdot \Delta u^{DE}}{r^{BC} + r^{DE}} \right) \quad (4.10)$$

Sendo que o parâmetro  $r$  é a distância da ponta da trinca até o ponto do primeiro elemento onde se está medindo o deslocamento  $u$  (ver Figura 4.1).

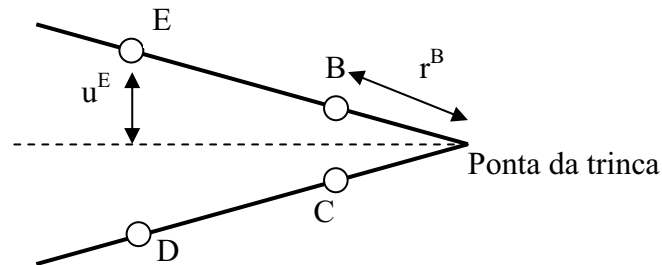


Figura 4.1. Esquema da ponta da trinca

O estudo do erro da implementação numérica do método foi realizado reproduzindo o exemplo numérico do trabalho de Santos, Tita, & Carvalho (2002), onde se modela um corpo-de-prova tipo M(T) com  $W = 0,1$  m,  $E = 30$  GPa,  $\nu = 0,3$ ,  $\sigma = 100$  MPa e a relação de profundidade da trinca  $a/W$  de 0,5.

Primeiramente realizou-se um estudo paramétrico da influência do número de Elementos de Contorno usados na definição dos lados externos do corpo-de-prova no erro na determinação de  $K_I$ , mantendo-se constante a relação  $a/L_{pt}$  constante em 20, a curva obtida está ilustrada na Figura 4.2. O fator  $K_I$  teórico foi calculado com a Equação (4.11). Note-se que o número de Elementos de Contorno usados na definição do problema analisado não tem maior influência no resultado do cálculo de  $K_I$ , e o erro não converge a um valor mínimo com o incremento do número de Elementos de Contorno. Também foi estudada a influência do tamanho relativo do elemento da ponta da trinca com relação ao comprimento relativo da trinca, relação  $a/L_{pt}$ , os resultados para as Equações. (4.9) e (4.10) estão ilustrados na Figura 4.3. Repare que a convergência é muito lenta para um valor pequeno do erro a partir de relações  $a/L_{pt}$  maiores que 70.

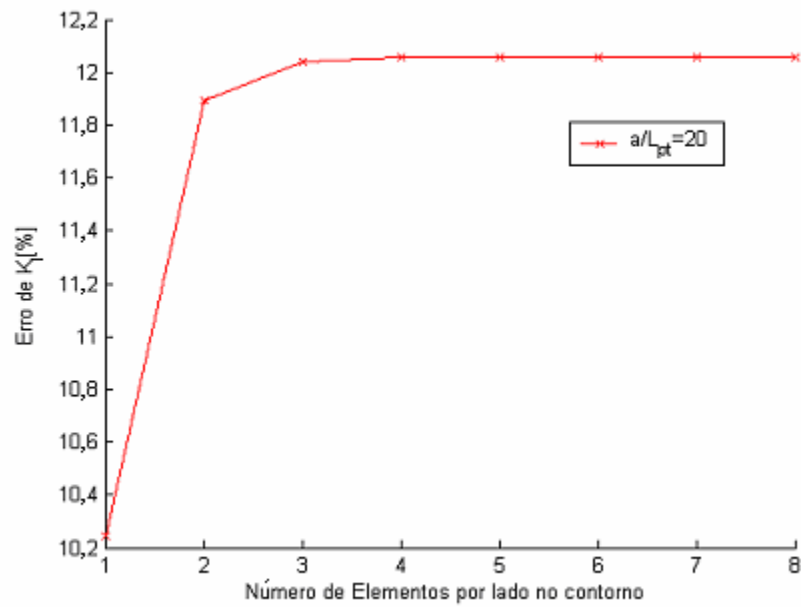


Figura 4.2. Comportamento do erro no valor de  $K_I$  em função do número de Elementos de Contorno por lado do corpo-de-prova M(T) para uma relação  $a/L_{pt} = 20$ .

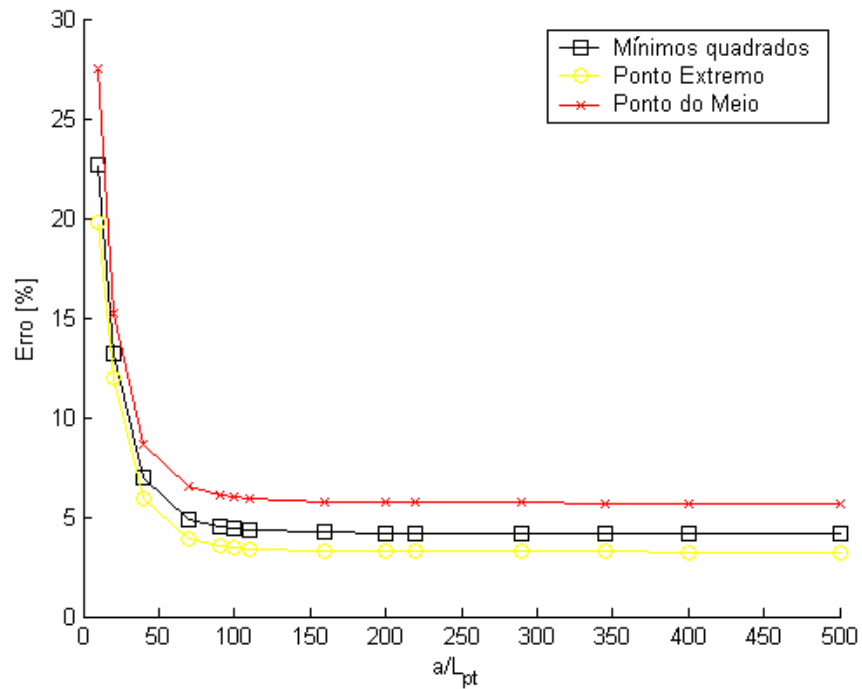


Figura 4.3. Erro no valor de  $K_I$  em função da relação  $a/L_{pt}$ . M(T) com 5 Elementos de Contorno por lado.

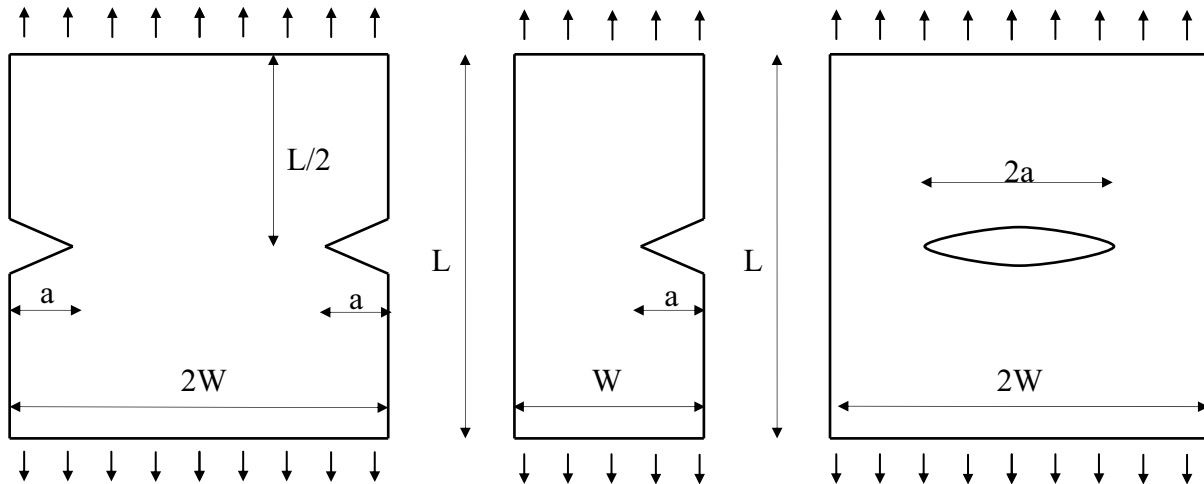


Figura 4.4. Esquema dos corpos-de-prova estudados.

a) DE(T) b) SE(T) c)M(T)

#### 4.1.2. Fórmulas analíticas para o cálculo do fator de intensidade de tensões

Para a estimativa analítica do fator de intensidade de tensões  $K_I$  de configurações geométricas comuns como é o caso dos corpos-de-prova estudados aplica-se a Equação (4.3). Na Figura 4.4 mostram-se as relações geométricas dos corpos-de-prova pesquisados. Segundo o manual de Murakami (1987), para corpos-de-prova M(T) tem-se:

$$F_I = \sqrt{\sec\left(\frac{a \cdot \pi}{2W}\right)} \quad (4.11)$$

Uma das desvantagens das equações fornecidas pelo manual Murakami é que estas equações não levam em conta o comprimento do corpo-de-prova, isto ocasiona erros maiores. Segundo o manual de Aliabadi & Lopez (1996), para corpos-de-prova tipo M(T) e  $2W = L$  tem-se:

$$F_I = 1 + 0,043 \frac{a}{W} + 0,491 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 7,125 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 28,4 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \dots \quad (4.12)$$

$$+ 59,6 \left(\frac{a}{W}\right)^5 - 65,3 \left(\frac{a}{W}\right)^6 + 29,8 \left(\frac{a}{W}\right)^7$$



Segundo o manual de Murakami (1987), para corpos-de-prova SE(T) tem-se:

$$F_I = 1,12 - 0,231 \frac{a}{W} + 10,55 \left( \frac{a}{W} \right)^2 - 21,72 \left( \frac{a}{W} \right)^3 + 30,39 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \quad (4.13)$$

O manual de Aliabadi & Lopez (1996), para corpos-de-prova SE(T) e  $2W = L$  recomenda o uso da mesma Equação (23).

Segundo o manual de Murakami (1987), para corpos-de-prova DE(T) tem-se:

$$F_I = 1,122 - 0,154 \frac{a}{W} + 0,807 \left( \frac{a}{W} \right)^2 - 1,894 \left( \frac{a}{W} \right)^3 + 2,494 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \quad (4.14)$$

Segundo o manual de Aliabadi & Lopez (1996), para corpos-de-prova DE(T) e  $2W = L$  tem-se:

$$F_I = 1,122 - 0,094 \frac{a}{W} + 3,315 \left( \frac{a}{W} \right)^2 - 20,176 \left( \frac{a}{W} \right)^3 + 73,494 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \dots \quad (4.15)$$

$$-141,26 \left( \frac{a}{W} \right)^5 + 134,77 \left( \frac{a}{W} \right)^6 - 49,95 \left( \frac{a}{W} \right)^7$$

#### 4.1.3. Exemplo numérico: Placa com trinca central em tração - M(T)

Para todos os exemplos numéricos apresentados neste estudo, a análise 2D por Elementos Finitos é realizada com elementos quadráticos sólidos de oito nós do tipo CPS8R do programa Abaqus (2000); estes elementos são aplicados para modelagem em tensão plana e são de integração reduzida.

Neste exemplo, a geometria analisada tem  $W = 0,1$  m,  $E = 30$  GPa,  $\nu = 0,3$ ,  $\sigma = 100$  MPa e

a relação de profundidade  $a/W$  assumiu dois valores - 0,1 e 0,5.

A malha gerada e o resultado da análise no programa comercial Abaqus (2000) estão mostrados na Figura 4.5.

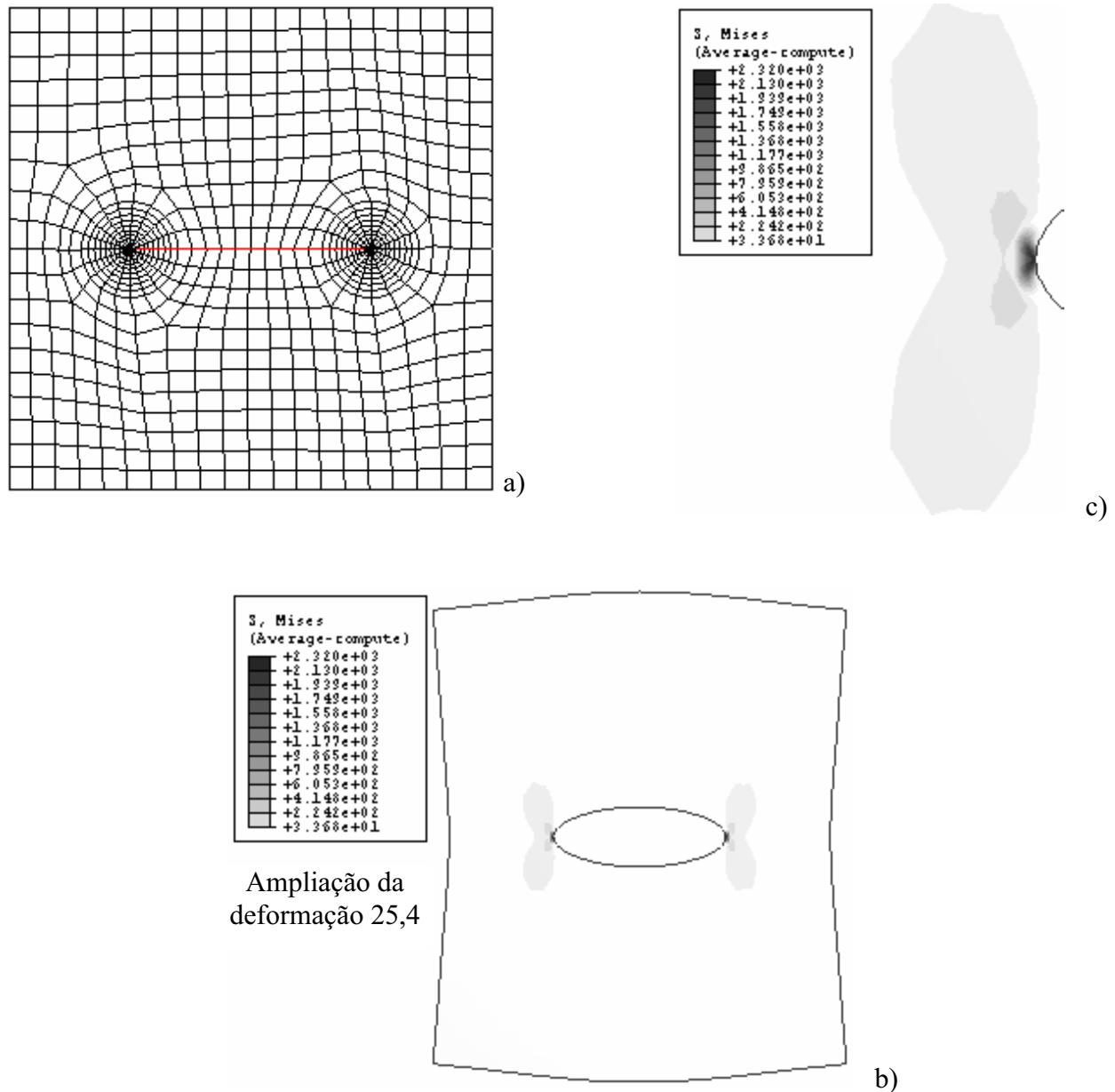


Figura 4.5. Modelagem por Elementos Finitos do Corpo-de-prova tipo M(T),  $a/W = 0,5$ .  
a) Malha gerada b) Resultado de análise – Tensão de von Mises e deslocamentos. c) Detalhe das tensões de von Mises na ponta da trinca.

A malha gerada pela análise por Elementos de Contorno está mostrada na Figura 4.6a. A Figura 4.6b mostra o resultado dos deslocamentos nodais; repare na semelhança com os resultados obtidos por MEF (ver Figura 4.5b). Os resultados obtidos de  $K_I$  estão resumidos na Tabela 1.

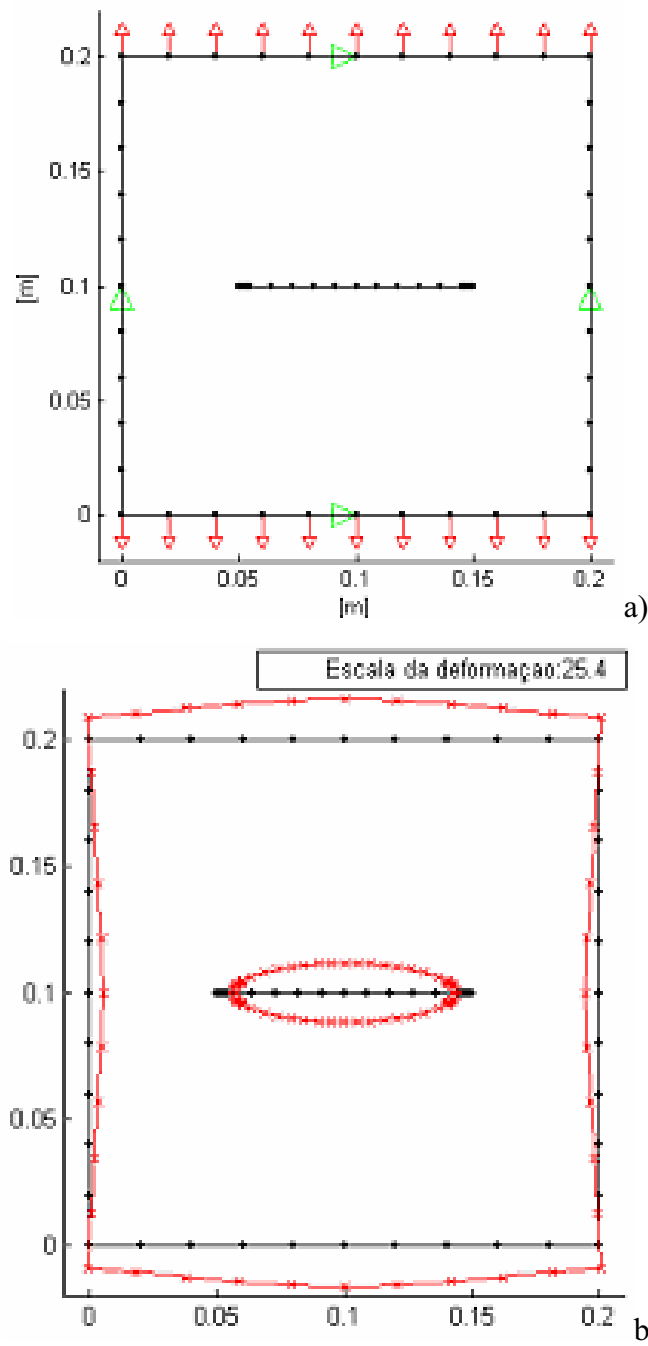


Figura 4.6. Modelagem por MEC do Corpo-de-prova tipo M(T),  $a/W = 0,5$ .

a) Malha gerada b) Resultado da análise –Deslocamentos.

Tabela 4.1. Comparação de resultados –  $K_I$ , M(T).

$a/W$	Murakami $K_I$ [MPa $m^{1/2}$ ]	Aliabadi $K_I$ [MPa $m^{1/2}$ ]	<sup>(1)</sup> $K_I$ [MPa $m^{1/2}$ ]	MEF $K_I$ [MPa $m^{1/2}$ ]	MEC $K_I$ [MPa $m^{1/2}$ ]	$\left( \frac{MEC K_I - MEF K_I}{MEF K_I} \right) \times 100$
0,1	17,720	17,97	17,899	17,94	17,283	-3,7 %
0,5	47,13	52,87	49,58	52,85	50,69	-4,1 %

<sup>(1)</sup> Santos, N. C., Tita, V. & Carvalho, J. (2002).

#### 4.1.4. Exemplo numérico - SE(T)

A geometria analisada tem  $W = 50$  mm,  $L = 100$  mm e a relação de profundidade da trinca  $a/W = 0,5$ . As propriedades elásticas foram  $E = 210$  GPa,  $\nu = 0,3$  correspondentes a um aço estrutural e a carga de  $\sigma = 200$  MPa

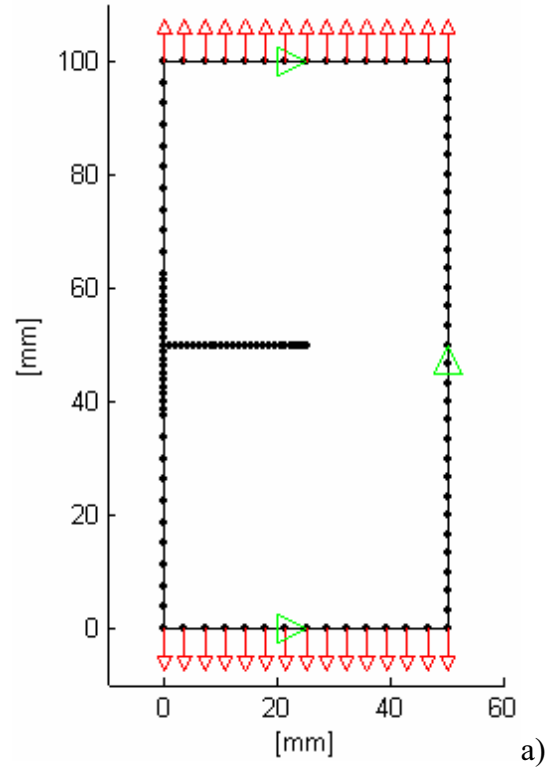
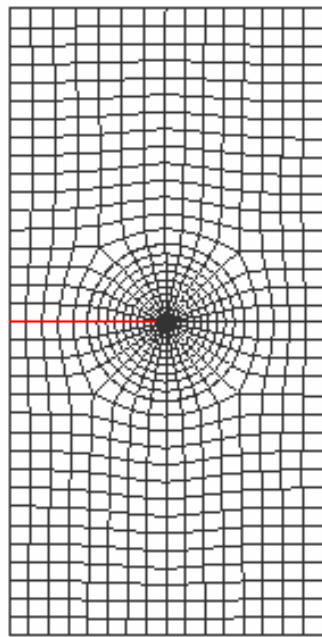
Para a análise por MEF usou-se 839 elementos, sendo que os elementos da ponta da trinca são de 0,78 mm. Para a modelagem por MEC, a malha usada tem um tamanho relativo de elemento na ponta da trinca de  $a/L_{pt} = 110$ ; ambas as malhas estão ilustradas na Figura 4.7a.

Na Tabela 4.2 estão resumidos os resultados obtidos e comparados com os obtidos por outros autores.

Tabela 4.2. Comparação de resultados –  $K_I$ , SE(T).

$a/W$	Murakami $K_I$ [MPa $mm^{1/2}$ ]	<sup>(1)</sup> $K_I$ [MPa $mm^{1/2}$ ]	MEF $K_I$ [MPa $mm^{1/2}$ ]	MEC $K_I$ [MPa $mm^{1/2}$ ]	$\left( \frac{MEC K_I - MEF K_I}{MEF K_I} \right) \times 100$
0,5	5009,6	4746,6	5008	5195,2	3,74%

<sup>(1)</sup> Araujo, T. D., Bittencourt, T. N., Roehl, D. & Martha L. F. (2000).



Esc. Deformação 29,4

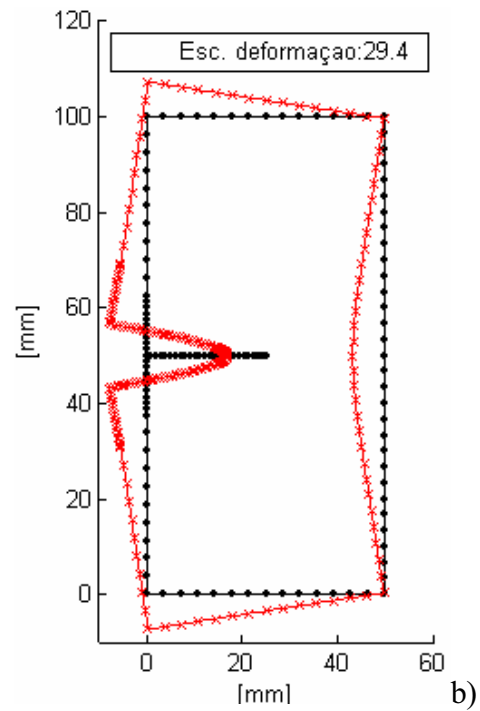
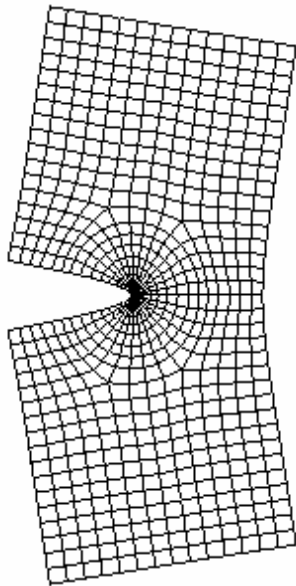


Figura 4.7. Modelagem do Corpo-de-prova tipo SE(T),  $a/W = 0,5$ .  
a) Malha MEF e MEC b) Resultado da análise – Deslocamentos.

#### 4.1.5. Exemplo numérico - DE(T)

A geometria analisada tem  $2W = 100$  mm,  $E = 210$  GPa,  $\nu = 0,3$ ,  $\sigma = 200$  MPa,  $L = 100$  mm e a relação de profundidade da trinca  $a/W = 0,5$ .

O corpo-de-prova tipo DE(T), pela simetria que apresenta, pode ser modelado usando-se somente a metade da peça, neste caso o modelo se converte praticamente no mesmo corpo-de-prova tipo SE(T) já apresentado no exemplo numérico anterior, embora com condições de contorno diferentes como mostrado na Figura 4.8a. A Figura 4.8b ilustra o resultado da análise por Elementos de Contorno.

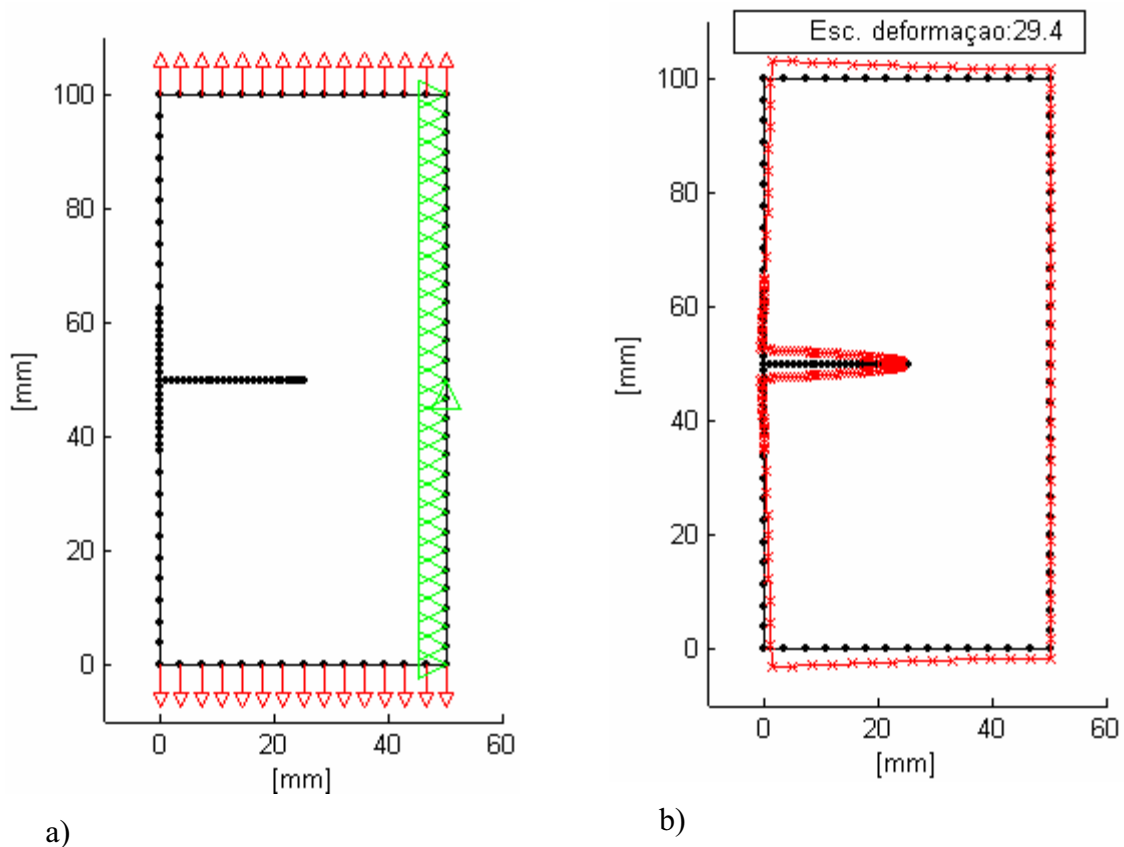


Figura 4.8. Modelagem por MEC do Corpo-de-prova tipo M(T),  $a/W = 0,5$ .

a) Malha gerada b) Resultado da análise –Deslocamentos.

A Tabela 4.3 mostra os resultados obtidos de  $K_I$  e comparados com os obtidos por outros autores.

Tabela 4.3. Comparação de resultados –  $K_I$ , DE(T).

a/W	Murakami $K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	Aliabadi $K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	MEF $K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	MEC $K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$\left( \frac{MEC K_I - MEF K_I}{MEF K_I} \right) \times 100$
0,5	2066,5	2261,6	<sup>(1)</sup> 2363 <sup>(2)</sup> 2338	2362	2517,8	6,6 %

<sup>(1)</sup> Fett, T. (1998).

<sup>(2)</sup> Zhu, W. X. & Smith, D. J. (1995).

#### 4.1.6. Conclusões parciais

As malhas usadas para a modelagem MEC são muito simples; entretanto, a implementação numérica do método é bastante complexa. Contrariamente, a modelagem MEF usa malhas mais complexas, embora com as interfaces gráficas muito amigáveis, disponíveis atualmente nos programas comerciais, esta desvantagem não é percebida.

O método de deslocamento da ponta da trinca usado neste trabalho para o cálculo de  $K_I$  por modelagem MEC é muito simples na sua implementação numérica, mas não permite chegar a valores com erros menores do que 3% mesmo usando-se malhas muito finas; existem outros métodos relatados que são mais precisos que o usado neste trabalho (Aliabadi & Rooke, 1992).

A modelagem MEF permite chegar a resultados mais precisos, embora seja necessário que as malhas sejam muito finas. Ambos os métodos levam a resultados satisfatórios.

#### 4.2. Estudo da influência das relações geométricas nos parâmetros da MFEL

O estudo da Mecânica da Fratura mono-paramétrica está fundamentado na definição de um único parâmetro de campo por meio do qual pode-se definir todo o campo de tensões e deformações nas vizinhanças da ponta de uma trinca aguda, sendo que para a Mecânica da Fratura Elástica Linear o parâmetro de intensidade de tensões  $K$  é o mais usado e para a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica um dos principais parâmetros é a *integral J* (Anderson, 1995). Na ocorrência de grandes deslocamentos e deformações, os estudos relatam que não é possível descrever o campo de tensões e deformações na ponta da trinca com um único parâmetro, sendo necessário aplicar conceitos da Mecânica da Fratura bi-paramétrica para determinar de maneira correta o campo de tensões e deformações nas vizinhanças da trinca. Da expansão da série da solução proposta por Williams pode ser determinado um coeficiente conhecido simplesmente como “T-Stress” que é um importante parâmetro da teoria da Mecânica da Fratura bi-paramétrica no estado elástico linear e que define a magnitude da tensão uniforme paralela às faces da trinca e é independente da distância à ponta da trinca. O T-Stress tem um importante papel na estabilidade direcional da propagação da trinca; para pequenos crescimentos da trinca com predominância do modo I, a trinca desviará de seu caminho original de propagação (de maneira instável) se o *T-Stress* é positivo (tração); caso contrário, com *T-stress* negativo (compressão) a propagação se dará pelo caminho original, o que caracteriza uma trajetória estável da trinca na sua propagação. Para condições de cargas mistas em modo I e II, com relações de carga maiores do que 20% ( $K_{II} > 0,2K_I$ ), o critério de *T-Stress* para a análise da estabilidade direcional do crescimento da trinca é insuficiente (Zacharopoulos & Kalaitzidis, 2003).

*T-Stress* é um parâmetro essencialmente elástico; entretanto, ele também é importante nas análises da fratura elasto-plástica, pois sua magnitude tem uma grande influência no tamanho e forma da região plástica da ponta da trinca, sendo também correlacionada com a triaxialidade de tensões (componente hidrostática da tensão) nos campos elasto-plásticos da ponta da trinca; quanto mais negativo é o *T-Stress*, menor é a triaxialidade de tensões, implicando necessariamente no uso da teoria da Mecânica da Fratura bi-paramétrica para descrever o campo de tensões ao redor da ponta da trinca (Jayadevan et al., 2005). Uma alta triaxialidade de tensões implica em *T-Stress* positivo, nestes casos, o campo de tensões na ponta da trinca é descrito



corretamente pela solução elasto-plástica HRR (Hutchinson, Rice e Rosenberg), que é mono-paramétrica em função da *integral J*.

Nesta seção, aplicando o método numérico de Elementos Finitos em modelagem 2D e 3D, será estudada a influência das variáveis geométricas de corpos-de-prova não normalizados tipo SE(T) nos parâmetros da MFEL: Intensidade de tensões –  $K_I$  e *T-Stress*; além do componente elástico da *integral J*. No regime elástico, a relação entre o fator de intensidade de tensões  $K$  e a *integral J* é dado pela Equação (4.16) (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 2002).

$$J = \frac{1}{8\pi} \mathbf{K}^T \cdot \mathbf{B}_{\log}^{-1} \cdot \mathbf{K} \quad (4.16)$$

Sendo  $\mathbf{K}^T = [K_I \ K_{II} \ K_{III}]$  e  $\mathbf{B}_{\log}$  são as matrizes de fatores de intensidade de tensões e de fatores de energia pré-logarítmicos respectivamente. O programa comercial Abaqus® (2000), usado neste trabalho, permite o cálculo da *integral J* em pós-procesamento usando o método da extensão virtual da trinca (“virtual crack extension”). Este método, apesar de ser bastante antigo, é particularmente atrativo por ser de simples implementação e ter um custo computacional muito baixo. Permite obter resultados bastante precisos, inclusive com malhas pouco refinadas. Para materiais homogêneos e isotrópicos a matriz  $\mathbf{B}_{\log}$  é diagonal, ou seja, é simétrico com relação à diagonal principal, o que permite simplificar a Equação (4.16) a:

$$J = \frac{1}{E'} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{2G} K_{III}^2 \quad (4.17)$$

Sendo que  $G$  é o módulo de elasticidade transversal,  $E'$  é igual ao módulo de elasticidade ( $E$ ) para o estado plano de tensão e para o caso de estado plano de deformação é igual a  $E/(1-\nu^2)$ . No caso do ensaio da tenacidade à fratura usando-se corpos-de-prova tipo SE(T), a solitação da trinca é somente no modo I, sendo então  $K_{II}$  e  $K_{III}$  nulos. Portanto, a Equação (4.17) se converte na Equação (4.1).

Em materiais isotrópicos e homogêneos, a caracterização do campo de tensões nas

vizinhanças da ponta de uma trinca aguda pode ser feita usando-se a solução de Williams, que está expressa pela seguinte série infinita (Liu & Chao, 2003):

$$\sigma_{ij} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cdot r^{\frac{n}{2}-1} \cdot f_{ij}^{(n)}(\theta) \quad (4.18)$$

Nesta equação,  $\sigma_{ij}$  é o tensor de tensões em um ponto do material posicionado na distância  $r$  da ponta da trinca e a um ângulo de orientação  $\theta$  a partir do plano da trinca,  $f_{ij}(\theta)$  são funções trigonométricas conhecidas e  $A_n$  são coeficientes típicos. A tensão circunferencial, também chamada de "Hoop stress" (Ayatollahi et al., 2002), é definida por:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} K_I \cdot \cos^3 \frac{\theta}{2} + T \cdot \sin^2 \theta + O(r^{1/2}) \quad (4.19)$$

Sendo que  $T$  representa a  $T$ -Stress. Na Equação (4.19) os termos de maior ordem  $O(r^{1/2})$  são desprezíveis para as regiões muito próximas da ponta da trinca. A determinação de  $T$ -Stress por Elementos Finitos se realiza usando a Equação (4.20) (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 2002).

$$T = E' \left[ -\frac{I_{int}(s)}{F_{LL}} - \nu \cdot \epsilon_{33}(s) \right] \quad (4.20)$$

Sendo que  $F_{LL}$  é uma carga auxiliar aplicada no plano de propagação da trinca ao longo da linha da trinca (ver solução auxiliar em Timoshenko & Goodier, 1980, p. 96),  $\nu$  é o coeficiente de Poisson,  $\epsilon_{33}$  é a deformação na direção transversal (de um ponto genérico  $s$  na frente da trinca) e  $I_{int}$  é uma integral ("interaction integral"<sup>6</sup>) dada pela Equação (4.21).

$$I_{int} = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{M} \cdot \mathbf{q} \cdot d\Gamma \quad (4.21)$$

---

<sup>6</sup> Esta integral é de difícil solução, pelo que normalmente se aplica uma solução numérica aproximada (Nakamura & Parks, 1992).

Sendo que  $\mathbf{n}$  é a matriz de normais externas à superfície,  $\mathbf{q}$  a matriz de orientação da ponta da trinca e a matriz  $\mathbf{M}$  é dada pela Equação (4.22).

$$\mathbf{M} = \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\varepsilon}_{aux}^{LL} \mathbf{I} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \left( \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} \right)_{aux}^{LL} - \boldsymbol{\sigma}_{aux}^{LL} \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} \quad (4.22)$$

Sendo que  $\mathbf{I}$  é matriz identidade e  $\mathbf{u}$  a matriz de deslocamentos. Na solitação da trinca em modo I, tanto o fator de intensidade de tensões  $K_I$  como o *T-Stress* são proporcionais à magnitude da tensão nominal ( $\sigma_n$ ); então pode-se definir um parâmetro adimensional, chamado de “Biaxiality ratio” -  $\beta$  (relação de bi-axialidade), dado pela Equação (4.23) (Anderson, 1995, p 161) e que relaciona  $K_I$  com  $T$ .

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (4.23)$$

Uma alternativa simples para o cálculo de *T-stress* é a Equação (4.23), porque  $\beta$  pode ser determinado graficamente e o fator de intensidade de tensões  $K_I$  analiticamente.

#### 4.2.1. Metodologia de modelagem

O material usado nas modelagens foi aço estrutural com as seguintes propriedades elásticas:  $E = 210$  GPa e  $\nu = 0,3$ .

A Figura 4.9 mostra esquematicamente um corpo-de-prova tipo SE(T) onde se indicam todas as magnitudes geométricas importantes, sendo  $W$  a largura da seção,  $B$  a espessura,  $L$  a metade do comprimento total e  $a$  o comprimento da trinca.

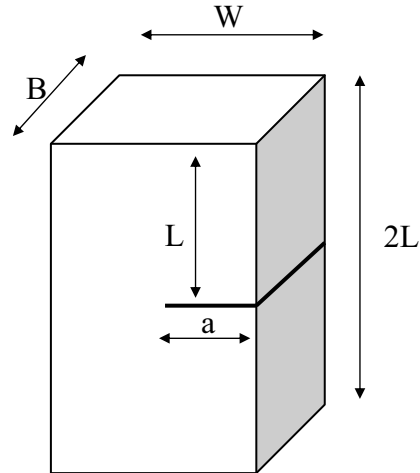
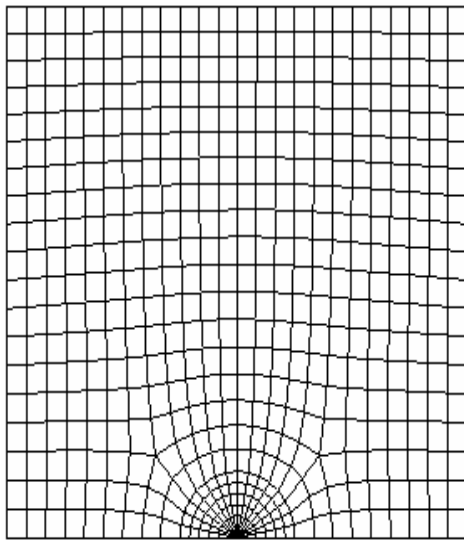
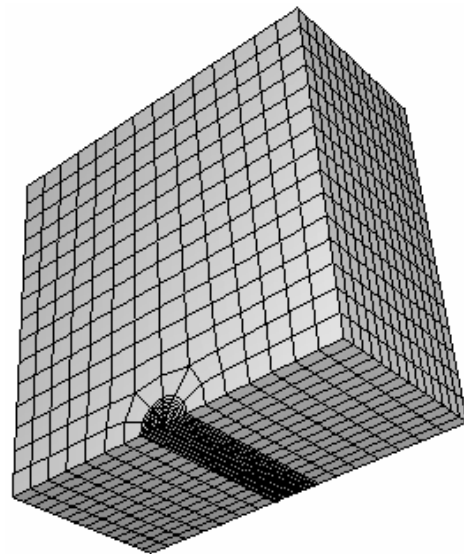


Figura 4.9. Esquema do Corpo-de-prova tipo SE(T).



a)



b)

Figura 4.10. Malhas típicas 2D e 3D.

Todas as simulações numéricas foram realizadas usando-se  $W = 100$  mm e a tensão nominal de tração de  $\sigma_n = 100$  MPa. A modelagem foi feita com elementos quadráticos contínuos e na modelagem da ponta da trinca usaram-se elementos quadráticos colapsados com nó a um quarto, estes elementos são especiais para simular (e perceber) a singularidade que se gera na ponta da trinca.

Para o estudo da influência da profundidade da trinca nos parâmetros da Mecânica da

Fratuira, variou-se a relação  $a/W$  entre 0,125 e 0,875 em forma discreta, modelando-se no plano. Na Figura 4.10 mostra-se uma malha típica usada no estudo. No estudo 2D da influência do comprimento do corpo-de-prova se variou a relação  $L/W$  de 0,25 a 4, mantendo-se constante a relação  $a/W$  em 0,5.

A influência da espessura do corpo-de-prova foi estudada com modelagem em três dimensões; uma malha típica é mostrada na Figura 4.10. A relação  $B/W$  variou-se entre 0,25 e 2 de forma discreta e se manteve constantes as relações  $a/W = 0,5$  e  $L/W = 1$ .

#### 4.2.2. Resultados

Os resultados do estudo da influência da profundidade da trinca estão indicados na Tabela 4.4 para pequenas deformações e na Tabela 4.5 para grandes deformações, sendo que  $L_{pt}$  representa o comprimento do elemento da ponta da trinca. Existe uma boa concordância dos resultados de ambos métodos para trincas rasas e profundas (até  $a/W = 0,625$ ). Para trincas extra profundas, não existe concordância nos resultados, acredita-se que se deve a instabilidades numéricas e/ou não linearidades do método de grandes deformações.

Tabela 4.4. Influência da relação  $a/W$ ; resultados da simulação por MEF-2D.

Pequenas deformações, tensão plana e tensão nominal de 100 MPa.

$a/W$	$L_{pt}$ [mm]	# Elementos	T-Stress [MPa]	$J_{el}$ [N/mm]	$K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]
0,125	0,625	684	-56,02	2,803	767,1
0,25	0,625	684	-60,23	8,398	1328
0,375	0,625	520	-58,80	22,01	2150
0,50	0,625	804	-41,02	59,71	3541
0,625	0,625	646	25,96	186,7	6261
0,75	0,625	607	290,4	801,6	0,13E+05
0,875	0,625	612	2101	<b>7942</b>	<b>0,41E+05</b>

A Figura 4.11 mostra o gráfico do comportamento do *T-Stress* em função da variação da relação  $a/W$ ; note-se que o *T-Stress* permanece negativa até uma relação de  $a/W = 0,6$ .

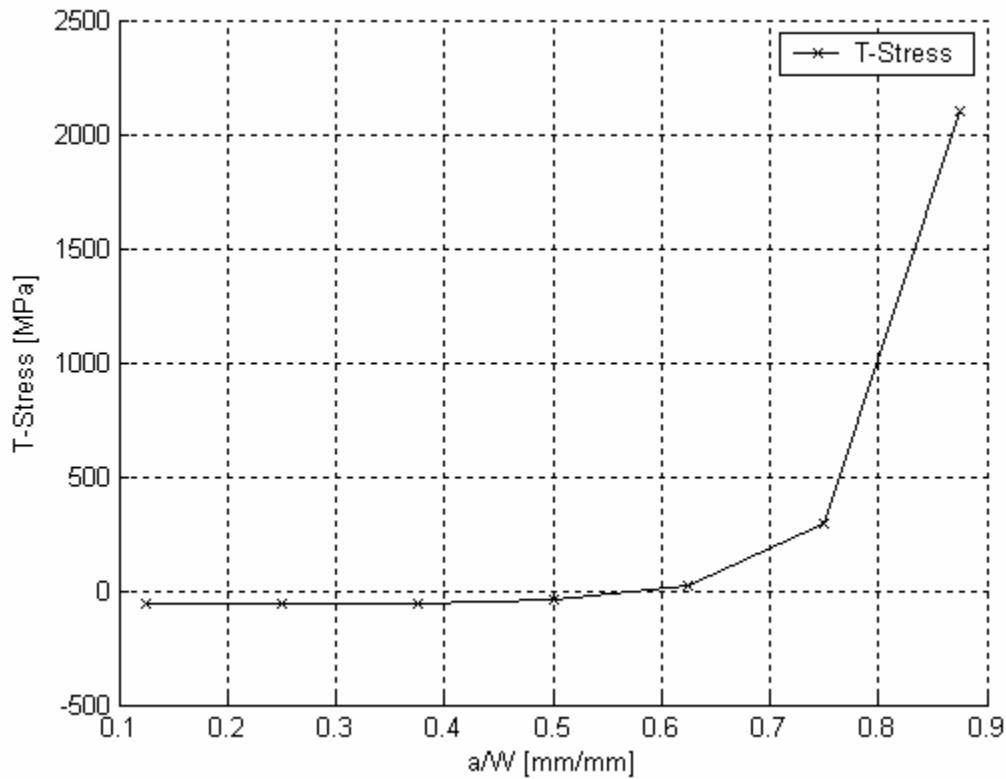


Figura 4.11. *T-Stress* em função da relação  $a/W$  para SE(T) com  $L/W=1$  e  $\sigma_n = 100$  MPa.

Tabela 4.5. Influência da relação  $a/W$ , resultados da simulação por MEF-2D.

Grandes deformações, tensão plana e tensão nominal de 100 MPa.

$a/W$	$L_{pt}$ [mm]	# Elementos	T-Stress [MPa]	$J_{el}$ [N/mm]	$K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]
0,125	0,568	2289	-56,04	2,798	766,6
0,25	0,568	2215	-60,36	8,362	1325
0,375	0,568	2169	-59,21	21,78	2139
0,50	0,568	2072	-42,56	58,26	3498
0,625	0,568	2088	19,56	174,9	6061
0,75	0,568	2152	263,9	637,4	0,116E+05
0,875	0,568	2114	3793	<b>458,9</b>	<b>9816</b>

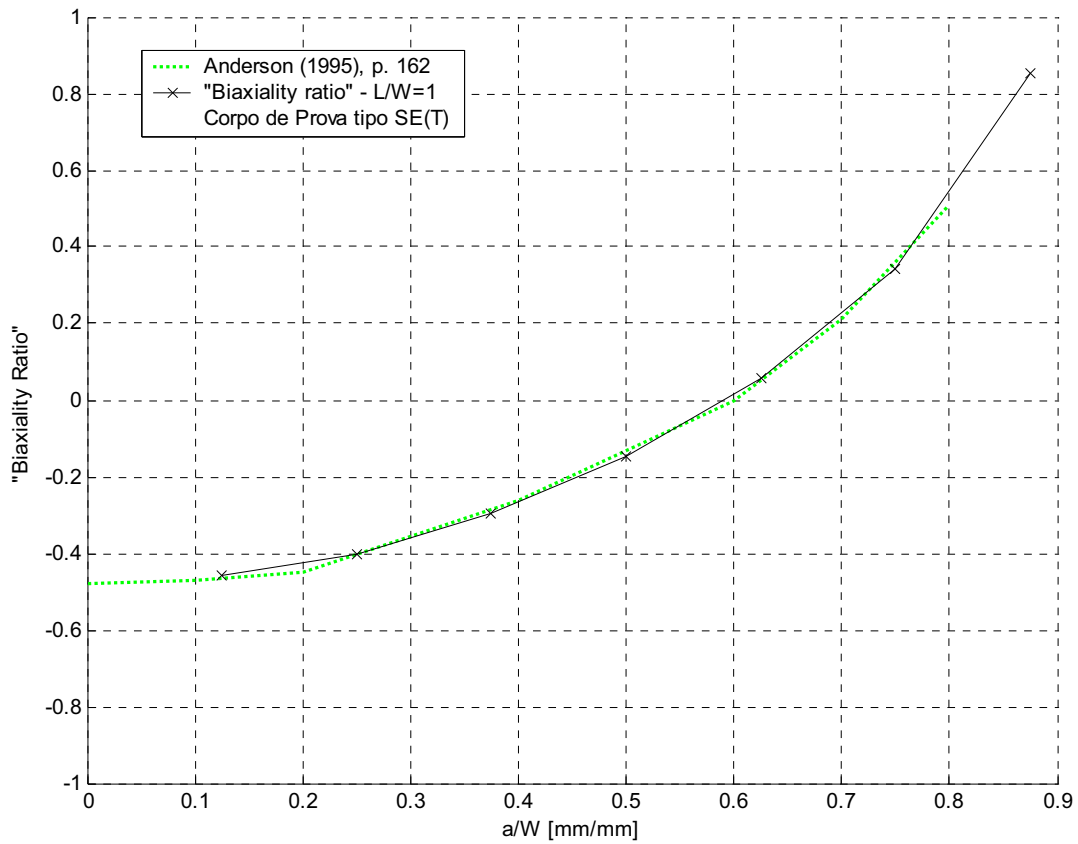


Figura 4.12. “Biaxiality ratio” em função da relação  $a/W$  para SE(T) com  $L/W=1$ .

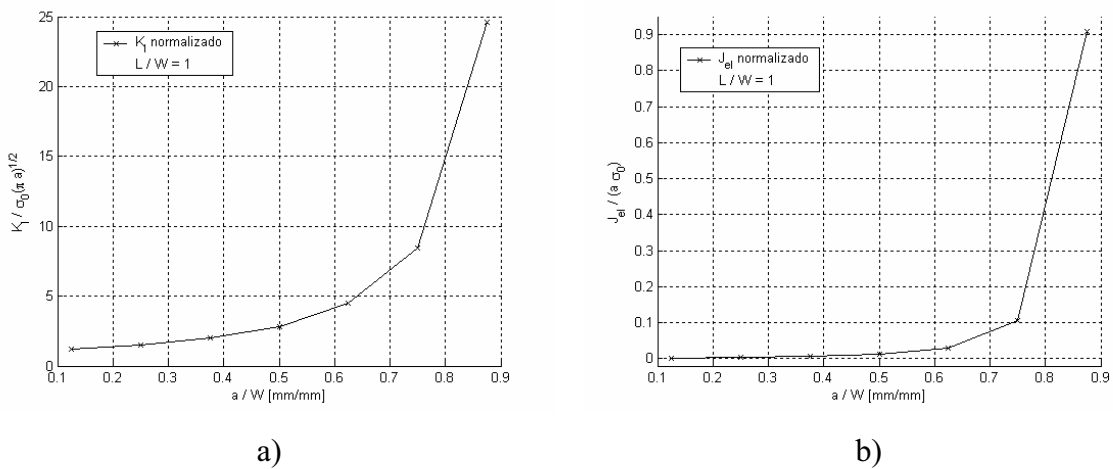


Figura 4.13. Influência da relação  $a/W$ , com  $L/W = 1$ .

a)  $K_I$  normalizado em função de  $a/W$ . b)  $J_{el}$  normalizado em função de  $a/W$ .

A Figura 4.12 corresponde ao gráfico dos resultados do cálculo da “Biaxiality ratio” usando-se os dados da Tabela 4.4 e aplicando-se a Equação (4.23), para validar os resultados estes se comparam com os proporcionados por Anderson (1995).

Na Figura 4.13a ilustra-se a influência da profundidade da trinca no valor normalizado da intensidade de tensões e na Figura 4.13b a influência sobre a *integral J* normalizada. Na Tabela 4.6 resumem-se os resultados da influência do comprimento do corpo-de-prova.

Tabela 4.6. Resultados da simulação por MEF -  $\sigma_n = 100$  MPa.

Tensão plana - Pequenas deformações –  $a/W = 0,5$

L/W	$L_{pt}$ [mm]	# Elementos	T-Stress [MPa]	$J_{el}$ [N/mm]	$K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]
0,25	0,625	240	745,0	173,1	6029
0,50	0,625	390	66,51	67,72	3771
0,75	0,625	382	-27,88	60,36	3560
1,0	0,625	804	-41,02	59,71	3541
2,0	0,625	446	-42,29	59,68	3540
3,0	0,625	476	-42,21	59,67	3540
4,0	0,625	506	-42,22	59,67	3540

Na Figura 4.14a mostra-se o gráfico correspondente aos dados da Tabela 4.6 de *T-Stress* em função da variação da relação  $L/W$ ; note-se que o *T-Stress* permanece praticamente constante para relações de  $L/W$  maiores do que 1.

A Figura 4.14b mostra a variação do parâmetro “Biaxiality ratio” em função de  $L/W$ .



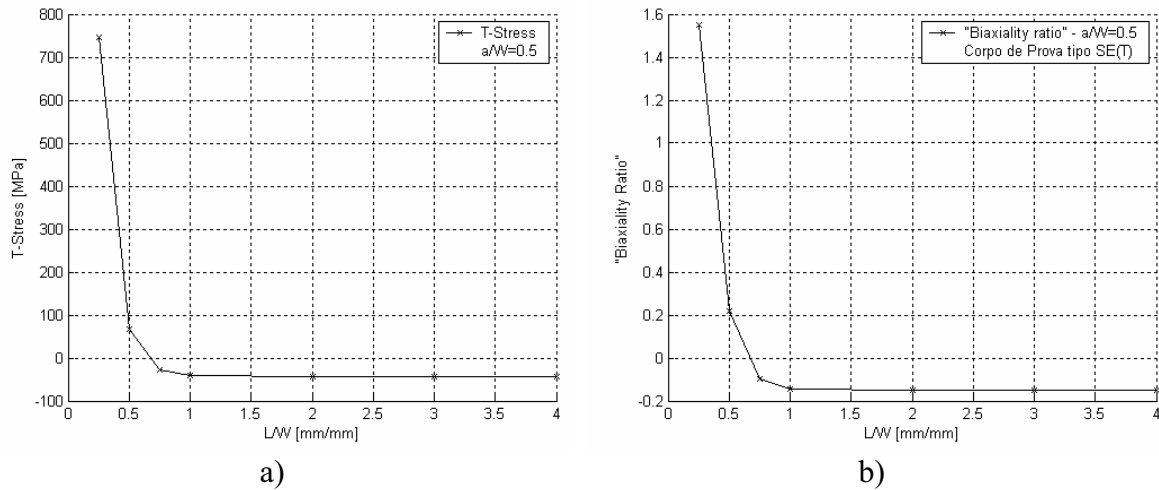


Figura 4.14. Figura 5-Influência da relação  $L/W$ , para  $a/W = 0,5$ .  
a)  $T$ -Stress em função de  $L/W$ . b) “Biaxiality Ratio” em função de  $L/W$ .

Os resultados da influência da espessura do corpo-de-prova são mostrados na Tabela 4.7. É importante destacar que os valores de  $T$ -Stress e do fator de concentração de tensões são iguais para deformação plana como para tensão plana; a influência da espessura no  $T$ -Stress somente pode ser percebida numa modelagem 3D; neste caso os valores não são constantes na espessura, sendo máximos no centro e mínimos nas superfícies livres. Nas Figuras 4.15a e 4.15b estão mostrados respectivamente os gráficos do fator de intensidade de tensões  $K_I$  normalizado e a *integral J* em função de  $B/W$ .

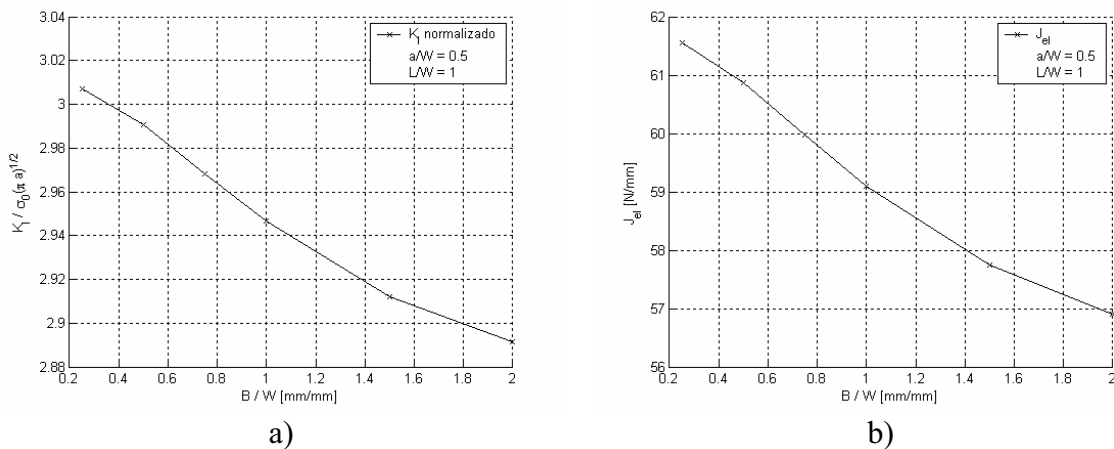


Figura 4.15. Influência da relação  $B/W$ , com  $L/W = 1$  e  $a/W = 0,5$ .  
a)  $K_I$  normalizado em função de  $B/W$ . b)  $J_{el}$  em função de  $B/W$ .

Nas Figuras 4.16a e 4.16b estão mostrados respectivamente os gráficos do *T-Stress* normalizado e a “Biaxiality ratio” em função de  $B/W$ .

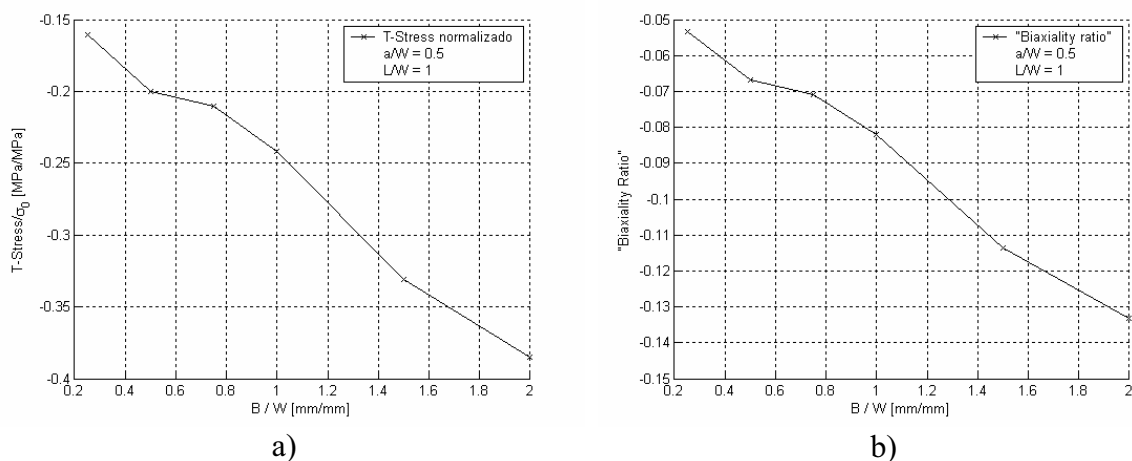


Figura 4.16. Influência da relação  $B/W$ , para  $a/W = 0,5$  e  $L/W = 1$ .

a) *T-Stress* normalizado em função de  $B/W$ . b) “Biaxiality ratio” em função de  $B/W$ .

Tabela 4.7. Influência da espessura do corpo-de-prova -  $\sigma_n = 100$  MPa.

Análises 3D - pequenas deformações -  $a/W = 0,5$  e  $L/W = 1$ .

$B/W$	$L_{pt}$ [mm]	# Elementos	T-Stress [MPa]	$J_{el}$ [N/mm]	$K_I$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]
Tensão Plana	0,58	2072	-42,35	58,31	3499
0,25	0,68	3020	-16,03 <sup>(1)</sup>	61,56 <sup>(1)</sup>	3769 <sup>(1)</sup>
0,50	0,68	3808	-19,98 <sup>(1)</sup>	60,86 <sup>(1)</sup>	3748 <sup>(1)</sup>
0,75	0,68	4624	-21,06 <sup>(1)</sup>	59,97 <sup>(1)</sup>	3720 <sup>(1)</sup>
1,0	0,68	3696	-24,21 <sup>(1)</sup>	59,10 <sup>(1)</sup>	3693 <sup>(1)</sup>
1,50	0,68	2992	-33,07 <sup>(1)</sup>	57,74 <sup>(1)</sup>	3650 <sup>(1)</sup>
2,0	0,68	3696	-38,50 <sup>(1)</sup>	56,90 <sup>(1)</sup>	3624 <sup>(1)</sup>
Deformação plana	0,58	2072	-42,38	53,12	3501

<sup>(1)</sup> Obtido no meio da espessura.

### 4.2.3. Conclusões parciais

Nos corpos-de-prova tipo SE(T) relações maiores do que  $a/W = 0,6$  levam a valores de *T-Stress* positivos, o que faz com que a direção de propagação da trinca seja instável, esta instabilidade induz à trinca a mudar a direção de propagação, o que poderia levar a maiores erros de medição no ensaio de tenacidade à fratura.

O comprimento do corpo-de-prova influencia muito pouco nos resultados com relações de  $L/W$  maiores do que 1; assim, é recomendável para os ensaios de Mecânica da Fratura o uso de corpos-de-prova SE(T) de comprimento útil mínimo de  $2W$ .

Para relações  $L/W$  maiores do que um, o parâmetro de “Biaxiality ratio” -  $\beta$  varia muito pouco com o comprimento, conseqüentemente o gráfico da Figura 4.12 pode ser usado para obter  $\beta$  para corpos-de-prova SE(T) com relações  $L/W > 1$  em função de  $a/W$ .

A espessura tem uma influência notável no valor do *T-Stress*, sendo maior no meio do corpo-de-prova, onde a restrição à deformação é maior, com um aumento de  $B/W$  de 0,5 para 2, o valor de *T-Stress* aumenta 100%.

### 4.3. Determinação numérica do fator $\eta$ plástico para corpos-de-prova não normalizados do tipo SE(T)

Projetos de dutos de baixo custo exigem uma avaliação de defeitos muito precisa, especialmente na indústria petroleira onde uma falha do duto pode ocasionar danos e perdas de grande monta. Os resultados da tenacidade à fratura determinada por ensaios com corpos-de-prova normalizados, como, por exemplo, o de flexão em três pontos - “Single Edge Bending” SE(B) -, são demasiadamente conservadores para serem usados na estimativa econômica do tamanho de defeitos críticos (Nyhus, Polanco & Orjasaether, 2003), aplicando conceitos da

“Engineering Critical Assessment” (ECA). As condições de restrição ao fluxo plástico na ponta da trinca existentes em dutos são melhor reproduzidas por ensaios com corpos-de-prova tipo tração com entalhe lateral - “Single Edge Tension” SE(T) - ou "Single Edge Notched Tension" (SENT). Esta similaridade, entre as condições de solicitação da tubulação e do corpo-de-prova do tipo SE(T), tem despertado recentemente grande interesse no desenvolvimento desses ensaios SE(T) para a obtenção da tenacidade à fratura elasto-plástica

O fator eta plástico é usado na obtenção experimental dos parâmetros de campo integral  $J$  e integral  $C^*$ . A integral  $C^*$  permite analisar o crescimento de trincas sob o fenômeno da fluência (“creep”), sendo considerado um importante parâmetro da Mecânica da Fratura (Kim & Budden, 2001; Kabiri, 2003).

Nesta seção realizou-se a determinação analítica do fator eta plástico usando dados proporcionados pelo método EPRI e dados numéricos, obtidos por modelagem com Elementos Finitos para corpos-de-prova não normalizados tipo tração com entalhe lateral, SE(T). Com os resultados do fator eta plástico calculados foi possível a obtenção experimental da tenacidade à fratura elasto-plástica do aço API 5L X65, usando corpos-de-prova não normalizados tipo SE(T).

#### 4.3.1. Formulação

Segundo a norma ASTM E 1820-01 (2001), a determinação experimental da *integral J* pode ser realizada usando-se a Equação:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \eta_{pl} \frac{A_{pl}}{(W-a)B} \quad (4.24)$$

Sendo que  $K$  é o fator de intensidade de tensões elástico linear,  $E'$  é igual ao módulo de elasticidade ( $E$ ) para o estado plano de tensão e para o caso de deformação plana é igual a  $E/(1-\nu^2)$ ,  $\eta_{pl}$  é o fator eta plástico,  $a$  o comprimento da trinca,  $W$  e  $B$  são a largura e espessura do corpo-de-prova respectivamente,  $A_{pl}$  é a energia de deformação plástica que corresponde à área

plástica sob as curvas experimentais carga-deslocamento como mostrado na Figura 4.17. Existem duas técnicas experimentais para o levantamento das curvas carga-deslocamento, a primeira é baseada na medição dos deslocamentos na linha de carga (“Load-line displacement” - *LLD*), esta técnica é usada pelas normas ASTM; e a segunda está baseada na medição do deslocamento de abertura da boca da trinca (“Crack Mouth Opening Displacement” - *CMOD*), trabalhos recentes reportam a esta ultima técnica como mais estável e precisa que a LLD (Kim & Budden (2001); Kim et al.(2004); Matvienko (2004)).

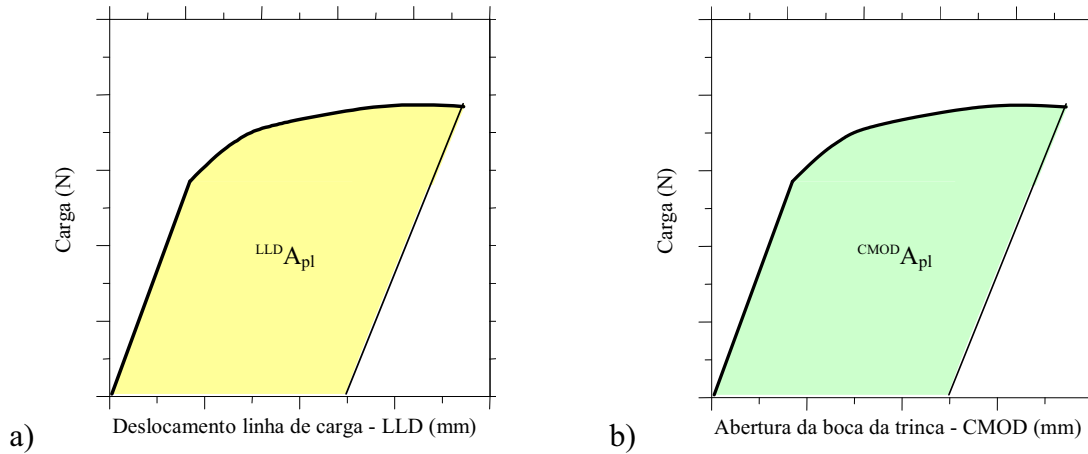


Figura 4.17. Definição da área plástica das curvas experimentais carga-deslocamento.

A *integral C\** é definida analiticamente pela Equação:

$$C^* = \int_{\Gamma} (\dot{w} dy - T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} ds) \quad (4.25)$$

Sendo que  $\dot{w}$  é a densidade da taxa de energia de deformação (ou potencia de deformação) e  $\dot{u}_i$  representam os componentes do vetor de taxa de deslocamento. A taxa de crescimento da trinca  $\dot{a}$  induzida pelo fenômeno da fluência pode ser expressa pela seguinte lei exponencial:

$$\dot{a} = \gamma^* (C^*)^{\frac{n^*}{n^*+1}} \quad (4.26)$$

Sendo que  $n^*$  é o expoente de fluência e  $\gamma^*$  é uma constante típica do material.

A norma ASTM E 1457-00 (2000) define a Equação (4.27) para a determinação experimental da *integral*  $C^*$ .

$$C^* = \frac{n^*}{n^*+1} \times \frac{LLD \eta_{pl}}{(W-a)B} P \dot{\Delta} \quad (4.27)$$

Sendo que  $\dot{\Delta}$  é a taxa do deslocamento de fluência da linha de carga e  $P$  é a carga externa aplicada.

#### 4.3.2. Método EPRI

O método semi-analítico EPRI (“Electric Power Research Institute”) para a determinação do componente plástico da *integral*  $J$  é considerado um método clássico. Este método modela os materiais pelo modelo de encruamento exponencial Equação (2.5). Segundo este método, a parcela plástica da *Integral*  $J$  é dada pela Equação (4.28).

$$J_{pl} = \alpha \cdot \epsilon_0 \cdot \sigma_0 \cdot b \cdot g_1 \cdot h_1 \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (4.28)$$

Sendo que  $b$  é o ligamento definido como  $W-a$ ,  $g_1$  é uma função adimensional dependente do tipo de corpo-de-prova,  $h_1$  é uma função de calibração dependente do tipo de corpo-de-prova e dos parâmetros  $n$  e  $a/W$ ; os valores tabulados de  $h_1$  podem ser achados em Kanninen & Popelar (1985) e Anderson (1995),  $\sigma_0$  é a tensão de referência de escoamento e  $P_0$  é a carga de referência de escoamento na ponta da trinca também dependente do tipo de copo de prova. Para corpos-de-prova tipo SE(T), a função  $g_1$  está definida pela Equação (4.29).

$$g_1 = \frac{a}{W} \quad (4.29)$$

A carga de referência de escoamento  $P_0$  está definida na Equação (4.30) e na Equação (4.31) para os estados planos de deformação e tensão respectivamente.

$$P_0 = 1,455\beta_1 \cdot b \cdot \sigma_0, \text{ para o estado plano de deformação} \quad (4.30)$$

$$P_0 = 1,072\beta_1 \cdot b \cdot \sigma_0, \text{ para o estado plano de tensão} \quad (4.31)$$

Sendo que o fator  $\beta_1$  é definido pela equação (4.32).

$$\beta_1 = \left[ 1 + \left( \frac{a}{b} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{a}{b} \quad (4.32)$$

O método EPRI permite estimar o deslocamento plástico total na linha de carga  $\Delta_{pl}$  pela seguinte equação:

$$\Delta_{pl} = \Delta_c + \Delta_{nc} \quad (4.33)$$

Sendo que  $\Delta_c$  é dado pela Equação (4.34) e  $\Delta_{nc}$  dado pela Equação (4.35) para o estado plano de deformação e pela Equação (4.36) para o estado plano de tensão.

$$\Delta_c = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot a \cdot h_3 \left( \frac{P}{P_0} \right)^n \quad (4.34)$$

$$\Delta_{nc} = \frac{\sqrt{3}}{2} \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot L \left( \frac{\sqrt{3}P_0}{4B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \text{ para o estado plano de deformação} \quad (4.35)$$

$$\Delta_{nc} = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot L \left( \frac{P_0}{2B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \left( \frac{P}{P_0} \right)^n, \text{ para o estado plano de tensão} \quad (4.36)$$

Sendo que  $h_3$  é uma função dependente do tipo de corpo-de-prova e dos parâmetros  $n$  e  $a/W$ , os valores tabulados de  $h_3$  podem ser obtidos em Anderson (1995),  $L$  e  $B$  são respectivamente o comprimento e espessura do corpo-de-prova.

### 4.3.3. Fator eta plástico para corpos-de-prova SE(T)

A energia de deformação plástica (desconsiderando o componente elástico que é muito pequeno comparado com o componente plástico), é definida por (Matvienko, 2004):

$$A_{pl} = \int_0^{\Delta_{pl}} P \cdot d(\Delta_{pl}) \quad (4.37)$$

Da Equação (4.33) pode-se por em evidência a carga  $P$ , chegando-se à Equação (4.38) para estado plano de tensão e à Equação (4.39) para o estado plano de deformação.

$$P = \left[ \frac{\Delta_{pl}}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \left( a \cdot h_3 \left( \frac{1}{P_0} \right)^n + L \left( \frac{1}{2B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \right)} \right]^{\frac{1}{n}}, \text{ para o estado plano de deformação} \quad (4.38)$$

$$P = \left[ \frac{\Delta_{pl}}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \left( a \cdot h_3 \left( \frac{1}{P_0} \right)^n + \frac{\sqrt{3}}{2} L \left( \frac{\sqrt{3}}{4} \frac{1}{B \cdot W \cdot \sigma_0} \right)^n \right)} \right]^{\frac{1}{n}}, \text{ para o estado plano de tensão} \quad (4.39)$$

Com os valores de  $P$ , a integral da Equação (4.37) pode ser resolvida analiticamente. Igualando a parcela plástica da Equação (4.24) com a Equação (4.28) é possível obter uma relação analítica para o cálculo do fator eta plástico. Para o estado plano de tensão tem-se:



$${}^{LLD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,072\beta} \frac{a \cdot b}{W} \frac{h_1}{a \cdot h_3 + L \left( \frac{1,072\beta \cdot b}{2W} \right)^n} \quad (4.40)$$

Para o estado plano de deformação tem-se:

$${}^{LLD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,455\beta} \frac{a \cdot b}{W} \frac{h_1}{a \cdot h_3 + \frac{\sqrt{3}}{2} L \left( \frac{\sqrt{3}}{4} \times \frac{1,455\beta \cdot b}{W} \right)^n} \quad (4.41)$$

O componente plástico da abertura da boca da trinca  $v_{pl}$  é dada pela Equação (4.42), Kabiri (2003).

$$v_{pl} = \alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot a \cdot h_2 \left( \frac{P}{P_0} \right)^n \quad (4.42)$$

Sendo que  $h_2$  é uma função dependente do tipo de corpo-de-prova, do estado de tensão e dos parâmetros  $n$  e  $a/W$ ; os valores tabulados de  $h_2$  podem ser achados em Anderson (1995).

Com o mesmo procedimento anterior, obtém-se a relação analítica para o cálculo do fator eta plástico para medições experimentais de CMOD, dada na Equação (4.43) para o estado plano de deformação e na Equação (4.44) para o estado plano de tensão.

$${}^{CMOD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,455\beta} \frac{(W-a)}{W} \frac{h_1}{h_2}, \text{ para o estado plano de deformação} \quad (4.43)$$

$${}^{CMOD}\eta_{pl} = \frac{(n+1)}{n} \frac{1}{1,072\beta} \frac{(W-a)}{W} \frac{h_1}{h_2}, \text{ para o estado plano de tensão} \quad (4.44)$$

#### 4.3.4. Calibração de $h_I$ por Elementos Finitos

Existem relatos na literatura de que os valores tabulados da função de calibração  $h_I$  fornecidos pelo manual EPRI estão subestimados e apresentam flutuações por algumas instabilidades numéricas, mencionam-se, por exemplo, Lei & Ainswoth (1997), Kim & Budden (2001) e Matvienko (2004). A calibração de  $h_I$  neste trabalho é realizada por um estudo paramétrico com Elementos Finitos, variando-se a carga  $P$  aplicada ao corpo-de-prova, determinou-se o valor da integral  $J$  por Elementos Finitos usando-se o programa comercial Abaqus (2000), representado por  $J_{MEF}$ , logo aplicando a Equação (4.45) acha-se o valor de  $J_{pl}$ .

$$J_{pl} = J_{MEF} - J_{el}(a_{eff}) \quad (4.45)$$

Sendo que  $J_{el}$  é uma função do comprimento efetivo da trinca  $a_{eff}$ . Traçando os resultados de  $J_{pl}$  em função de  $(P/P_0)^{n+1}$ , como ilustrado na Figura 4.18, é possível ajustar uma linha reta, cuja inclinação -  $S_{lope}$  é determinada pela Equação (4.46).

$$S_{lope} = \frac{\Delta J_{pl}}{\Delta \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1}} \quad (4.46)$$

Então, a função de calibração será:

$$h_1(MEF) = \frac{S_{lope}}{\alpha \cdot \varepsilon_0 \cdot b \cdot \sigma_0} \cdot \frac{1}{g_1} \quad (4.47)$$

Para validar o método, foi reproduzido o exemplo numérico apresentado no trabalho de Lei & Ainswoth (1997), onde se estuda um corpo-de-prova de flexão em três pontos – SE(B) com  $E = 207 \text{e}3 \text{ MPa}$ ,  $\alpha = 1$ ,  $\varepsilon_0 = 0,002$ ,  $\sigma_0 = 413 \text{ MPa}$ ,  $a/W = 0,5$  e  $n$  tomando valores de 2, 3, 5, 7 e 10. Na Figura 4.18 se realiza uma comparação dos resultados de  $S_{lope}$  para  $n = 10$ . Na Tabela 4.8 mostram-se os resultados encontrados por modelagem com Elementos Finitos e comparados ao método EPRI.

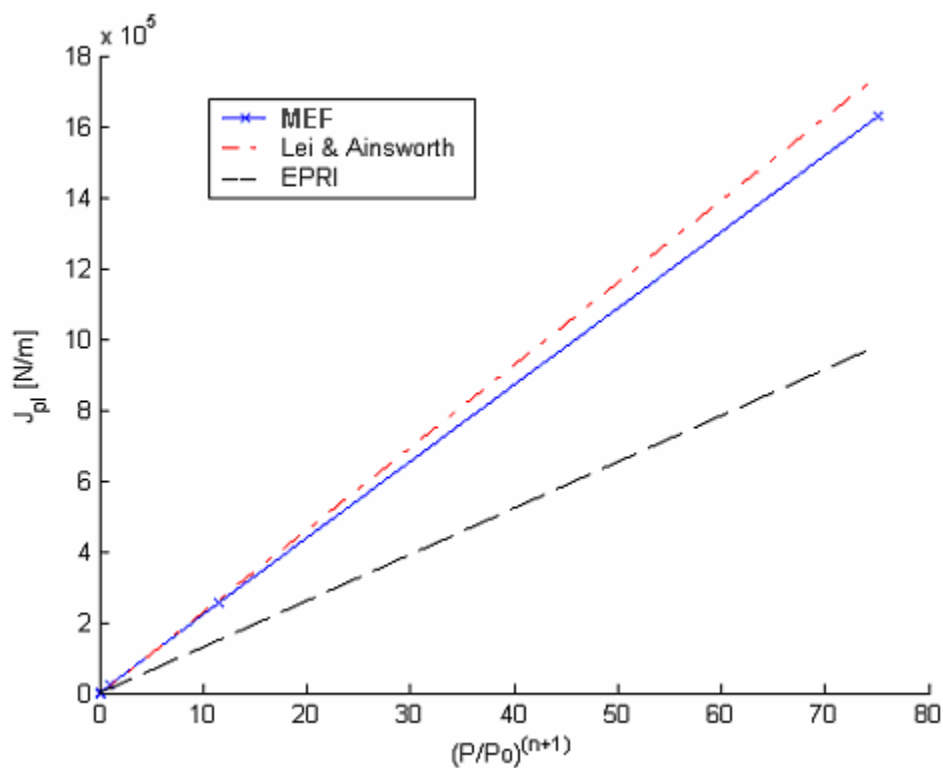


Figura 4.18. Ajuste de reta para o cálculo da inclinação -  $S_{lope}$ ,  $n=10$ ,  $a/W=0,5$ , SE(B).

Tabela 4.8. Comparação de resultados da *integral J* – SE(B).

n	P [N/mm]	$J_{MEF}$ [N/mm]	$J_{Lei}^{(1)}$ [N/mm]	$J_{EPRI}^{(2)}$ [N/mm]	$(J_{EPRI}-J_{MEF})/J_{MEF}$ %
2	5339	312,6	297	292,6	-6,4
3	5339	363,4	336	343,5	-5,5
5	5339	523,8	500	456,6	-12,8
7	5339	818,6	818	633,2	-22,6
10	5339	1816	1868	1167	-35,7

(1) Lei & Ainsworth (1997).

(2)  $J_{pl} + J_{el}(a_{eff})$ .

A Figura 4.19 mostra os resultados obtidos do fator de calibração -  $h_I$  e os compara com os resultados tabulados do método EPRI e os resultados do trabalho de Lei & Ainsworth (1997).

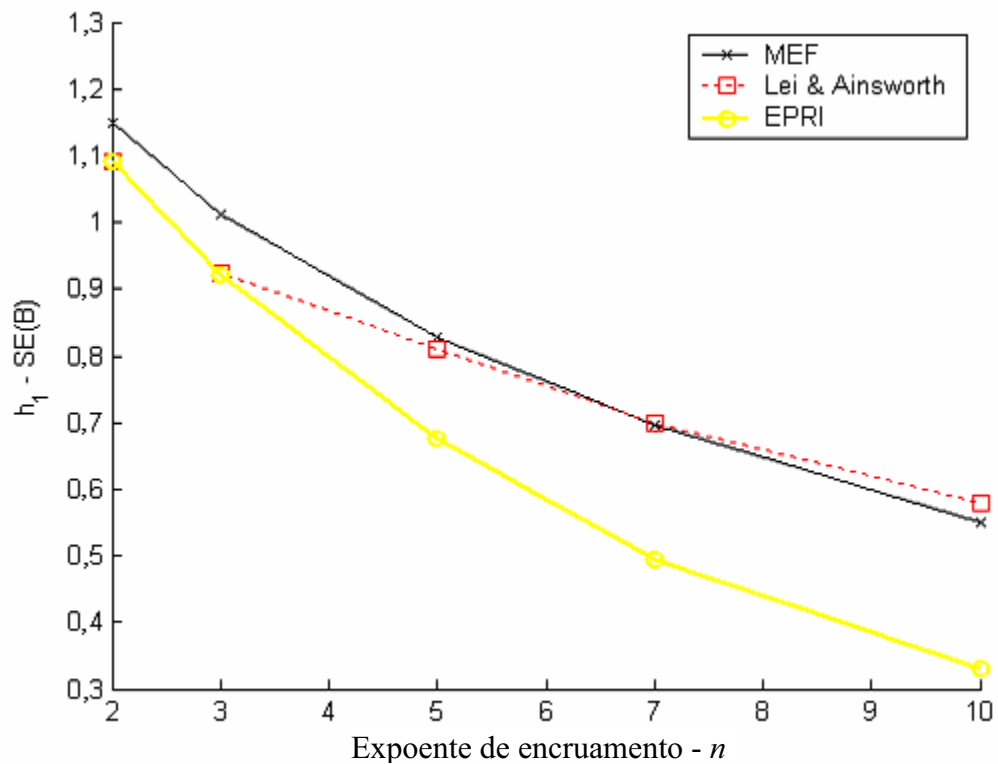


Figura 4.19. Coeficiente de calibração  $h_1$ ,  $a/W=0,5$  - SE(B).

#### 4.3.5. Modelo de Elementos Finitos – SE(T)

A modelagem numérica foi realizada usando-se o programa comercial de Elementos Finitos Abaqus (2000). Em todos os corpos-de-prova SE(T) modelados fixou-se os parâmetros  $B = 0,5W$  e  $L = 2,5W$ . Para obter o fator de calibração  $h_1$ , realizou-se um estudo paramétrico variando-se o expoente de encruamento  $n$  de 1 a 20, a relação  $a/W$  de 0,25 a 0,75 e a carga  $P$  variou-se entre 0 e 40 kN. Para a modelagem 2D usou-se elementos quadráticos sólidos de oito nós, sendo o tipo CPE8R para deformação plana e CPS8R para tensão plana.

Por simetria, somente é necessário modelar metade dos corpos-de-prova. Na Figura 4.20, mostra-se uma malha típica usada na modelagem por Elementos Finitos. Essa malha possui 584 elementos. Para modelar a ponta da trinca usou-se elementos singulares degenerados com nó a um quarto; a malha é focalizada ao redor da ponta da trinca formando “rosetas” e o tamanho dos

elementos da ponta da trinca é de 0,8  $\mu\text{m}$ . Este tamanho foi adotado logo de realizar-se alguns testes de malha, tendo-se com esta malha um bom equilíbrio entre precisão e tempo de processamento.

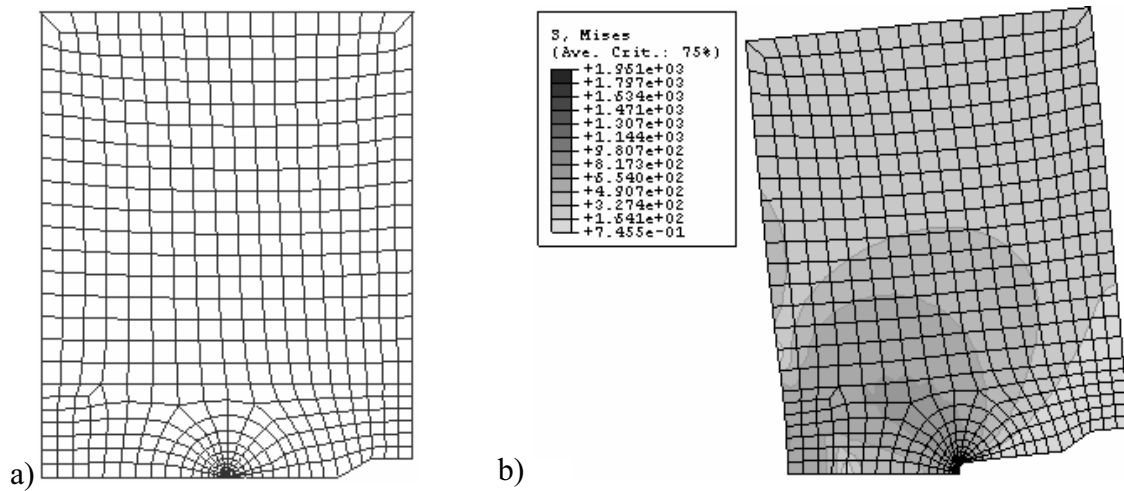


Figura 4.20. Modelagem MEF do corpo-de-prova SE(T),  $a/W = 0,5$ .

a) Malha típica b) Resultado de análises – Estado plano de deformação. Tensão de V. Mises.

Na Tabela 4.9 estão dados os resultados obtidos pela aplicação da Equação (4.47) do fator de calibração  $h_I$  para o estado plano de deformação.

Tabela 4.9. Fator de calibração –  $h_I$ , determinado por modelagem numérica.

Estado plano de deformação – SE(T).									
a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/4	4,521	5,1387	5,4753	5,3919	4,8105	3,7189	2,7842	2,104	1,5087
3/8	4,0883	3,4083	2,9719	2,1437	1,4409	0,76	0,4089	0,2272	0,1071
1/2	3,5153	2,414	1,9238	1,2749	0,811	0,3965	0,1935	0,0966	0,0393
5/8	2,8795	1,9315	1,5454	0,9947	0,6962	0,3829	0,2151	0,1225	0,0586
3/4	2,224	1,5491	1,2686	0,9503	0,7299	0,4886	0,3278	0,2221	0,1333

Para o cálculo do fator eta plástico  ${}^{CMOD}\eta_{pl}$  é necessário re-calibrar o fator  $h_2$ ; para isto é aplicado um procedimento semelhante ao aplicado para a determinação do fator  $h_I$ , aplicando as

Equações (4.48) e (4.49); os resultados para o estado plano de deformação estão dados na Tabela 4.10.

$$S_{lope(h_2)} = \frac{\Delta v_{pl}}{\Delta \left( \frac{P}{P_0} \right)^n} \quad (4.48)$$

$$h_2(MEF) = \frac{S_{lope(h_2)}}{\alpha \cdot \epsilon_0 \cdot a} \quad (4.49)$$

Tabela 4.10. Fator  $h_2$ , determinado por modelagem numérica.

Estado plano de deformação – SE(T).									
a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/4	4,8991	5,394	5,5619	5,2132	4,4802	3,3121	2,3862	1,7438	1,2054
3/8	4,698	4,0045	3,3387	2,1754	1,3538	0,6568	0,3323	0,1765	0,0799
1/2	4,5887	3,2252	2,4263	1,4019	0,8073	0,3617	0,1705	0,0839	0,0338
5/8	4,49	2,9166	2,1401	1,2483	0,7710	0,4045	0,2243	0,1276	0,0613
3/4	4,3685	2,8495	2,2212	1,5198	1,0764	0,6592	0,4170	0,2721	0,1586

#### 4.3.6. Resultados

Pela aplicação do método proposto nesta seção foi possível obter o fator eta plástico usando os valores tabulares publicados pelo método EPRI aplicando as Eqs. (4.41) e (4.43). Os valores tanto para o estado plano de deformação como para o estado plano de tenção dos fatores de calibração  $h_1$ ,  $h_2$  e  $h_3$  podem ser encontrados em Anderson (1995).

Na Tabela 4.11 estão dados os valores do fator eta plástico (determinado a partir de dados proporcionados pelo método EPRI), para medições do deslocamento na linha de carga – LLD no estado plano de deformação, estes resultados estão mostrados graficamente na Figura 4.21a.

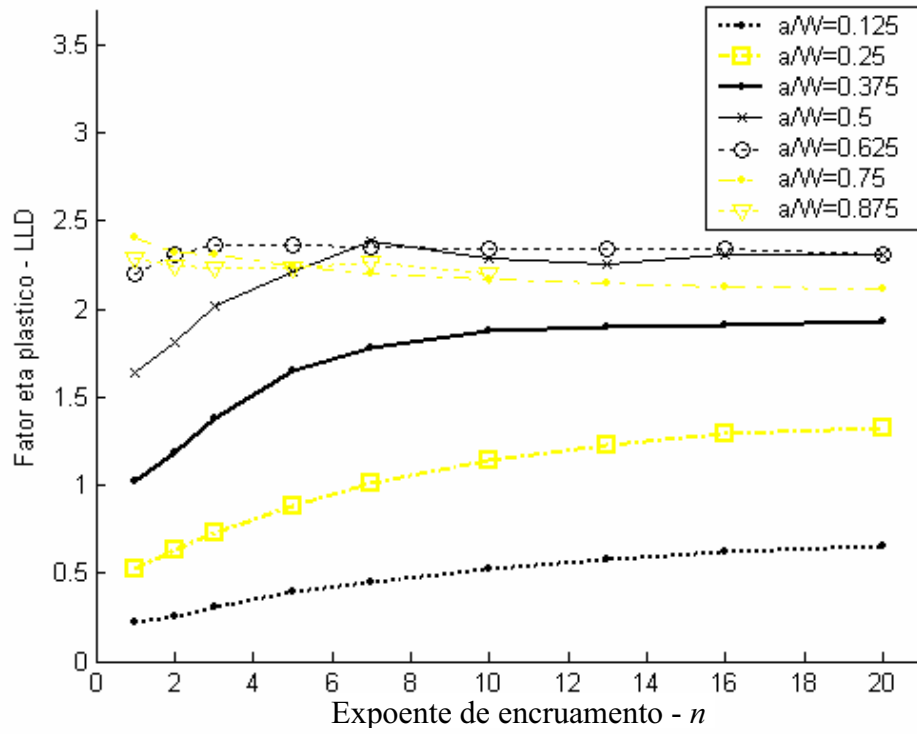
Na Tab. 4.12 estão dados os valores do fator eta plástico para medições da abertura da boca da trinca – CMOD para o estado plano de deformação (determinado a partir de dados proporcionados pelo método EPRI), estes resultados estão desenhados graficamente na Figura 4.21b.

Tabela 4.11. Fator Eta plástico -  ${}^{LLD}\eta_{pl}$ , determinado a partir do método EPRI.

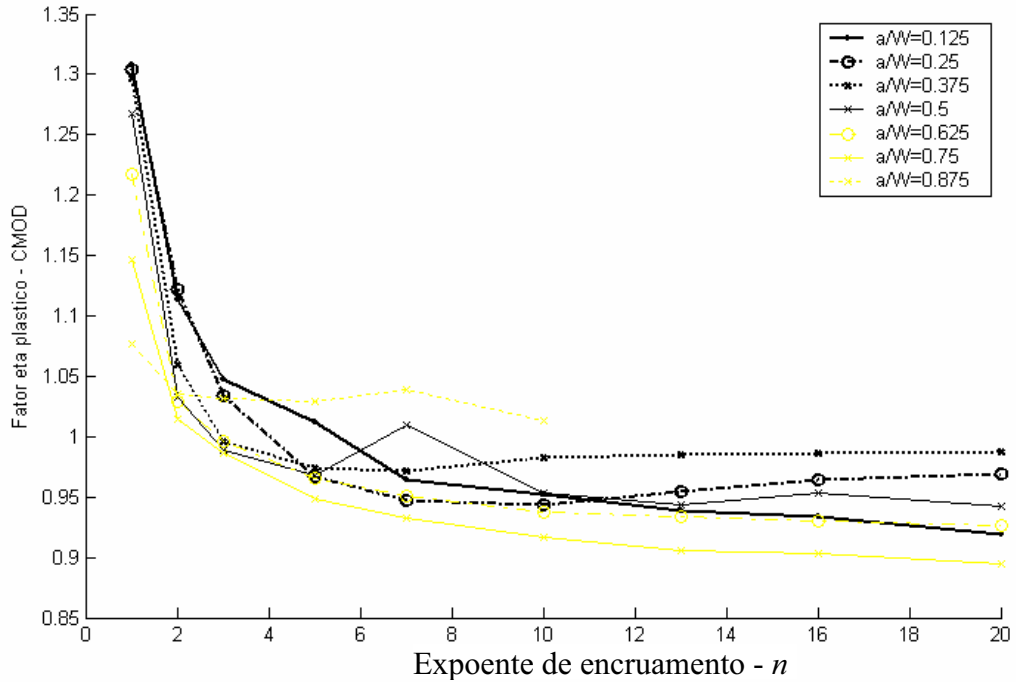
Estado plano de deformação.									
a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/8	0,1723	0,2243	0,2807	0,3844	0,4503	0,5289	0,5825	0,6239	0,6513
1/4	0,4133	0,5534	0,6895	0,8711	1,0055	1,1378	1,2307	1,2897	1,3234
3/8	0,8177	1,0723	1,3286	1,648	1,7837	1,8742	1,895	1,9077	1,9268
1/2	1,3916	1,7263	1,9985	2,2141	2,3813	2,2868	2,2511	2,3086	2,3139
5/8	1,9914	2,2762	2,363	2,3655	2,3507	2,3373	2,3369	2,3435	2,3093
3/4	2,3176	2,3182	2,3065	2,2461	2,2031	2,171	2,1438	2,1274	2,1153
7/8	2,2724	2,2414	2,235	2,238	2,2658	2,2016			

Tabela 4.12. Fator Eta plástico -  ${}^{CMOD}\eta_{pl}$ , determinado a partir do método EPRI.

Estado plano de deformação.									
a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/8	1,3075	1,114	1,048	1,0115	0,9638	0,9519	0,9386	0,9338	0,9187
1/4	1,3041	1,1222	1,0338	0,9671	0,9474	0,9431	0,9550	0,9639	0,9686
3/8	1,2968	1,0598	0,9964	0,9742	0,9715	0,9821	0,9847	0,9868	0,9875
1/2	1,2677	1,0333	0,9891	0,9684	1,0099	0,9528	0,9437	0,9533	0,9424
5/8	1,2179	1,0296	0,9956	0,9656	0,9503	0,9377	0,9334	0,9305	0,9260
3/4	1,1470	1,0147	0,9859	0,9486	0,9325	0,9168	0,9060	0,9030	0,8952
7/8	1,0764	1,0352	1,0319	1,0295	1,0390	1,0135			



a)



b)

Figura 4.21. Curvas do fator eta plástico em função de  $n$ , obtidos a partir de dados fornecidos pelo método EPRI, SE(T). a) Para LLD b) Para CMOD.



Para validar os resultados obtidos com os dados do método EPRI, procedeu-se ao cálculo do fator eta plástico  ${}^{CMOD}\eta_{pl}$  usando os valores obtidos por modelagem numérica com Elementos Finitos dos fatores de calibração  $h_1$  e  $h_2$ , valores dados nas Tabelas 4.9 e 4.10 respectivamente.

Na Tab. 4.13 estão dados os valores do fator eta plástico para medições da abertura da boca da trinca – CMOD para o estado plano de deformação determinado por modelagem numérica.

Tabela 4.13. Fator Eta plástico -  ${}^{CMOD}\eta_{pl}$ , determinado por modelagem numérica, estado plano de deformação.

a/W	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10	n=13	n=16	n=20
1/4	1,3199	1,022	0,9387	0,8876	0,8776	0,8833	0,8986	0,9168	0,9399
3/8	1,3211	0,9692	0,9010	0,8977	0,9234	0,9662	1,0061	1,0381	1,0687
1/2	1,2695	0,9381	0,8821	0,8934	0,9273	0,9684	0,9910	1,0014	1,0072
5/8	1,1927	0,9238	0,8954	0,8892	0,9596	0,9683	0,9604	0,9479	0,9329
3/4	1,078	0,8634	0,8063	0,7945	0,8205	0,8633	0,8962	0,9184	0,9345

A Figura 4.22 mostra graficamente as diferenças dos resultados do fator eta plástico obtidos com dados de modelagem numérica por Elementos Finitos e os obtidos com os dados fornecidos pelo método EPRI, para a relação de profundidade da trinca  $a/W = 0,5$ .

Para a determinação da tenacidade à fratura usando o conceito da *integral J* do aço API 5L X65 utilizaram-se corpos-de-prova não normalizados tipo SE(T). A forma e as dimensões dos corpos estão mostradas na Figura 4.23a. Adotou-se um fator eta plástico  ${}^{CMOD}\eta_{pl} = 1$ .

Para a modelagem numérica por Elementos Finitos em 3D usou-se a malha mostrada na Figura 4.23b. A malha tem 2972 elementos, a região da trinca foi modelada com elementos quadráticos sólidos tridimensionais de 20 nós, na ponta da trinca usou-se elementos degenerados com nó à metade e de lado de 35  $\mu$ m. Para a modelagem aplicou-se a carga por intermédio do contato de um pino atuante no meio do furo do corpo-de-prova.

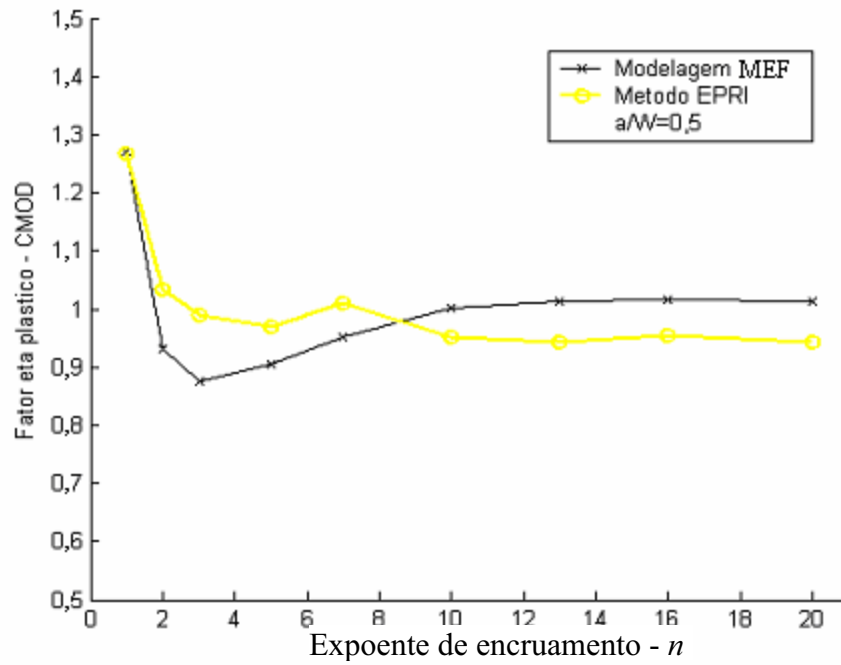


Figura 4.22. Comparação do fator eta plástico obtido por modelagem numérica com o obtido com dados fornecidos pelo método EPRI,  $a/W = 0,5$ , SE(T).

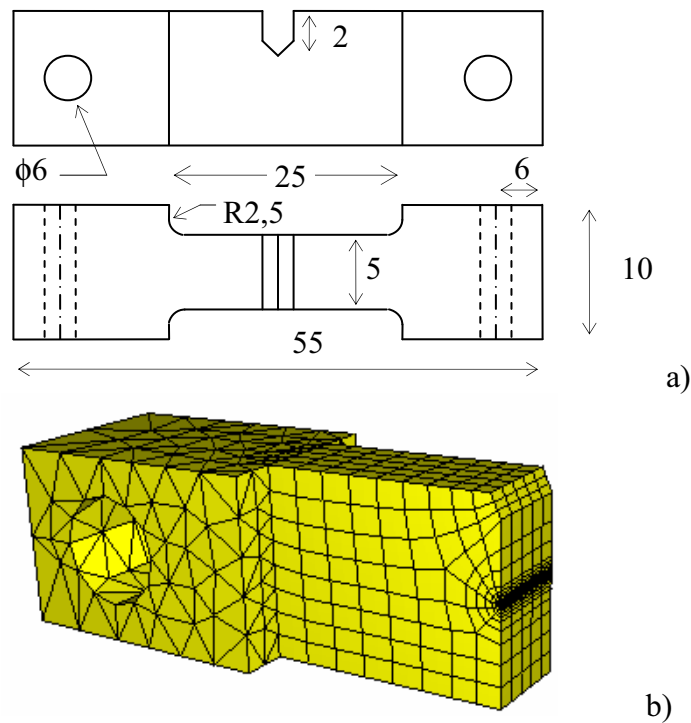


Figura 4.23. Corpo-de-prova tipo SE(T) a) Dimensões em mm b) Malha típica 3D.

Na Tabela. 4.14 resumem-se os resultados da tenacidade à fratura obtidos pelos métodos: experimental, analítico e numérico. Repare que os resultados confirmam que o método EPRI é muito conservativo. Também se verifica que para espessuras intermediárias (que é o caso do corpo-de-prova usado neste trabalho), é necessária uma modelagem 3D, pois modelagem plana leva a resultados com erros inaceitáveis.

Tabela 4.14. Comparação de resultados da *integral J* com o modelo MEF 3D, aço API 5L X65.

Tipo de corpo-de-prova <sup>(1)</sup>		$a_0$ [mm]	$P_{max}$ [kN]	J [kJ/m <sup>2</sup> ]	Diferença relativa <sup>(5)</sup>
Experimental	SE(T) #3 <sup>(2)</sup>	5,1	12,65	794	9,4 %
	SE(T) #7 <sup>(2)</sup>	5,0	12,41	777	7,0 %
Numérico e analítico	2D MEF – Estado Plano de Tensão	5,0	12,50	2188	201 %
	EPRI – Estado Plano de Tensão	5,0	12,50	1345	85,3 %
	2D MEF – Estado Plano de Deformação	5,0	12,50	183	-74,8 %
	EPRI – Estado Plano de Deformação	5,0	12,50	144	-80,2 %
	Modelo 3D - MEF	5,1	12,50	726 <sup>(4)</sup>	0 %
	Modelo 3D - MEF	5,1	12,50	996 <sup>(3)</sup>	-

<sup>(1)</sup> Todos os corpos-de-prova com 5 mm de espessura;

<sup>(2)</sup> Aguirre & Ferreira (2005);

<sup>(3)</sup> Valor máximo no meio da espessura;

<sup>(4)</sup> Valor médio;

<sup>(5)</sup> Comparados com o valor médio da modelagem 3D.

Craveiro & Ruggieri (2004) reportaram uma similaridade de condições na ponta da trinca entre corpos-de-prova SE(T) com dutos com trincas no estado plano de deformação. Na Figura 4.24a mostra-se o campo de tensões resultante da modelagem por MEF em estado plano de

deformação de um corpo-de-prova SE(T), a Figura 4.25 mostra o resultado da modelagem de um tubo submetido a pressão interna também em estado plano de deformação; há similaridade do campo de tensões que se forma em ambos casos na ponta da trinca aguda. Repare na grande diferença do campo de tensões ao redor da ponta da trinca com o corpo de prova SE(B) da Figura 4.24b.

#### 4.3.7. Conclusões parciais

Os valores do fator de calibração  $h_1$  proporcionados pelo método EPRI para os corpos-de-prova tipo SE(T) estão subestimados, o que leva a valores de  $J_{pl}$  conservativos. Entretanto, o uso dos fatores de calibração  $h_1$ ,  $h_2$  e  $h_3$  fornecidos pelo método EPRI usados na aplicação do método proposto neste trabalho para o cálculo do fator eta plástico leva a resultados coerentes e com boa correlação com os relatados por Kim & Budden (2001), como também com os resultados obtidos por modelagem numérica com Elementos Finitos realizada neste trabalho. Verifica-se a vantagem do uso da técnica de medição da abertura da boca da trinca - CMOD na obtenção experimental da tenacidade à fratura, porque o fator  $^{CMOD}\eta_{pl}$  é menos sensível a variações da relação de profundidade da trinca  $a/W$ , enquanto o fator  $^{LLD}\eta_{pl}$  é muito sensível a variações deste parâmetro, como ilustrado nos gráficos da Figura 4.23a.

Para materiais com expoente de encruamento maior do que 2 o fator  $^{CMOD}\eta_{pl}$  permanece praticamente estável nas vizinhanças do valor 1, motivo pelo qual recomenda-se o uso do valor de  $^{CMOD}\eta_{pl} = 1$ , independentemente do valor de  $a/W$  e de  $n$ .

Os resultados da modelagem realizada com Elementos Finitos de um tubo sob pressão interna confirma a similaridade do campo de tensões e deformações ao redor da ponta de uma trinca aguda com os apresentados em corpos-de-prova do tipo SE(T).

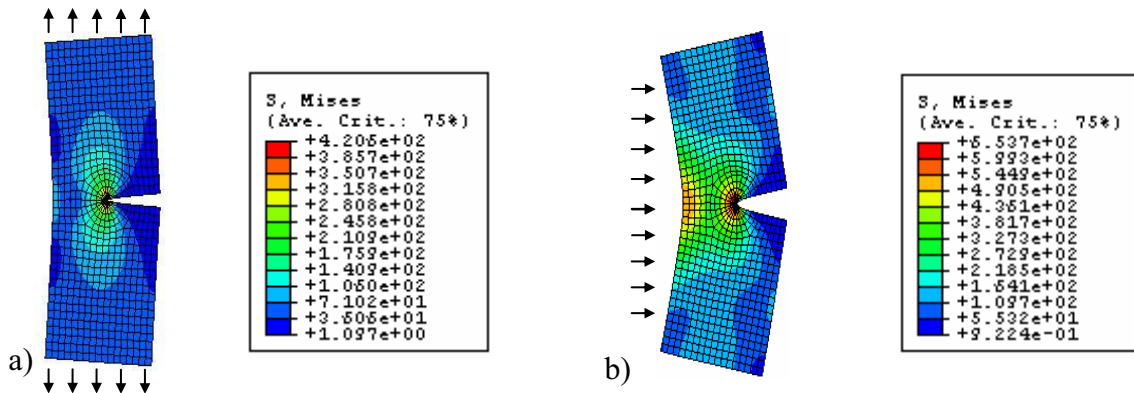


Figura 4.24. Mapa de cores do campo de tensões na ponta da trinca,  $a/W=0,5$ ,  $W=10$  mm.  
 a) SE(T), tração de 50 MPa. b) SE(B), carga distribuída de 50 MPa (vão de 25 mm).

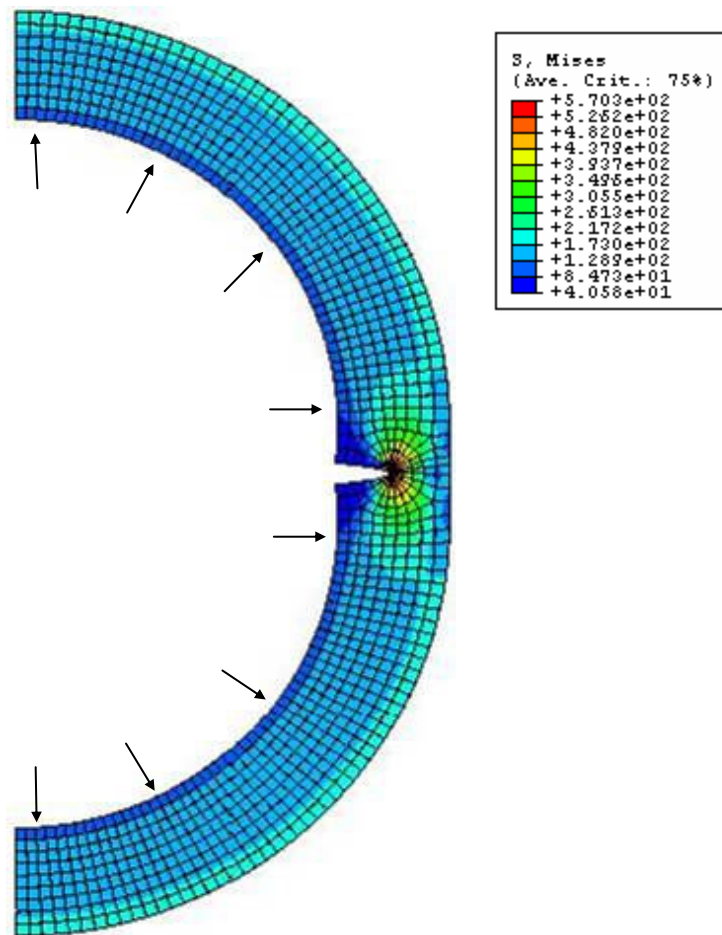


Figura 4.25. Mapa de cores do campo de tensões na ponta da trinca,  $a/W=0,5$ ,  $W=10$  mm.  
 Tubo sob pressão interna de 50 MPa.

## Capítulo 5

### Estudo Experimental dos Corpos-de-prova SE(T)

#### 5.1. Materiais

Neste projeto de pesquisa foram estudados os dois materiais usados na construção do gasoduto Bolívia-Brasil (ver Figura 1.1); o aço API 5L X65 fornecido em forma de chapa e o aço API 5L X70 fornecido em forma de tubo.

##### 5.1.1. Aço API 5L X65

O aço API 5L X65 foi fornecido em forma de chapa de 12,7 mm ( $\frac{1}{2}$  polegada) de espessura, doação da indústria Confab. A Tabela 5.1 mostra a composição química do aço.

Tabela 5.1. Composição química do aço API 5L X65 utilizado no projeto de pesquisa, % em peso

Acero	C <sup>(1)</sup>	Mn <sup>(2)</sup>	P <sup>(2)</sup>	S <sup>(1)</sup>	Ti <sup>(2)</sup>	Nb <sup>(2)</sup>	Si <sup>(2)</sup>	Al <sup>(2)</sup>	Cr <sup>(2)</sup>	Ni <sup>(2)</sup>
X65	0,12	1,61	0,023	0,014	0,07	0,05	0,26	0,06	0,04	-
Norma API 5L X65- PSL1	0,26 Max.	1,45 Max.	0,030 Max.	0,030 Max.	Ti+Nb=0,15 Max.					

<sup>(1)</sup> Determinado por combustão direta

<sup>(2)</sup> Obtido por análise com DRX

O aço foi fabricado por meio do processo de laminação controlada, sendo a microestrutura composta de ferrita e perlita. Note-se que este aço cumpre com as especificações da norma API 5L grau 65X nível PSL1 com soldagem, o teor de manganês permitido neste grau é de 1,45% para um teor de carbono de 0,26%, embora é aceito pela norma em caso de redução dos teores de carbono, por cada 0,01% de redução de carbono pode ser incrementado o teor de manganês de 0,05% até o máximo de 1,65%.

### 5.1.2. Aço API 5L X70

O material usado foi um pedaço de tubo de 609,6 mm (24 polegadas) de diâmetro externo e 12 mm de espessura, doado pela Petrobrás. Na Tabela 5.2 mostra-se a composição química deste aço.

Tabela 5.2. Composição química do aço API 5L X70 utilizado no projeto de pesquisa, % em peso

Acero	C <sup>(1)</sup>	Mn <sup>(2)</sup>	P <sup>(2)</sup>	S <sup>(1)</sup>	Ti <sup>(2)</sup>	Nb <sup>(2)</sup>	Si <sup>(2)</sup>	Al <sup>(2)</sup>	Cr <sup>(2)</sup>	Ni <sup>(2)</sup>
X70	0,12	1,63	0,021	0,008	0,02	0,05	0,16	0,08	0,03	0,02
Norma API 5L X70– PSL1	0,26 Max.	1,65 Max.	0,030 Max.	0,030 Max.	Ti+Nb=0,15 Max.					
Norma API 5L X70– PSL2	0,22 Max.	1,65 Max.	0,025 Max.	0,015 Max.	Ti+Nb=0,15 Max.					

<sup>(1)</sup> Determinado por combustão direta

<sup>(2)</sup> Obtido por análise com DRX.

O aço também foi fabricado por meio do processo de laminação controlada e posteriormente conformado em forma de tubo com costura (com soldagem longitudinal), sendo a microestrutura típica composta de ferrita e perlita. Note-se que este aço cumpre com as especificações da norma API 5L grau 70X e nível PSL2 com soldagem.

## 5.2. Métodos

### 5.2.1. Análise Metalográfica

O estudo e caracterização da microestrutura foram realizados por microscopia óptica em um microscópio marca Zeiss/Jena modelo Neophot 32 e a aquisição de imagens foi realizada eletronicamente com o programa analisador de imagens Global Image Analyzer Leica-Quantimet 500.

A preparação das amostras foi feita com base na ASTM E 3 - 01. As amostras foram embutidas em baquelite, posteriormente lixadas sequencialmente com lixas número 100, 220, 320, 400, 600, 800 e 1200. O polido foi realizado com pasta de diamante de granulometria de 6  $\mu\text{m}$ , 1  $\mu\text{m}$  e 0,25  $\mu\text{m}$ .

Após a preparação as amostras foram atacadas com reagente Nital 2% que consiste em uma solução com proporção volumétrica de 2% de ácido nítrico ( $\text{HNO}_3$ ) e 98% de álcool etílico. Este reativo é muito utilizado para contrastar micro-constituintes de ferrita e perlita, além de revelar o contorno de grão. O tempo de ataque variou entre 20 e 40 segundos, em função da otimização do contraste.

A determinação do tamanho do grão foi feita pelo método de Abrams, baseando-se na norma ASTM E 112 - 96 (revisão do 2003). Neste método determina-se o número de intersecções dos contornos de grão com três circunferências concêntricas de diâmetros de 79,58 mm, 53,05 mm e 26,53 mm que somam um comprimento total de 500mm. O tamanho de grão é dado pela Equação (5.1).

$$G_{ASTM} = 6,643856 \log_{10} P_L - 3,288 \quad (5.1)$$

Sendo que  $P_L$  é o número de intersecções de contornos de grão este parâmetro deve ser



corrigido pela Equação (5.2) e  $G_{ASTM}$  o tamanho de grão ASTM.

$$P_L = \frac{P_i}{L} M \quad (5.2)$$

Sendo que  $P_i$  é o número de intersecções aos contornos de grão,  $L$  o comprimento de medição (no método de Abrams é 500 mm) e  $M$  o fator de amplificação usado.

### 5.2.2. Propriedades Mecânicas básicas

As propriedades mecânicas básicas determinadas foram: dureza Vickers, propriedades de tração, todas na temperatura ambiente (25 °C).

As propriedades de tração, de tenacidade à fratura e as curvas J-R foram determinadas em uma máquina de ensaios servo-hidráulica MTS ("*Materials Testing System*") modelo 812, com sistema de controle e aquisição de dados TestStar II e com capacidade de 10 toneladas.

Os corpos-de-prova para os ensaios de tração foram usinados na direção de laminação e na direção transversal, com dimensões da parte útil de  $\phi 5 \times 25$  mm, e os ensaios conduzidos de acordo com a norma ASTM E-8M - 01. Foram determinadas as propriedades: limite de resistência à tração ( $\sigma_t$ ), limite de escoamento ( $\sigma_e$ ), coeficiente de estrição ou redução de área ( $Z$  %) e alongamento específico até a fratura, este último foi medido com um extensômetro MTS 632.136.20; a nomenclatura utilizada está baseada na norma ABNT NBR 6152.

A Figura 5.1 ilustra a geometria do corpo-de-prova longitudinal utilizado e suas dimensões; a Figura 5.2 mostra uma fotografia onde se pode ver os corpos-de-prova transversal e longitudinal. É importante notar que ambos os tipos têm as dimensões da parte útil iguais.

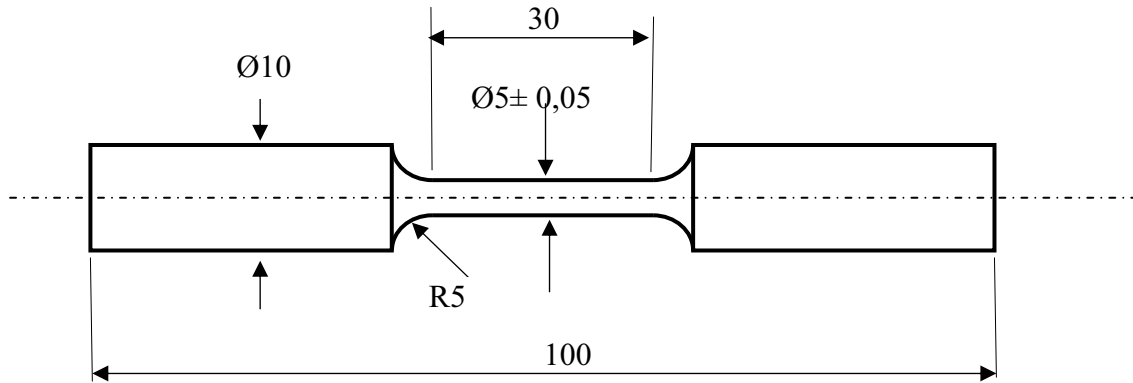


Figura 5.1. Dimensões em mm do corpo-de-prova para ensaio de tração, orientação longitudinal.

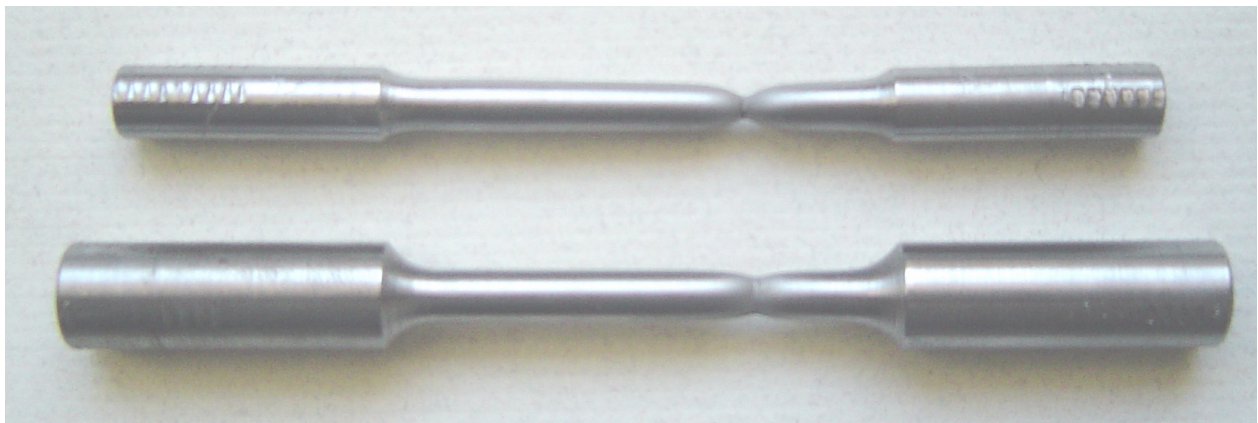


Figura 5.2. Fotografia dos corpos-de-prova transversal e longitudinal usados na determinação de propriedades de tração.

A Figura 5.3 mostra uma fotografia onde pode ver-se o detalhe de como foi extraído o corpo-de-prova transversal. Neste caso as dimensões do corpo-de-prova na parte de sujeção na máquina de ensaio tiveram que ser reduzidas, embora a parte útil é a mesma que a dos corpos-de-prova longitudinais.



Figura 5.3. Detalhe da região e orientação no tubo de onde foram retirados os corpos-de-prova transversais.

A dureza HV foi determinada de acordo com a norma ASTM E 92 - 92 (2003) em um durômetro Heckert - WPM, modelo HPO 250. A carga usada foi de 20 kgf, o tempo de aplicação de carga de 15 segundos. As diagonais da impressão foram medidas no próprio visor da durômetro. A dureza Vickers é dada por a Equação (5.3).

$$H_v = 1,8544 \frac{P}{d^2} \quad (5.3)$$

Sendo que  $P$  é a carga aplicada em kgf e  $d$  é a média das diagonais da impressão medida em mm (a impressão teoricamente é quadrada, embora por diversos motivos esta pode estar distorcida). As medições foram realizadas em corpos-de-prova com planos com orientações longitudinal, transversal e espessura.

### 5.2.3. Ensaios de tenacidade à fratura e Curvas J-R

Foi determinada a tenacidade à fratura usando-se os parâmetros CTOD e *integral J* e curvas

de resistência à propagação da trinca (curvas J-R). Os corpos-de-prova para os ensaios de tenacidade à fratura foram usinados com orientação do plano da trinca L-T para o aço API 5L X65 e nas orientações da trinca de L-T e T-L para o caso do aço API 5L X70.

O "clip-on-gage" utilizado para as medições do CMOD nos ensaios de tenacidade à fratura foi: MTS 632.02C-20, com abertura inicial de 5 mm e abertura final (máxima) de 8 mm. O "clip-on-gage" foi fixado aos corpos-de-prova com auxílio de duas lâminas chanfradas a 45° em forma de cunha que foram parafusadas nos corpos-de-prova, com espessura de 1,7 mm. Os valores de  $E$  (módulo de elasticidade) e  $\nu$  (coeficiente de Poisson) adotados para o cálculo dos parâmetros da Mecânica da Fratura foram 211,4 GPa e 0,293 respectivamente (Hertzberg, 1996)

Os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) – são normalizados, sendo que a determinação do valor da *integral J* associado ao crescimento de trinca,  $\Delta a$ , e os ensaios de obtenção da curva J-R foram baseados na norma técnica ASTM E1820-01 e a determinação do CTOD na norma técnica ASTM E 1290 - 02. O espaçamento dos apoios do corpo-de-prova no ensaio de flexão em todos os casos foi de 40 mm ( $4*W$ ).

Os parâmetros  $K$ ,  $J$  e CTOD para os corpos-de-prova de tração - SE(T) – que não são normalizados, foram determinados utilizando as referências Aguirre & Ferreira (2005b) e Aguirre, Ferreira & Hernández (2005a). Assim, a *integral J* foi calculada usando-se a Equação (4.24). O valor do fator  $\eta_{pl}$  foi 1 de acordo com o calculado no item 4.3. O procedimento de geração da pré-trinca de fadiga consistiu em submeter os corpos-de-prova a cargas de flexão cíclica com razão de carga de 0,1 e uma frequência de aplicação de cargas de 25 Hz, utilizando três cargas diferentes.

A curva J-R foi obtida pelo método do carregamento interrompido, utilizando vários corpos-de-prova. O comprimento inicial da trinca ( $a_0$ ) e a extensão da trinca ( $\Delta a$ ) foram medidos posteriormente ao ensaio, pela medição direta sobre a superfície de fratura com um paquímetro (menor divisão - 0,05 mm) e lupa, para os corpos-de-prova SE(T) e, no caso dos corpos-de-prova SE(B), que apresentaram pequenos valores de extensão de trinca, esses valores foram medidos por microscopia eletrônica de varredura (MEV). O valor da extensão da trinca foi obtido a partir

da média aritmética de nove medidas obtidas em nove posições da espessura do corpo-de-prova ( $B = 5$  mm para todos os corpos-de-prova).

#### 5.2.4. Pré-trinca e $\Delta a$ para corpos-de-prova de aço API 5L X65

As Tabelas 5.3 a 5.6 mostram as condições utilizadas na obtenção da pré-trinca de fadiga, para os corpos-de-prova de flexão em três pontos SE(B) e tração SE(T), o comprimento inicial da trinca ( $a_0$ ) e a extensão da trinca ( $\Delta a$ ).

Tabela 5.3. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Cargas aplicadas: 2.100 N / 1.500 N / 1000 N. Aço X65.

Corpo-de-prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R = 0,1
SE(B) 1	196.300
SE(B) 2	133.144
SE(B) 3	96.606
SE(B) 4	86.766
SE(B) 5	89.950

Tabela 5.4. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Aço X65 (método do carregamento interrompido).

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	Deslocamento do pistão fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(B) 1	5,1	0,50	inválido
SE(B) 2	5,1	0,03	0,5 mm
SE(B) 3	5,2	0,20	1,0 mm
SE(B) 4	5,2	0,30	1,5 mm
SE(B) 5	5,3	0,50	2,0 mm

Tabela 5.5. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T). Cargas aplicadas: 2.500N / 1.900N / 1.400. Aço X65.

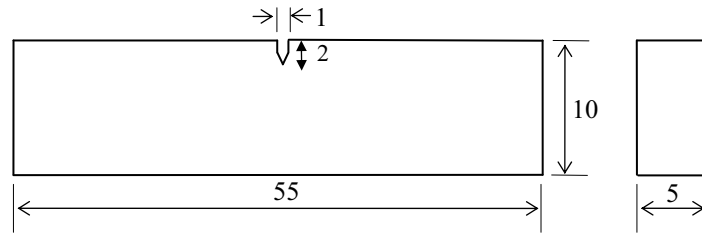
Corpo de prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R= 0,1.
SE(T) 1	135.550
SE(T) 2	106.200
SE(T) 3	76.609
SE(T) 4	66.126
SE(T) 5	(1)
SE(T) 6	116.121
SE(T) 7	96.088
SE(T) 8	84.203
SE(T) 9	80.054
SE(T) 10	(1)

(1) Fraturou no processo de abertura da pré-trinca.

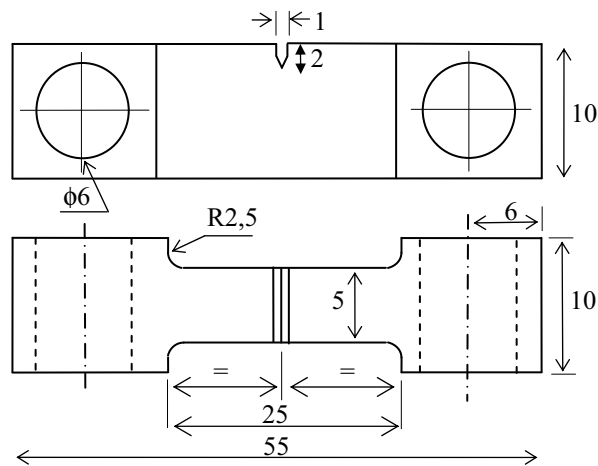
Tabela 5.6. Dimensões da pré-trinca inicial ( $a_0$ ) de fadiga e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T). Aço X65. (método do carregamento interrompido).

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	CMOD fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(T) 1	5,0	1,5	3,0 mm
SE(T) 2	5,3	0,6	1,5 mm
SE(T) 3	5,1	1,0	2,0 mm
SE(T) 4	5,1	1,2	2,5 mm
SE(T) 6	5,0	1,5	3,0 mm
SE(T) 7	5,2	0,7	1,5 mm
SE(T) 8	5,0	1,2	2,0 mm
SE(T) 9	5,4	1,1	2,5 mm

A Figura 5.4 mostra os desenhos esquemáticos dos corpos-de-prova utilizados nos ensaios de tenacidade à fratura.



a) Corpo-de-prova SE(B).



(b) Corpo-de-prova SE(T)

Figura 5.4. Desenho dos corpos-de-prova de flexão em três pontos SE(B) e tração SE(T) utilizados na determinação da tenacidade à fratura. Aço API 5L X65. (Dimensões em mm).

A Figura 5.5 mostra as curvas da carga em função do deslocamento do pistão da máquina de ensaio, para os ensaios SE(B). A Figura 5.6 ilustra as curvas da carga em função do CMOD (deslocamento de abertura da boca da trinca) medido com o "clip-on-gage" especificado.

As Figuras 5.7 e 5.8 ilustram as curvas da carga em função do CMOD para os ensaios com corpos-de-prova SE(T).

### 5.2.5. Pré-trinca e $\Delta a$ para corpos-de-prova de aço API 5L X70

As Tabelas 5.7 e 5.9 mostram as condições utilizadas na obtenção da pré-trinca de fadiga, para os corpos-de-prova de flexão em três pontos SE(B) e tração SE(T), para a orientação da trinca T-L.

As Tabelas 5.8 e 5.10 mostram o comprimento inicial da trinca ( $a_0$ ) e a extensão da trinca ( $\Delta a$ ), para os corpos-de-prova de flexão em três pontos SE(B) e tração SE(T), para a orientação da trinca T-L.

Tabela 5.7. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B), orientação T-L. Cargas aplicadas: 2.100N / 1.700N / 1300N. Aço X70.

Corpo de prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R = 0,1.
SE(B) 1TL	50651
SE(B) 2TL	12895
SE(B) 3TL	27736
SE(B) 4TL	16781
SE(B) 5TL	29069



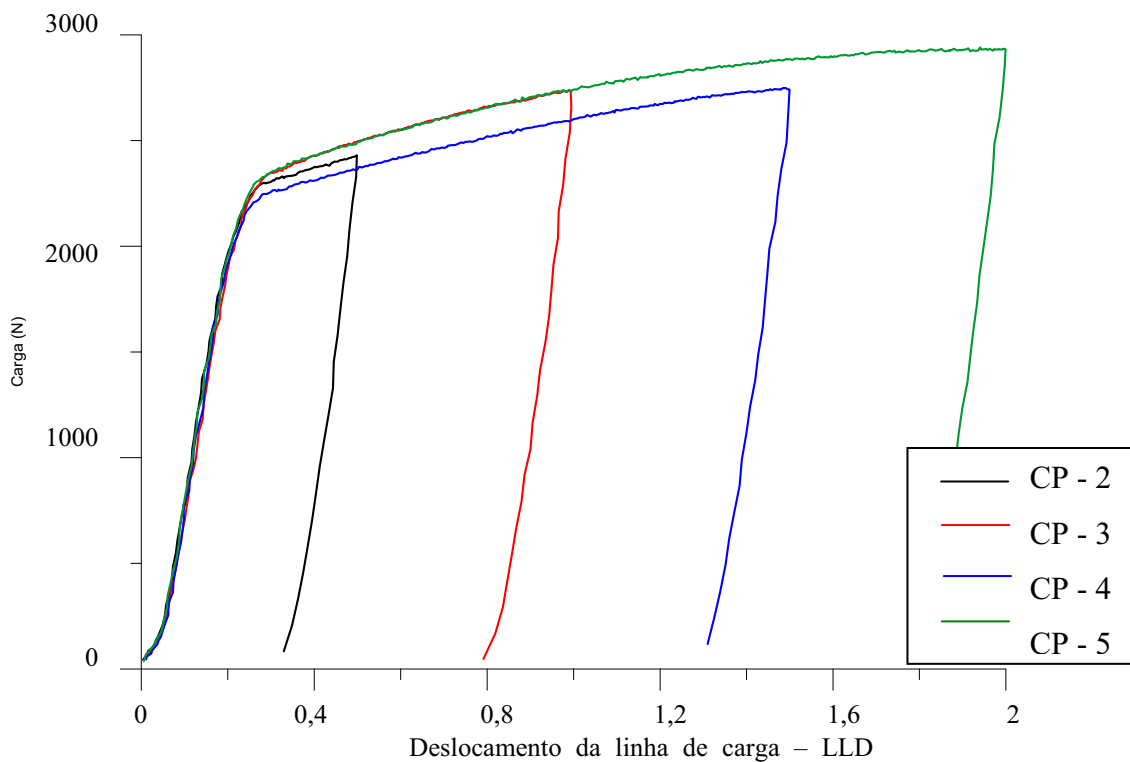


Figura 5.5. Curvas da carga em função do deslocamento do pistão da máquina de ensaio obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Aço X65.

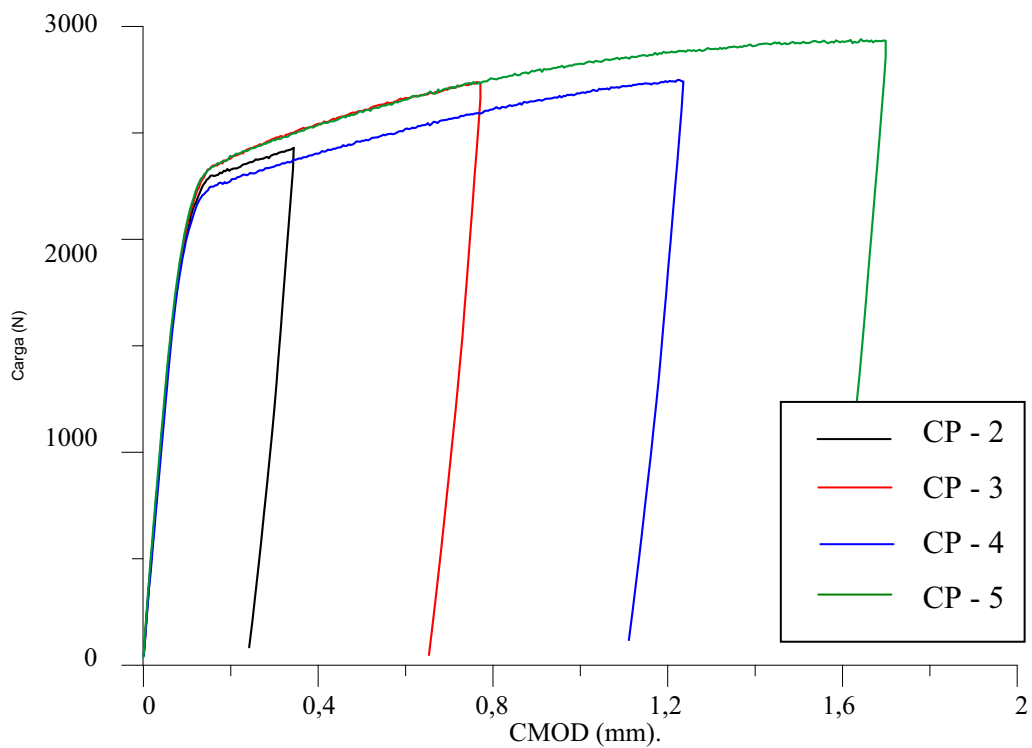


Figura 5.6. Curvas da carga em função do CMOD (deslocamento de abertura da boca da trinca) obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Aço X65.

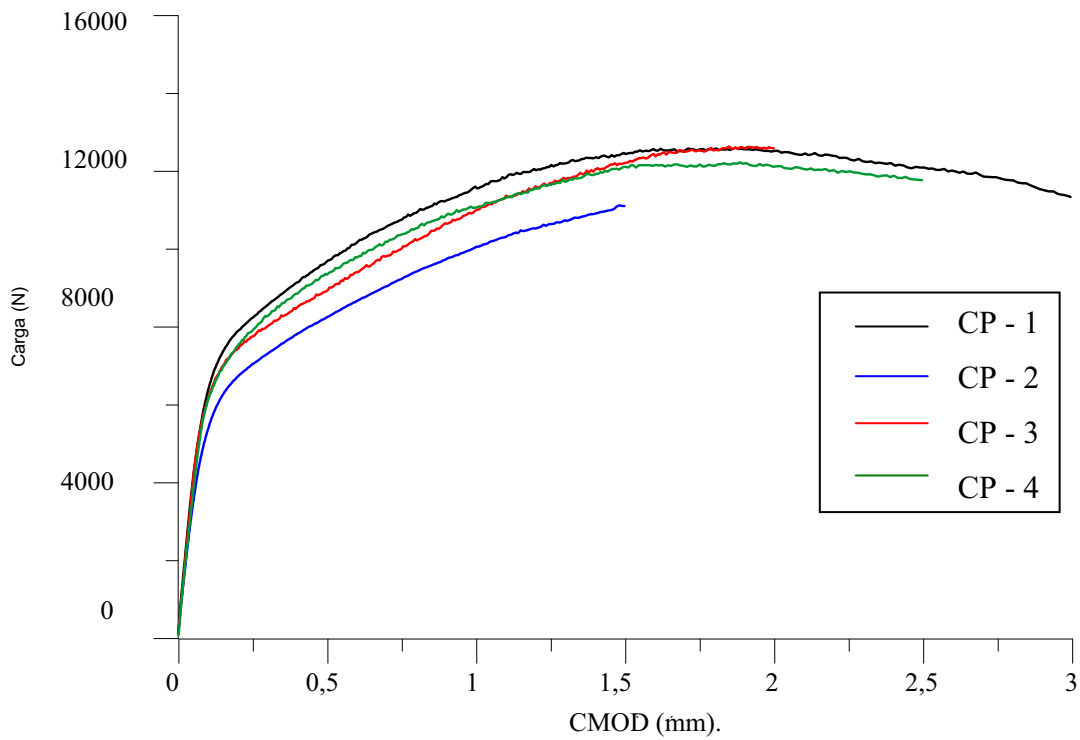


Figura 5.7. Curvas da carga em função do CMOD obtidas nos ensaios de tração - SE(T), para os corpos-de-prova de números 1 a 4. Aço X65.

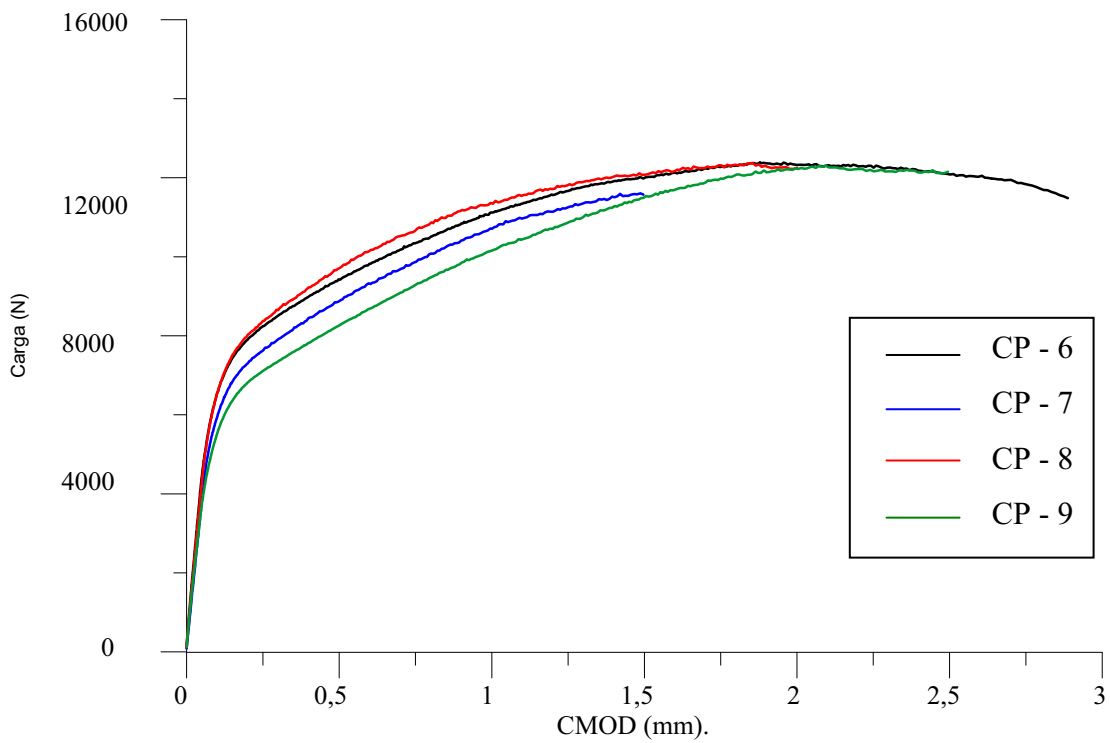


Figura 5.8. Curvas da carga em função do CMOD obtidas nos ensaios de tração - SE(T) - corpos-de-prova de números 6 a 9. Aço X65.

Tabela 5.8. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T), orientação T-L. Cargas max.: 2.300N / 1.900N / 1.500N. Aço X70

Corpo de prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R = 0,1.
SE(T) 1TL	23030
SE(T) 2TL	22063
SE(T) 3TL	18936
SE(T) 4TL	15676
SE(T) 5TL	17032
SE(T) 6TL	19889
SE(T) 7TL	15467
SE(T) 8TL	15307
SE(T) 9TL	19214
SE(T) 10TL	18542

Tabela 5.9. Dimensões da pré-trinca inicial de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T) T-L. (método do carregamento interrompido). Aço X70.

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	CMOD fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(T) 1TL	5	1,59	2,0 mm
SE(T) 2TL	5	0,05	0,3 mm
SE(T) 3TL	4,9	0,2	0,5 mm
SE(T) 4TL	4,9	0,32	0,75 mm
SE(T) 5TL	5,1	0,35	0,75 mm
SE(T) 6TL	5,3	0,43	1,0 mm
SE(T) 7TL	5,1	0,52	1,0 mm
SE(T) 8TL	5,2	0,63	1,25 mm
SE(T) 9TL	5,3	0,8	1,5 mm
SE(T) 10TL	5	1,35	1,6 mm

Tabela 5.10. Dimensões da trinca inicial ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de flexão em três ponto - SE(B), orientação T-L. Aço X70.

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	CMOD fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(B) 1TL	5,3	0,1	1,0 mm
SE(B) 2TL	5,3	0,19	1,5 mm
SE(B) 3TL	5,4	0,54	2,0 mm
SE(B) 4TL	5,05	0,69	2,5 mm
SE(B) 5TL	5,5	0,91	3,0 mm

A Figura 5.9 ilustra as curvas da carga em função do CMOD para os ensaios com corpos-de-prova SE(T) com orientação da trinca T-L.

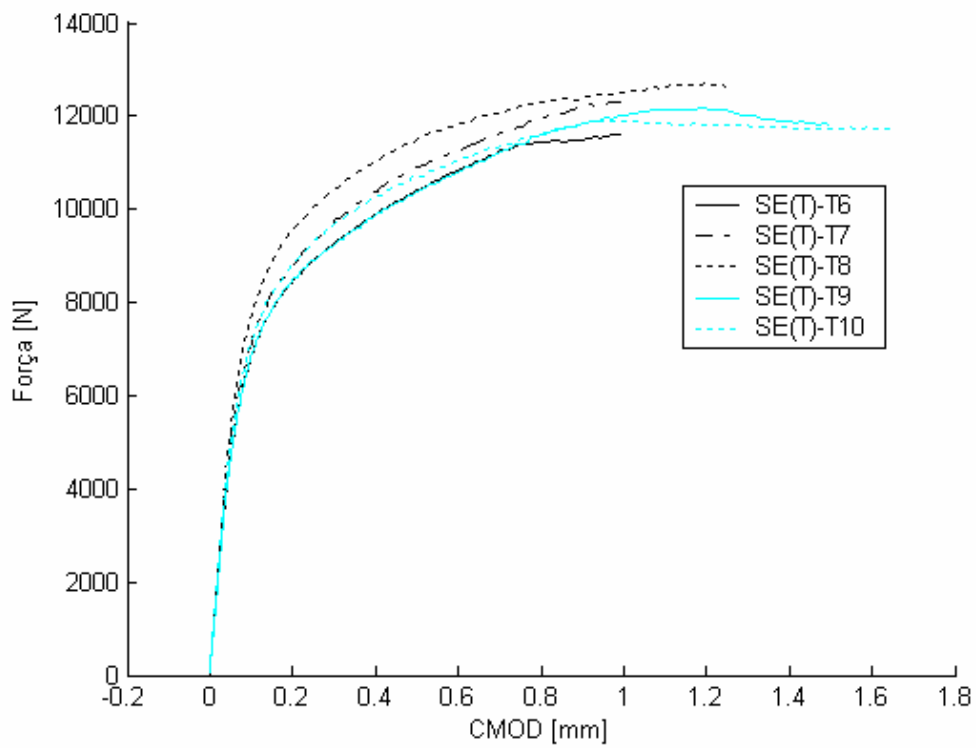
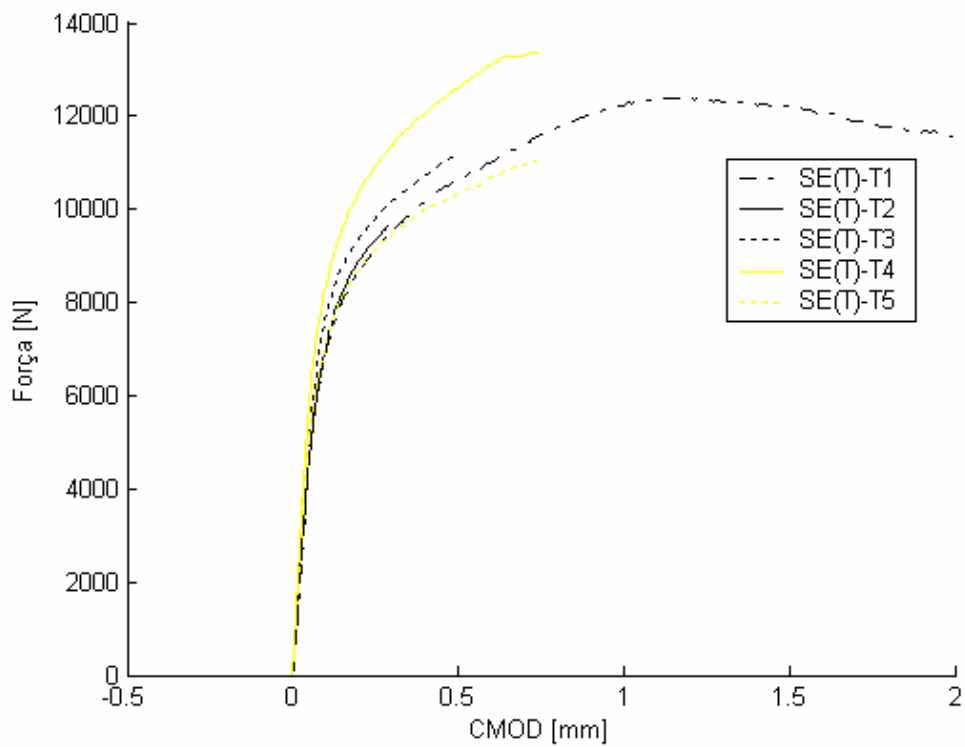


Figura 5.9. Curvas da carga em função do CMOD de ensaio obtidas para os corpos-de-prova SE(T) T-L. Aço X70.

A Figura 5.10 mostra as curvas da carga em função do CMOD para os ensaios com corpos-de-prova SE(B) com orientação da trinca T-L.

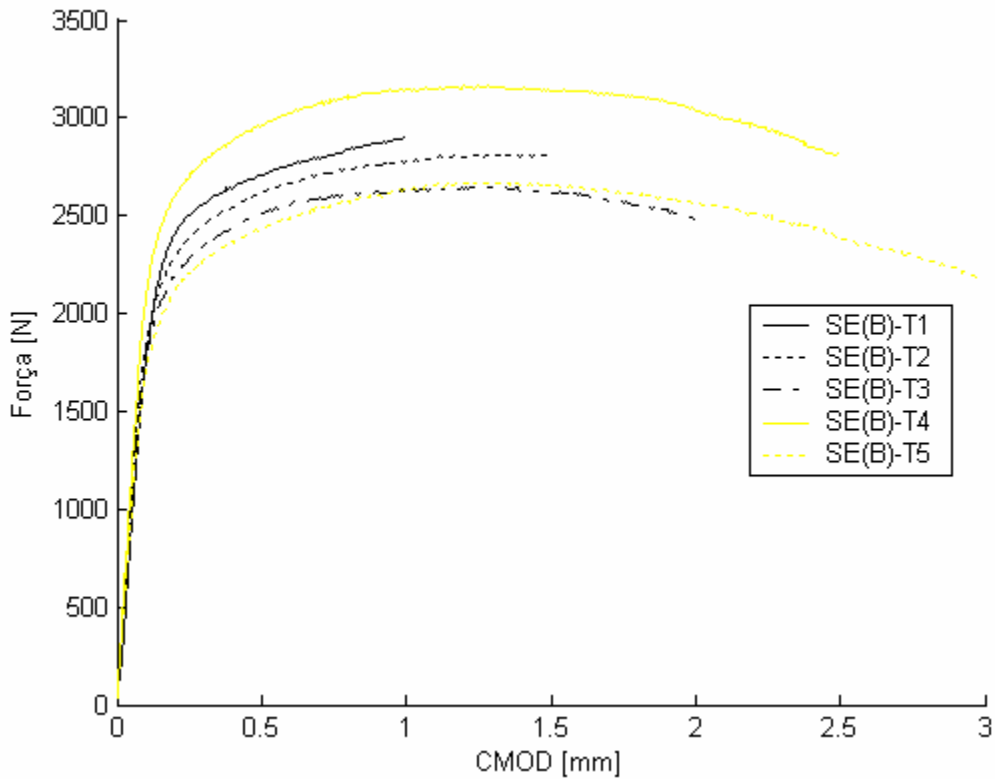


Figura 5.10. Curvas da carga em função do CMOD do ensaio obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) T-L. Aço X70

Tabela 5.11. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) L-T. Cargas max. 2100 N / 1700 N / 1300 N.

Corpo de prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R = 0,1.
SE(B) 1LT	22480
SE(B) 2LT	22622
SE(B) 3LT	16625
SE(B) 4LT	21166
SE(B) 5LT	29292

As Tabelas 5.11 a 5.15 mostram as condições utilizadas na obtenção da pré-trinca de fadiga, para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) - e tração - SE(T) -, o comprimento inicial da trinca ( $a_0$ ) e a extensão da trinca ( $\Delta a$ ), para a orientação da trinca L-T.

Tabela 5.12. Condições de carregamento para a obtenção da pré-trinca de fadiga dos corpos-de-prova de tração - SE(T), orientação L-T. Cargas max. 2300 N / 1900 N / 1500 N. Aço X70.

Corpo de prova	Número de ciclos para a formação da pré-trinca. R = 0,1.
SE(T) 1LT	18769
SE(T) 2LT	17579
SE(T) 3LT	16769
SE(T) 4LT	16067
SE(T) 5LT	17784
SE(T) 6LT	21641
SE(T) 7LT	15547

Tabela 5.13. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(T) L-T. Aço X70. (método do carregamento interrompido).

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	CMOD fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(T) 1LT	5,1	0,04	0,5 mm
SE(T) 2LT	5,3	0,14	0,75 mm
SE(T) 3LT	5,9	0,14	0,90 mm
SE(T) 4LT	4,9	0,30	1,0 mm
SE(T) 5LT	5,2	0,31	1,25 mm
SE(T) 6LT	5,1	0,87	1,5 mm
SE(T) 7LT	5,2	0,50	1,68 mm

Tabela 5.14. Dimensões da pré-trinca de fadiga ( $a_0$ ) e da extensão da trinca ( $\Delta a$ ) para os corpos-de-prova de tração - SE(B) L-T. Aço X70. (método do carregamento interrompido).

Corpo-de-prova	$a_0$ (mm)	$\Delta a$ (mm)	CMOD fixado na máquina para a parada do ensaio
SE(B) 1LT	5,2	0,04	1,0 mm
SE(B) 2LT	5,5	0,11	1,5 mm
SE(B) 3LT	5,2	0,24	2,0 mm
SE(B) 4LT	5,3	0,48	2,5 mm
SE(B) 5LT	5,3	1,1	3,0 mm

A Figura 5.11 ilustra as curvas da carga em função do CMOD para os ensaios com corpos-de-prova SE(B) com orientação da trinca L-T.

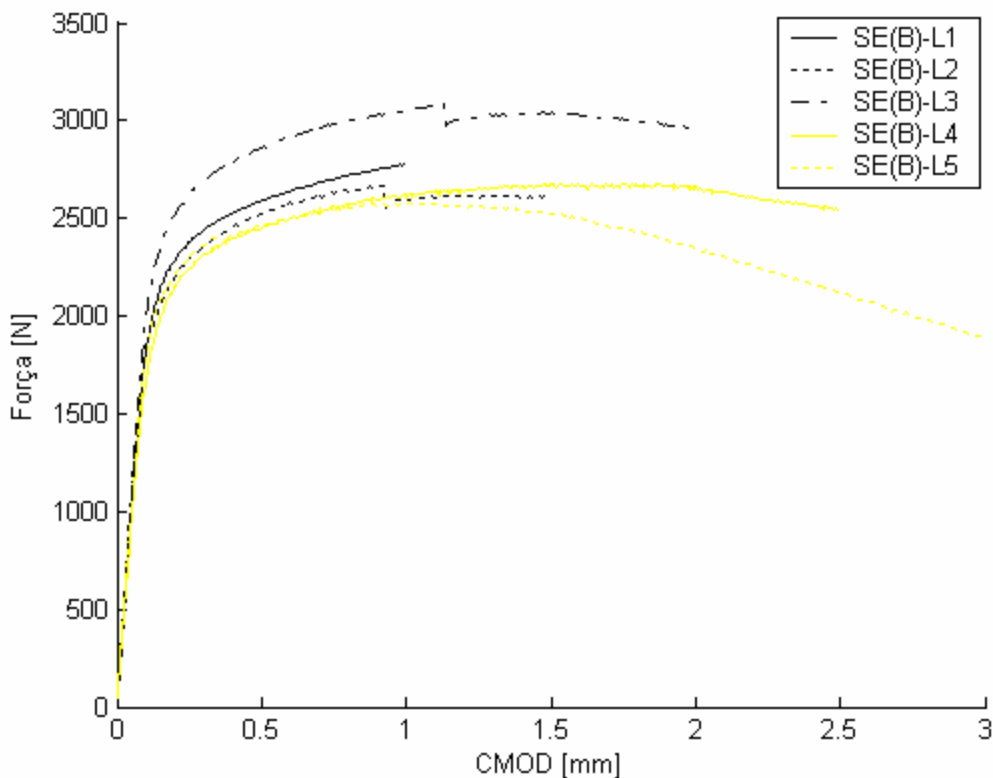


Figura 5.11. Curvas da carga em função do CMOD de ensaio obtidas para os corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B) orientação L-T. Aço X70.



A Figura 5.12 mostra as curvas da carga em função do CMOD para os ensaios com corpos-de-prova SE(T) com orientação da trinca L-T.

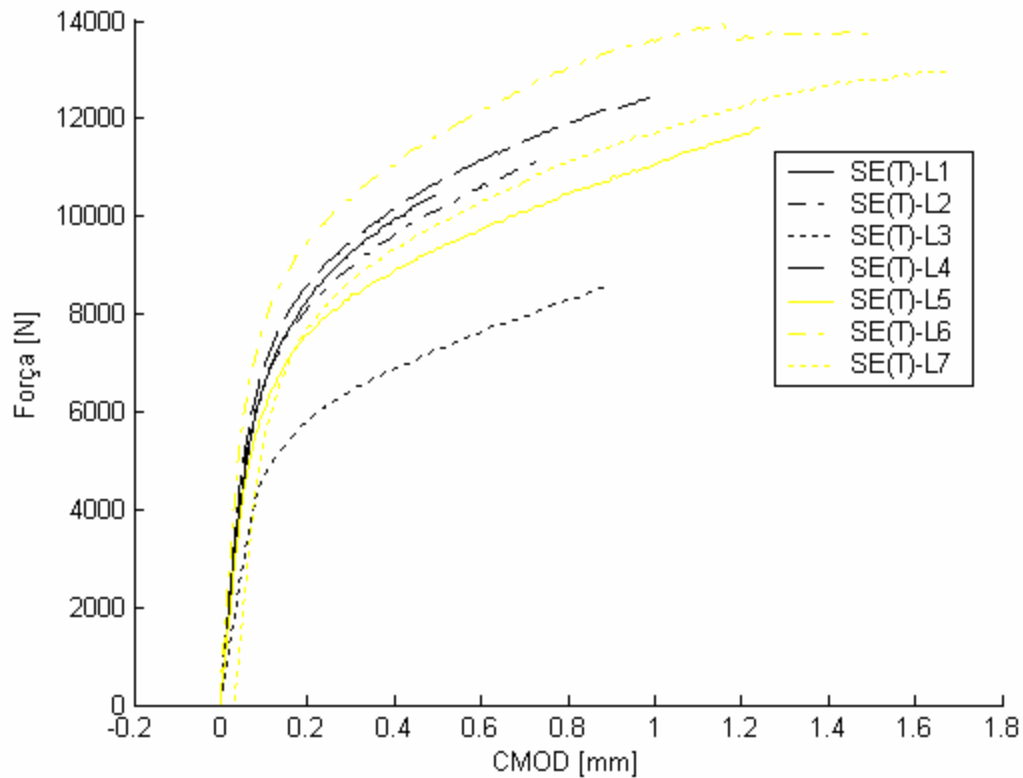
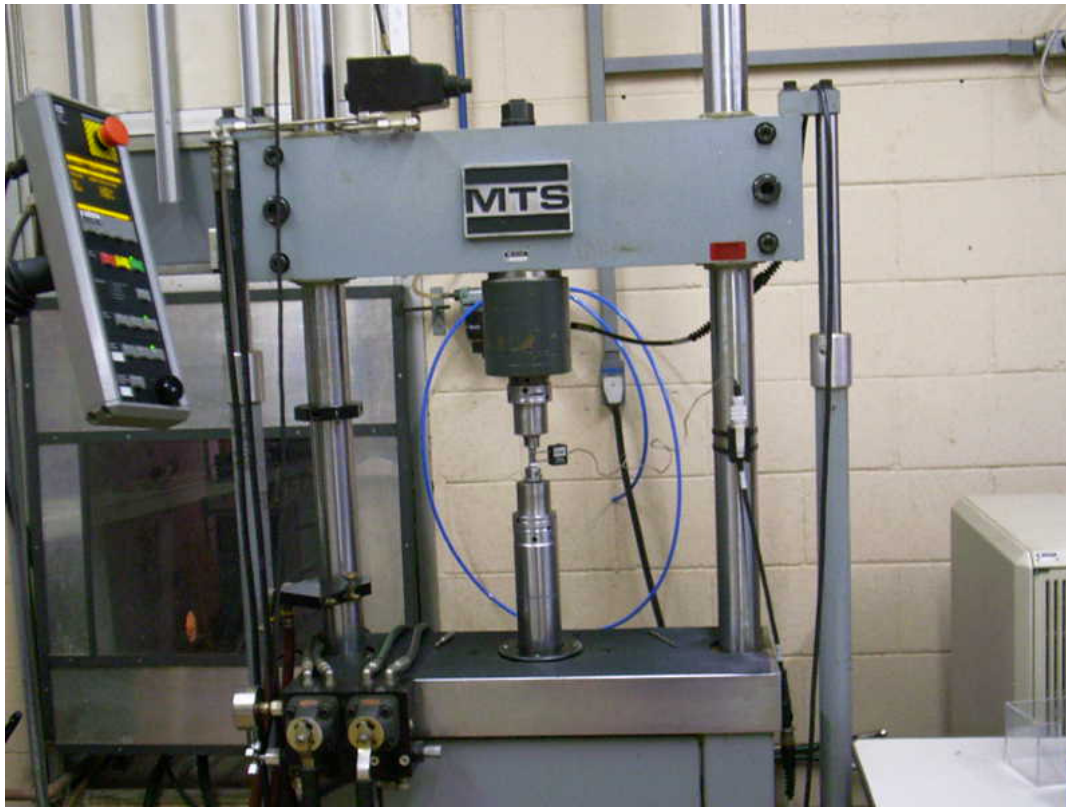


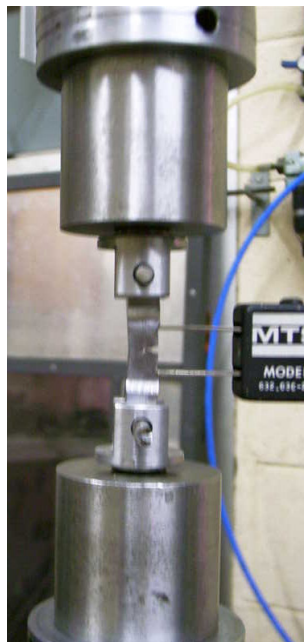
Figura 5.12. Curvas da carga em função do CMOD do ensaio obtidas para os corpos-de-prova SE(T) orientação L-T. Aço X70.

### 5.2.6. Análise Fratográfica

A análise fratográfica foi realizada em um microscópio eletrônico de varredura Jeol, modelo JXA 840 A. Foi feita a análise da superfície fraturada dos corpos-de-prova dos ensaios de tenacidade à fratura visando a identificação do micromecanismo de fratura.



a)



b)

Figura 5.13. Fotografias mostrando detalhes da montagem dos corpos-de-prova SE(T) na MTS.

### 5.3. Resultados para corpos-de-prova de aço API 5L X65

#### 5.3.1. Propriedades mecânicas básicas

Na Tabela 5.15 mostra-se os resultados dos ensaios de tração e de dureza Vickers para o aço API 5L X65 analisado neste trabalho na condição metalúrgica como fornecido.

Tabela 5.15. Resultados dos ensaios de tração na direção de laminação<sup>(2)</sup> e dureza Vickers para o aço X65.

Especificação do aço	$\sigma_t$ (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	Z (%)	Alongamento específico (em 25 mm)	HV
CF <sup>(1)</sup> (ferrítico-perlítica)	605	504 (superior)	58	30 %	205
Norma API 5L X65- PSL1	531 (mínimo)	483 (mínimo)	-	-	-

<sup>(1)</sup> Condição metalúrgica como fornecida (CF), orientação no sentido de laminação.

<sup>(2)</sup>  $\sigma_t$  é o limite de resistência à tração;  $\sigma_e$  é o limite de escoamento; Z é o coef. de estrição.

É importante salientar que os níveis de resistência mecânica deste aço enquadram-se nas especificações da norma API 5L X65.

#### 5.3.2. Análise metalográfica

Na Figura 5.14 mostra-se a microestrutura característica do aço utilizado neste projeto de pesquisa, na condição metalúrgica como fornecido. Observa-se que a microestrutura do aço na condição como fornecido CF é composta de bandas de ferrita e perlita. O tamanho médio dos grãos é ASTM 11, este tamanho é considerado bastante fino, sendo compatível com o esperado para um aço microligado de alta resistência e baixa liga (ARBL).

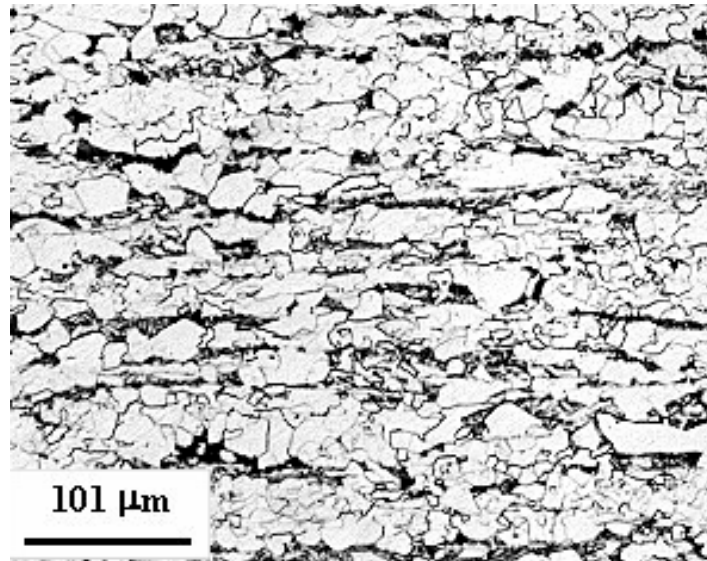


Figura 5.14. Microestruturas características do aço API 5L X65, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.

### 5.3.3. Tenacidade à fratura

As Tabelas 5.16 a 5.18 mostram os resultados obtidos dos ensaios de tenacidade à fratura e os cálculos para a determinação da *integral J* para o corpo-de-prova SE(B) - flexão em três pontos, para a condição microestrutural CF e orientação da trinca L-T.

Tabela 5.16. Resultados em termos de K e do  $J_{el}$ . SE(B), aço X65.

# do corpo-de-prova SE(B)	$a_0$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$P_{parada}$ do ensaio (kN)	$F_I(a,W)$	$K_{max}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{elástico}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
2-LT	5,1	2.420	2.420	2,75	53,2	12,3
3-LT	5,1	2.720	2.720	2,74	59,8	15,5
4-LT	5,2	2.750	2.750	2,84	62,5	16,9
5-LT	5,3	2.920	2.920	2,94	68,7	20,4

Tabela 5.17. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(B), aço X65

$$\eta_{pl} = 2,7. J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B.$$

# do corpo-de-prova SE(B)	B (mm)	$b_0$ (mm)	$A_{pl}$ (Nm)	$A_{pl}/b_0B$ (MPa m)	$J_{pl}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
2-LT	5	4,9	0,556	22,7	61,27
3-LT	5	4,9	1,73	70,6	190,65
4-LT	5	4,8	3,1	129,2	348,75
5-LT	5	4,7	4,235	180,2	486,6

Tabela 5.18. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(B). Aço X65 na condição CF.

# do corpo-de-prova SE(B)	$\Delta a$ (mm)	$J_{el}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{pl}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
2-LT	0,03	12,3	61,27	73,57
3-LT	0,2	15,5	190,65	206,15
4-LT	0,3	16,9	348,75	365,65
5-LT	0,5	20,4	486,6	507

As Tabelas 5.19 a 5.21 mostram os resultados obtidos dos ensaios de tenacidade à fratura e os cálculos para a determinação da *integral J* para o corpo-de-prova SE(T) para a condição microestrutural CF e orientação da trinca L-T.

Tabela 5.19. Resultados em termos de K e do  $J_{elástico}$ . SE(T), aço X65.

# do corpo-de-prova SE(T)	$a_0$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$P_{parada}$ do ensaio (kN)	$F_I(a,W)$	$K_{max}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{el}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-LT	5,0	12,65	11,35	2,826	89,621	38,247
2-LT	5,3	11,16	11,16	3,125	90,014	38,583
3-LT	5,1	12,65	12,65	2,921	93,544	41,669
4-LT	5,1	12,09	11,72	2,921	89,403	38,061
6-LT	5,0	12,41	11,44	2,826	87,921	36,810
7-LT	5,2	11,64	11,64	3,021	89,878	38,467
8-LT	5,0	12,41	12,41	2,826	87,921	36,810
9-LT	5,4	12,22	12,22	3,236	102,998	50,517

Tabela 5.20. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(T).

$$\eta_{pl} = 1. J_{pl} = \eta_{pl} A_{pl} / b_0 B. \text{ Aço X65.}$$

# do corpo-de-prova SE(T)	B (mm)	$b_0$ (mm)	$A_{pl}$ (Nm)	$A_{pl}/b_0 B$ (MPa m)	$J_{pl}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-LT	5	5	32,3	1,29	1290
2-LT	5	4,7	11,9	0,51	510
3-LT	5	4,9	19,45	0,79	790
4-LT	5	4,9	25,85	1,05	1050
6-LT	5	5	33,77	1,35	1350
7-LT	5	4,8	12,56	0,52	520
8-LT	5	5	19,42	0,78	780
9-LT	5	4,6	23,7	1,03	1030

Tabela 5.21. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X65 na condição CF.

# do corpo-de-prova SE(T)	$\Delta a$ (mm)	$J_{el}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{pl}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-LT	1,4	38,2	1290	1328,2
2-LT	0,6	38,6	510	548,6
3-LT	1	41,7	790	831,7
4-LT	1,2	38,1	1050	1088,1
6-LT	1,5	36,8	1350	1386,8
7-LT	0,7	38,5	520	558,5
8-LT	1,2	36,8	780	816,8
9-LT	1,4	50,5	1030	1080,5

#### 5.4. Resultados para corpos-de-prova de aço API 5L X70

##### 5.4.1. Propriedades mecânicas básicas

Na Tabela 5.22 mostra-se os resultados dos ensaios de tração para o aço API 5L X70 analisado neste trabalho na condição metalúrgica como fornecido. Note-se que os níveis de resistência mecânica deste aço enquadram-se nas especificações da norma API 5L X70.

As curvas obtidas nos ensaios de tração estão ilustradas na Figura 5.15, para as orientações longitudinal e transversal.

A dureza Vickers medida foi de 221 HV, as medições se realizaram com uma carga de 20 kgf. Foi verificado que a dureza praticamente não varia com a orientação do plano em que se mede a dureza.

Tabela 5.22. Resultados dos ensaios de tração, na direção de laminação, e na direção transversal<sup>(1)</sup>. Aço X70 na condição como fornecido.

Orientação	$\sigma_t$ (MPa)	$^{0,2}\sigma_e$ (MPa)	$^{0,5}\sigma_e$ (MPa)	Z (%)	Alongamento específico (em 25 mm) (%)
L1	620	491	506	74	24,5
L2	618	478	492	72	24,8
L3	637	478	485	70	21,9
L <sub>media</sub>	627	482	494	72	23,7
T1	643	548	553	76	23
T2	644	571	568	73	20
T3	643	576	577	77	22
T <sub>media</sub>	643	565	566	75	21,7
Norma API 5L X70	565 (mín.)	-	483 (mín.)	-	14

<sup>(1)</sup>  $\sigma_t$  é o limite de resistência à tração;  $\sigma_e$  é o limite de escoamento.

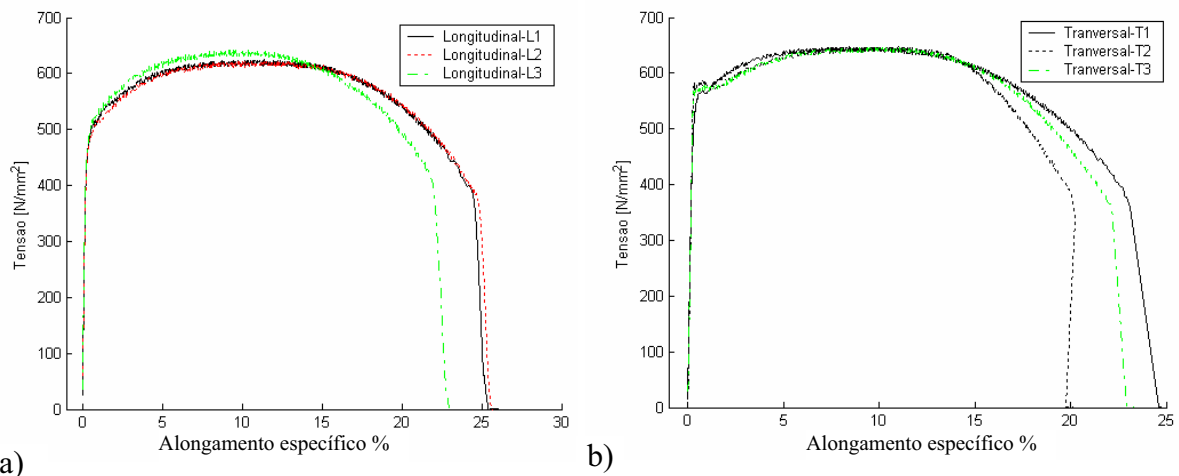


Figura 5.15. Curvas da tensão deformação do ensaio de tração.

a) Orientação longitudinal b) Orientação transversal.



#### 5.4.2. Análise metalográfica

Nas Figuras 5.16 e 5.17 ilustra-se a microestrutura característica do aço X70 utilizado neste projeto de pesquisa, na condição metalúrgica como fornecido. Observa-se que a microestrutura do aço na condição como fornecido apresenta bandejamento bastante pronunciado (bandas de ferrita e perlita).

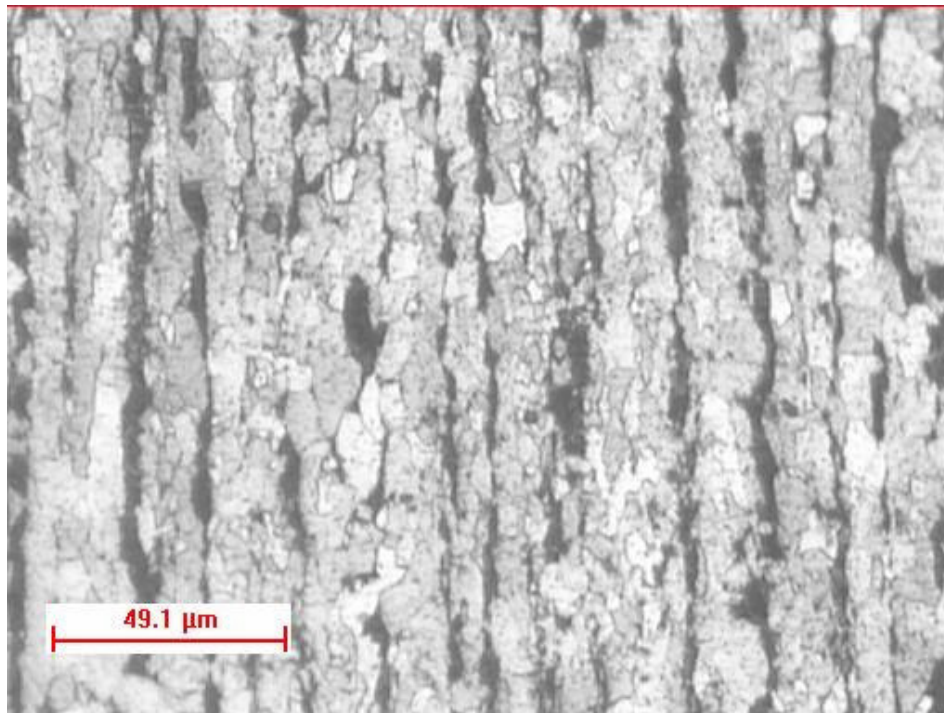


Figura 5.16. Microestrutura característica do aço API 5L X65, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.

O tamanho médio dos grãos determinado é ASTM 11, este tamanho é considerado bastante fino, sendo compatível com o esperado para um aço microligado de alta resistência e baixa liga (ARBL) com os níveis de resistência do grau API 5L X70.

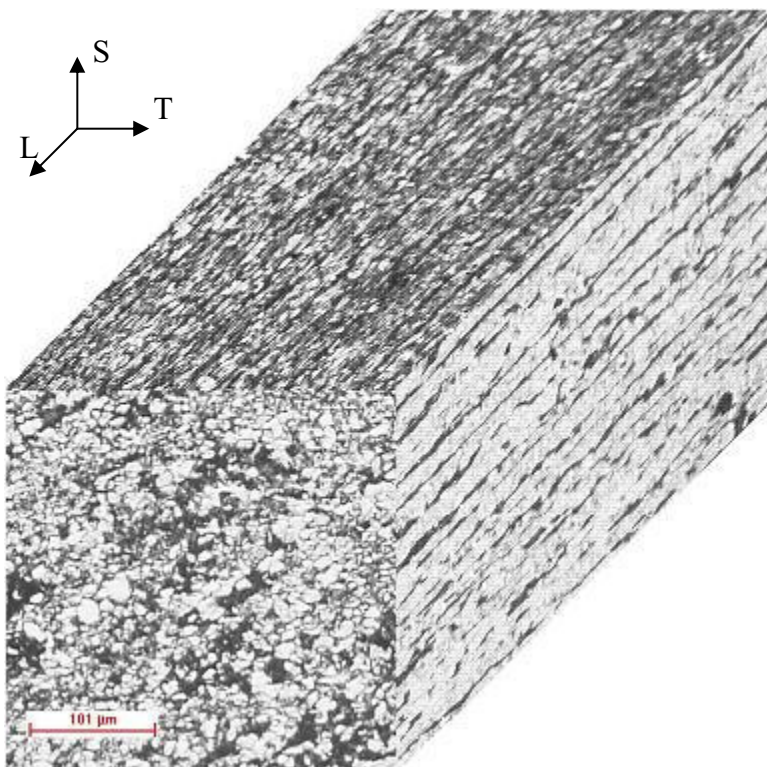


Figura 5.17. Fotografia tridimensional da microestrutura característica do aço API 5L X70, na condição metalúrgica como fornecido (CF). A fase clara é ferrita e a fase escura perlita. Ataque: Nital 2%. Microscopia óptica.

Analisando os resultados anteriores, se concluiu que os níveis de resistência mecânica e composição química dos dois aços estudados estão de acordo com a especificação da norma API 5L X65 nível PSL1 e API 5L X70, nível PSL2. Os aços API 5L X65 e X70 utilizados neste trabalho de pesquisa possuem microestrutura ferrítico-perlítica, em forma de bandas e com tamanho de grão ASTM 11.

#### 5.4.3. Tenacidade à fratura e curvas J-R – Aço X70 com orientação T-L

As Tabelas 5.23 a 5.25 mostram os resultados obtidos dos ensaios de tenacidade à fratura e os cálculos para a determinação da *integral J* para o corpo-de-prova SE(B) - flexão em três pontos, para a condição microestrutural CF e orientação da trinca TL para o aço X70.

As Tabelas 5.26 a 5.28 mostram os resultados de  $J$  obtidos para o corpo-de-prova SE(T), para a condição microestrutural CF e orientação da trinca T-L para o aço X70.

Tabela 5.23. Resultados em termos de K e do  $J_{el}$ . Aço X70, orientação T-L. SE(B).

# do corpo-de-prova SE(B)	$a_0$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$P_{parada}$ do ensaio (kN)	$F_I(a,W)$	$K_{max}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{elástico}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-TL	5,3	2,9	2,9	1,596	71,684	24,469
2-TL	5,3	2,82	2,8	1,596	69,706	23,138
3-TL	5,4	2,65	2,49	1,634	67,688	21,817
4-TL	5,05	3,17	2,81	1,510	72,365	24,937
5-TL	5,5	2,68	2,17	1,674	70,776	23,854

Tabela 5.24. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(B). Aço X70, orientação T-L.

$$\eta_{pl} = 2,7; J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B.$$

# do corpo-de-prova SE(B)	B (mm)	$b_0$ (mm)	A (Nm)	A/ $b_0B$ (MPa m)	$J_{pl}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-TL	4,99	4,7	2,257	0,096	259,835
2-TL	4,97	4,7	3,604	0,154	416,576
3-TL	4,89	4,6	4,754	0,211	570,632
4-TL	5	5,0	7,137	0,288	778,582
5-TL	5,02	4,5	7,152	0,317	854,821

Tabela 5.25. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(B), para o aço X70 na condição CF, orientação T-L.

# do corpo-de-prova SE(B)	$\Delta a$ (mm)	$J_{\text{elástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{\text{plástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-TL	0,1	24,469	259,835	284,304
2-TL	0,19	23,138	416,576	439,714
3-TL	0,54	21,817	570,632	592,449
4-TL	0,69	24,937	778,582	803,519
5-TL	0,91	23,854	854,821	878,675

Tabela 5.26. Resultados em termos de  $K$  e do  $J_{\text{el}}$ . Aço X70, orientação T-L. SE(T).

# do corpo-de-prova SE(T)	$a_0$ (mm)	$P_{\text{max}}$ (kN)	$P_{\text{parada do ensaio}}$ (kN)	$F_I(a, W)$	$K_{\text{max}}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{\text{elástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-TL	5,1	12,395	11,543	2,921	91,658	40,006
2-TL	5	9,679	9,679	2,826	68,573	22,391
3-TL	4,9	11,189	11,189	2,736	75,977	27,488
4-TL	4,8	13,417	13,417	2,651	87,356	36,338
5-TL	5,3	11,052	11,052	3,125	89,143	37,840
6-TL	5,2	11,625	11,625	3,021	89,762	38,368
7-TL	5,2	12,32	12,313	3,021	95,128	43,092
8-TL	5,2	12,693	12,65	3,021	98,009	45,741
9-TL	5,2	12,165	11,81	3,021	93,932	42,015
10-TL	5,3	11,901	11,74	3,125	95,991	43,877

Tabela 5.27. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(T). Aço X70, orientação T-L.  $\eta_{pl} = 1$ ;  $J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B$ .

# do corpo-de-prova SE(T)	B (mm)	$b_0$ (mm)	A (Nm)	A/ $b_0B$ (MPa m)	$J_{pl}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-TL	4,93	4,9	21,2	0,878	877,592
2-TL	4,97	5,0	1,63	0,066	65,5936
3-TL	5,01	5,1	3,843	0,150	150,405
4-TL	4,95	5,2	7,53	0,293	292,541
5-TL	4,94	4,7	6,22	0,268	267,896
6-TL	4,92	5,2	8,95	0,350	349,828
7-TL	5,05	4,8	9,36	0,386	386,139
8-TL	5,05	4,8	13,04	0,538	537,954
9-TL	4,97	4,8	14,98	0,628	627,934
10-TL	4,97	4,7	16,94	0,725	725,202

Tabela 5.28. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X70 na condição CF, orientação T-L.

# do corpo-de-prova SE(T)	$\Delta a$ (mm)	$J_{elástico}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{plástico}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-TL	1,59	40,006	877,592	917,598
2-TL	0,05	22,391	65,5936	87,9846
3-TL	0,2	27,488	150,405	177,893
4-TL	0,32	36,338	292,541	328,879
5-TL	0,35	37,840	267,896	305,736
6-TL	0,28	38,368	349,828	388,196
7-TL	0,52	43,092	386,139	429,231
8-TL	0,63	45,741	537,954	583,695
9-TL	0,8	42,015	627,934	669,949
10-TL	1,35	43,877	725,202	769,079

A Figura 5.18 mostra as curvas de resistência à propagação da trinca para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T) orientação do plano da trinca T-L. Note-se que a curva SE(B) tem valores pouco superiores aos SE(T) no trecho das medições experimentais, embora esta tendência seja revertida na extrapolação dos dados experimentais.

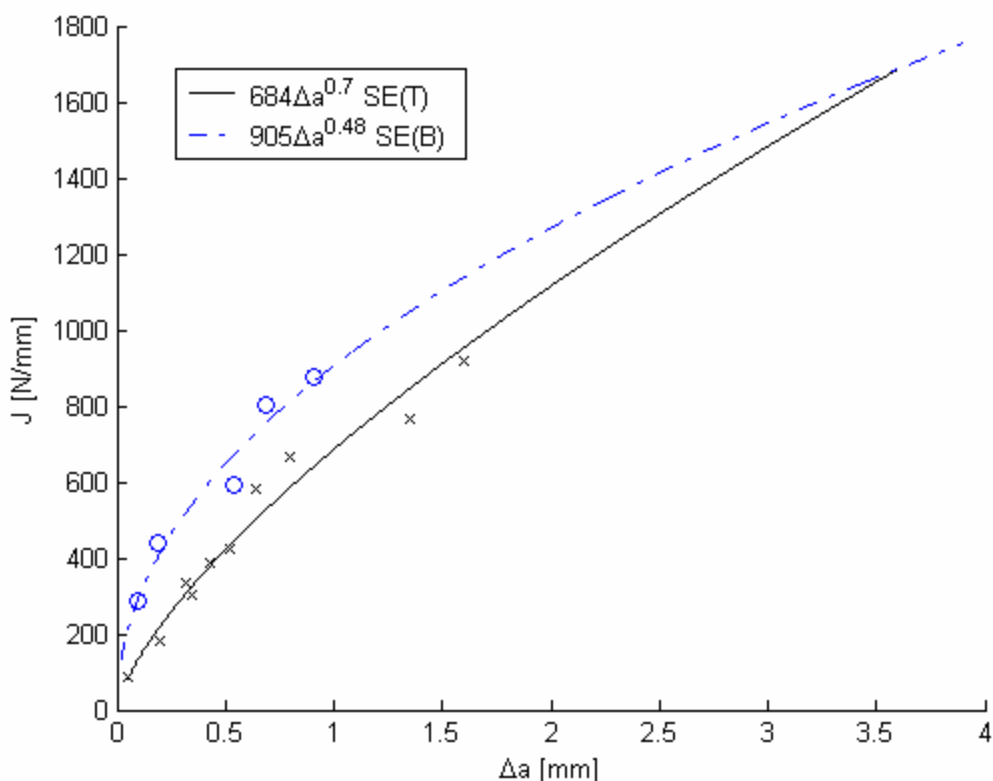


Figura 5.18. Curvas de J em função de Δa (Curva J-R) para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T), para o aço API 5L X70 na condição CF e orientação do plano da trinca T-L.

#### 5.4.4. Tenacidade à fratura e curvas J-R – Aço X70 com orientação L-T

As Tabelas 5.29 a 5.34 mostram os resultados obtidos dos ensaios de tenacidade à fratura e os cálculos para a determinação da *integral J* para os corpos-de-prova SE(B) - flexão em três pontos e SE(T), para a condição microestrutural CF e orientação da trinca L-T para o aço X70.

Tabela 5.29. Resultados em termos de K e do  $J_{el}$ . Aço X70, orientação L-T. SE(T).

# do corpo-de-prova SE(T)	$a_0$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$P_{parada}$ do ensaio (kN)	$F_I(a, W)$	$K_{max}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{elástico}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-LT	5,1	10,44	10,44	2,921	77,201	28,381
2-LT	5,3	11,26	11,26	3,125	90,820	39,278
3-LT	5,9	8,6	8,6	3,878	90,806	39,265
4-LT	4,9	12,46	12,46	2,736	84,608	34,088
5-LT	5,2	11,79	11,79	3,021	91,036	39,465
6-LT	5,1	13,92	13,74	2,921	102,935	50,455
7-LT	5,2	12,98	12,98	3,021	100,225	47,833

Tabela 5.30. Resultados em termos de K e do  $J_{el}$ . Aço X70, orientação L-T. SE(B).

# do corpo-de-prova SE(B)	$a_0$ (mm)	$P_{max}$ (kN)	$P_{parada}$ do ensaio (kN)	$F_I(a, W)$	$K_{max}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$J_{elástico}$ (kJ / m <sup>2</sup> )
1-LT	5,2	2,78	2,78	1,561	66,538	21,082
2-LT	5,5	2,67	2,61	1,674	70,512	23,676
3-LT	5,2	3,08	2,96	1,561	73,718	25,878
4-LT	5,3	2,68	2,54	1,596	66,246	20,898
5-LT	5,3	2,58	1,89	1,596	63,774	19,367

Tabela 5.31. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(B). Aço X70, orientação L-T.  $\eta_{pl} = 2,7$ ;  $J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B$ .

# do corpo-de-prova SE(B)	B (mm)	$b_0$ (mm)	$A_{pl}$ (Nm)	$A_{pl}/b_0B$ (MPa m)	$J_{pl}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-LT	4,98	4,7	2,19	0,094	252,628
2-LT	5	4,5	3,45	0,153	414
3-LT	5,02	4,7	5,44	0,231	622,531
4-LT	4,99	4,6	6,03	0,263	709,288
5-LT	5	4,5	6,8	0,302	816

Tabela 5.32. Resultados em termos da área sob a curva carga CMOD e do  $J_{pl}$ . SE(T). Aço X70, orientação L-T.  $\eta_{pl} = 1$ ;  $J_{pl} = \eta_{pl}A_{pl}/b_0B$ .

# do corpo-de-prova SE(T)	B (mm)	$b_0$ (mm)	A (Nm)	$A/b_0B$ (MPa m)	$J_{plástico}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-LT	4,99	4,9	3,41	0,139	139,463
2-LT	5,06	4,7	5,98	0,251	251,451
3-LT	5	4,1	5,26	0,257	256,585
4-LT	5	5,1	9,12	0,358	357,647
5-LT	5	4,7	10,74	0,457	457,021
6-LT	4,99	4,9	17,01	0,696	695,677
7-LT	5,05	4,6	16,3	0,702	701,679



Tabela 5.33. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(T), para o aço X70 na condição CF, orientação L-T.

# do corpo-de-prova SE(T)	$\Delta a$ (mm)	$J_{\text{elástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{\text{plástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-LT	0,04	28,381	139,463	167,844
2-LT	0,14	39,278	251,451	290,729
3-LT	0,14	39,265	256,585	295,85
4-LT	0,30	34,088	357,647	391,735
5-LT	0,31	39,465	457,021	496,486
6-LT	0,87	50,455	695,677	746,132
7-LT	0,50	47,833	701,679	749,512

Tabela 5.34. Resultados em termos dos parâmetros  $J$  e  $\Delta a$  para os corpos-de-prova SE(B), para o aço X70 na condição CF, orientação L-T.

# do corpo-de-prova SE(B)	$\Delta a$ (mm)	$J_{\text{elástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J_{\text{plástico}}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$J$ (kJ/m <sup>2</sup> )
1-LT	0,04	21,082	252,628	273,71
2-LT	0,11	23,676	414	437,676
3-LT	0,24	25,878	622,531	648,409
4-LT	0,48	20,898	709,288	730,186
5-LT	1,1	19,367	816	835,367

A Figura 5.19 mostra as curvas de resistência à propagação da trinca para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T) orientação do plano da trinca L-T. Note-se que a curva SE(B) tem valores pouco superiores aos SE(T) no trecho das medições experimentais, embora esta tendência seja revertida na extrapolação dos dados experimentais; também comparando com os resultados da Figura 5.18, note-se que as curvas são muito parecidas, o que determina que a resistência à extensão estável das trincas no aço X70 seja muito parecida nas orientações T-L e L-T.

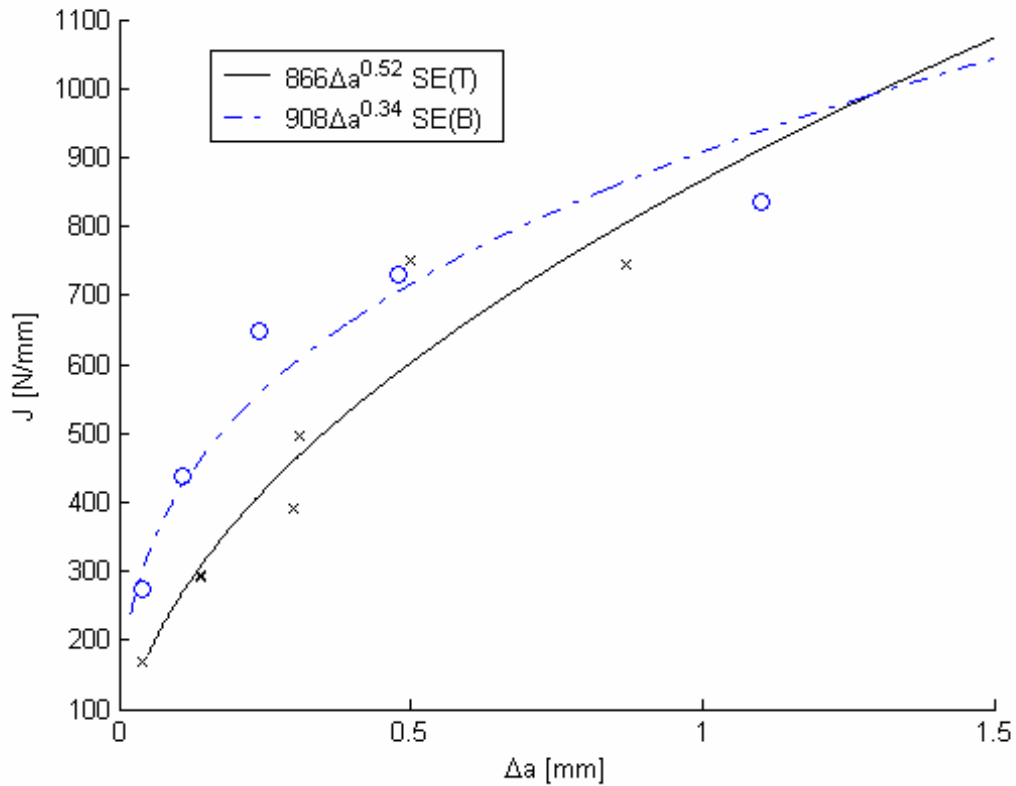


Figura 5.19. Curvas de J em função de  $\Delta a$  (Curva J-R) para os corpos-de-prova SE(B) e SE(T), para o aço API 5L X70 na condição CF e orientação do plano da trinca L-T.

Neste trabalho se determinou as curvas de resistência à extensão estável da trinca (curvas J-R) para uma espessura intermediária, note-se que para este caso estas curvas são dependentes do tipo de corpo-de-prova usado na sua determinação. No caso de espessuras muito finas (estado plano de tensão), praticamente não existe triaxialidade de tensões na ponta da trinca (pequena restrição ao fluxo plástico) e nestes casos a geometria e o tipo de corpo-de-prova não influencia nos valores dessas curvas (Landes et al., 1989).

### 5.5. Micromecanismos de Fratura

A Figura 5.20 mostra uma fratógrafia típica da superfície de fratura dos corpos-de-prova de flexão em três pontos - SE(B). Observa-se, que as regiões correspondentes à pré-trinca por fadiga e à extensão estável da trinca estão bem visíveis.

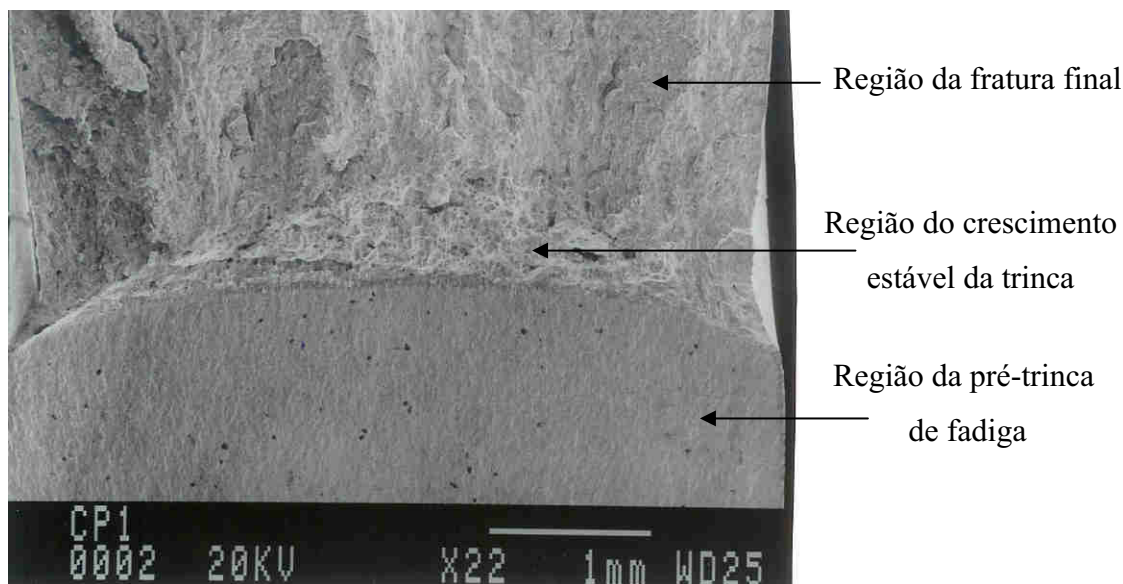
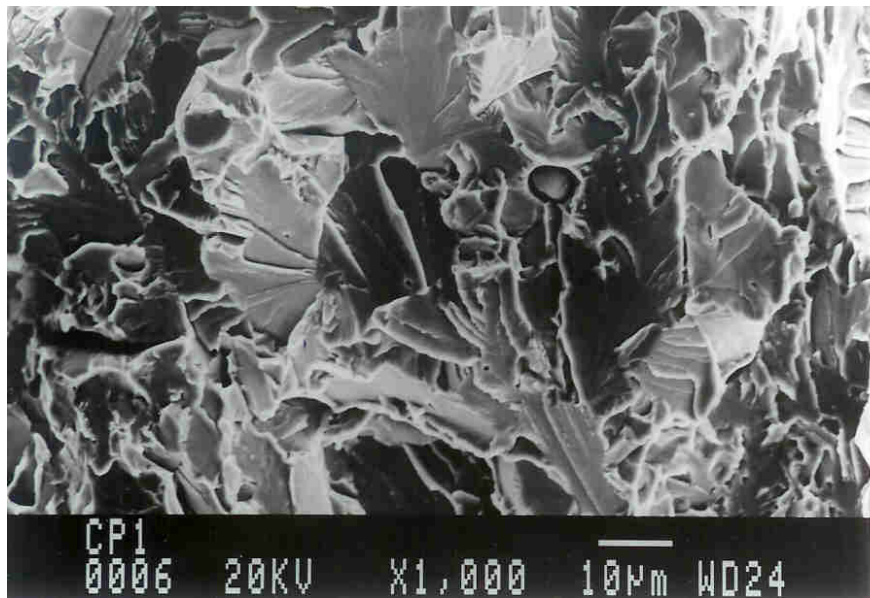


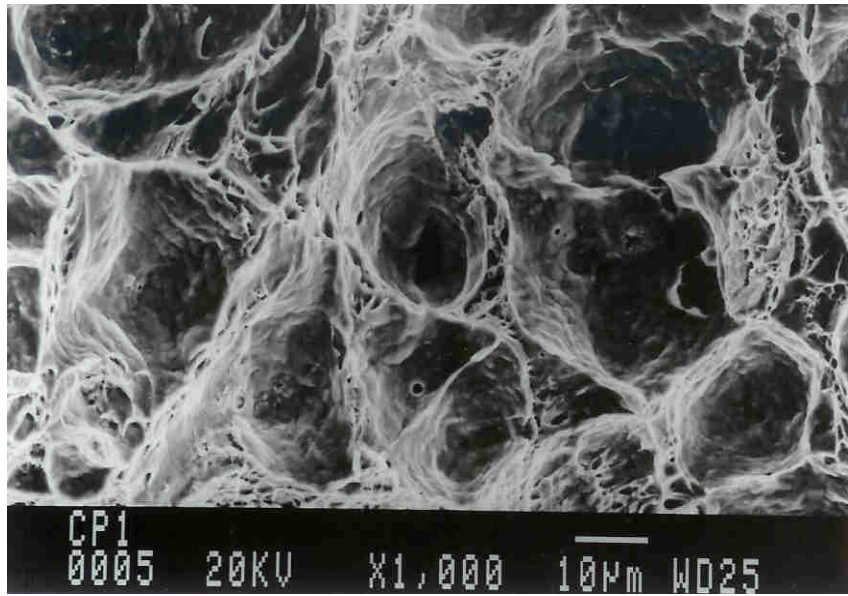
Figura 5.20. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica) orientação L-T, mostrando as regiões da pré-trinca de fadiga, do crescimento estável da trinca e da fratura final realizada na bancada e em baixa temperatura (do nitrogênio líquido) para induzir à clivagem. MEV.

Depois de finalizados os ensaios para a obtenção da curva J-R os corpos-de-prova foram rompidos após permanecer por uns 10 minutos em nitrogênio líquido, isto é feito para diferenciar nitidamente a região correspondente ao crescimento estável da trinca e a fratura final do corpo-de-prova. A Figura 5.21 mostra os micromecanismos de fratura normalmente observáveis no aço API 5L X65; em baixa temperatura o micromecanismo de fratura é clivagem (Figura 5.21a). Na Figura 5.21b observa-se a região correspondente à zona de crescimento estável da trinca, observe que o micromecanismo de fratura é alveolar ("dimples"). Na Figura 5.24 ilustra-se os mesmos aspectos para o aço API 5L X70.

Entre a zona de fadiga e a zona de crescimento estável da trinca existe uma interface que é chamada de zona estirada ("stretched zone"), detalhes dessa zona estão ilustrados na Figura 5.22 para o aço X65 e na Figura 5.25 para o aço X70. Para os dois aços estudados e os corpos-de-prova SE(B) e SE(T), esta zona estirada tem formas muito irregulares e não pode ser mensurada, devido à grande dispersão de valores.



a)



b)

Figura 5.21. Fratografias da superfície de fratura dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica), orientação L-T, mostrando os micromecanismos de fratura. MEV. a) Clivagem b) Alveolar ("dimples").

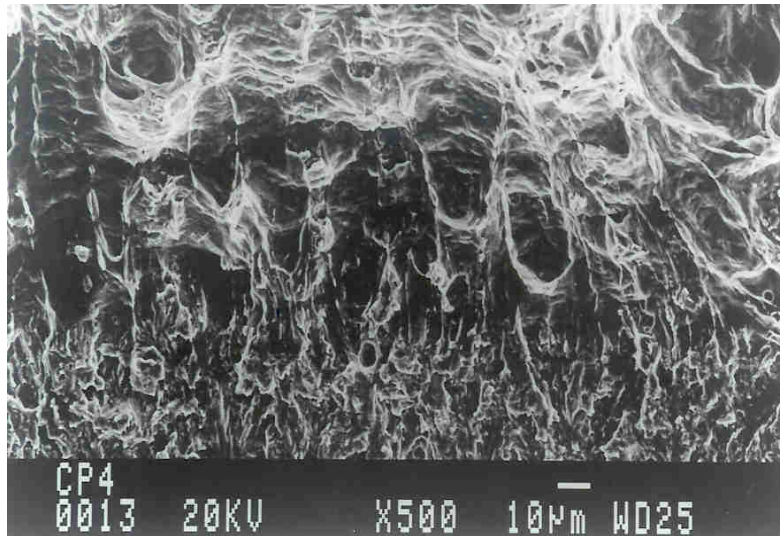


Figura 5.22. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(B) para o aço API 5 L X65 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona estirada. MEV.

A Figura 5.23 mostra uma fratografia típica da superfície de fratura dos corpos-de-prova - SE(T). Observa-se, que a região correspondente à extensão estável da trinca é muito mais irregular comparado com os CPs. SE(B) (Ver Figura 5.20).

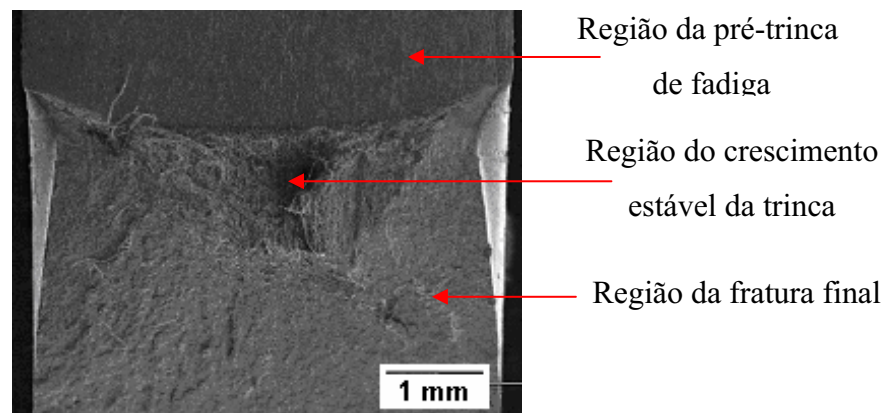
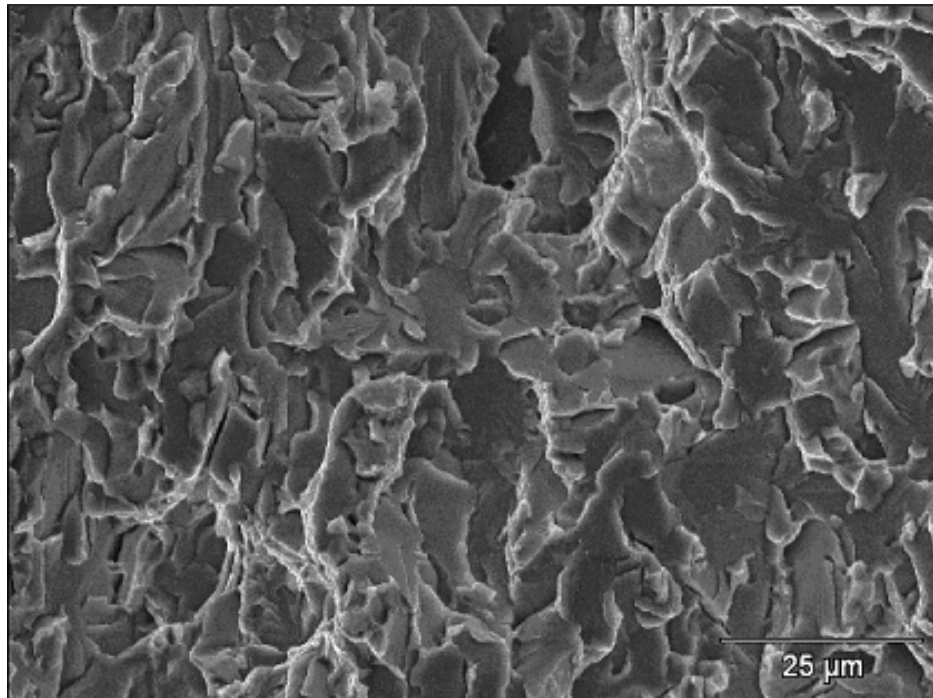
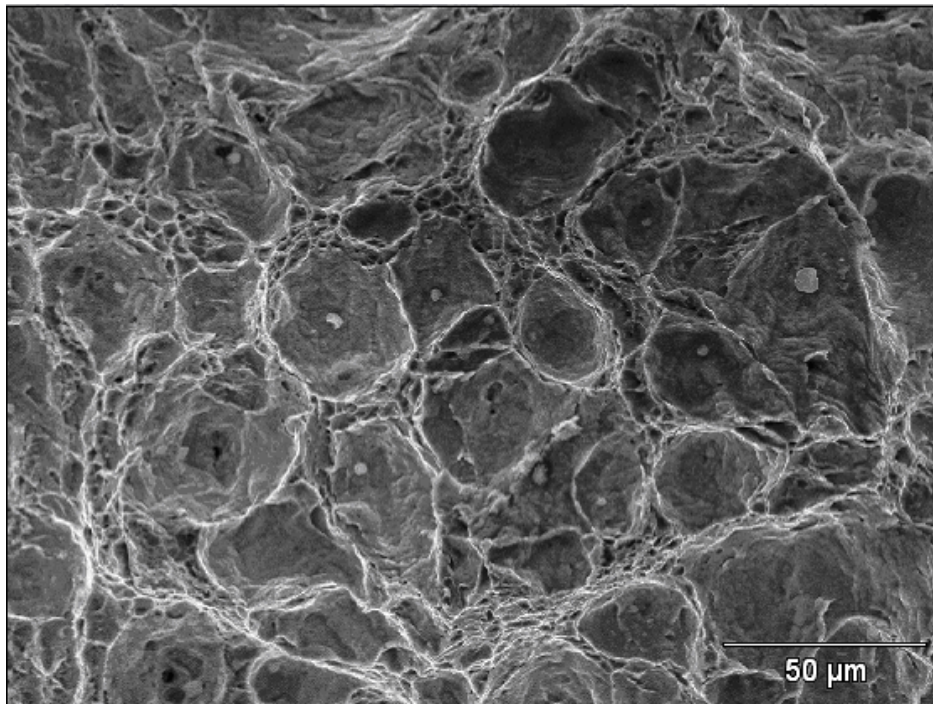


Figura 5.23. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica) orientação T-L, mostrando as regiões da pré-trinca de fadiga, do crescimento estável da trinca e da fratura final realizada na bancada e em baixa temperatura (do nitrogênio líquido) para induzir à clivagem. MEV (“Accelerating Voltage”: 25.00, “Magnification”: 20.00).





a)



b)

Figura 5.24. Fratografias da superfície de fratura dos corpos-de-prova SE(T) para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), orientação L-T, mostrando os micromecanismos de fratura. MEV. a) Clivagem b) Alveolar ("dimples").

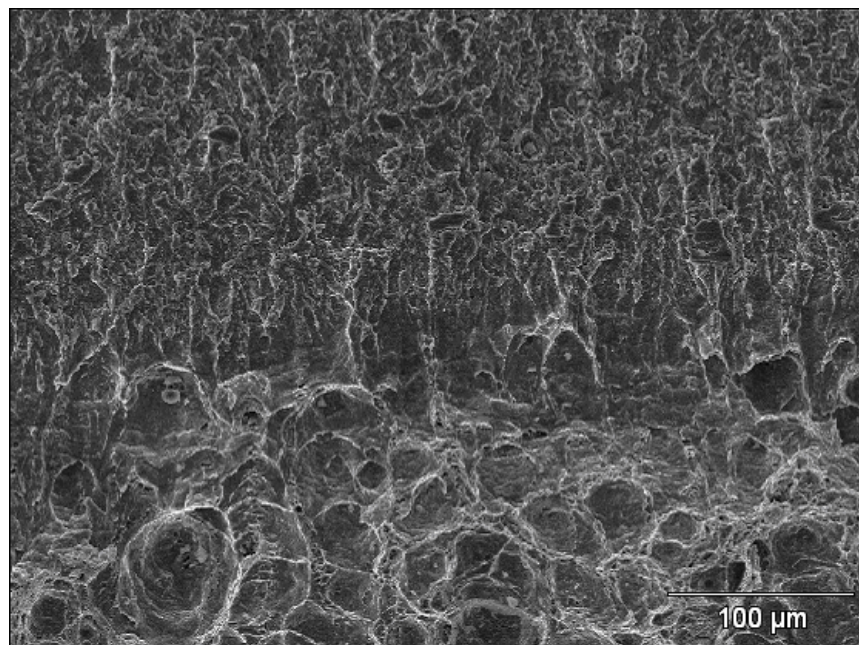


Figura 5.25. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) T-L para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona estirada. MEV. (M250).

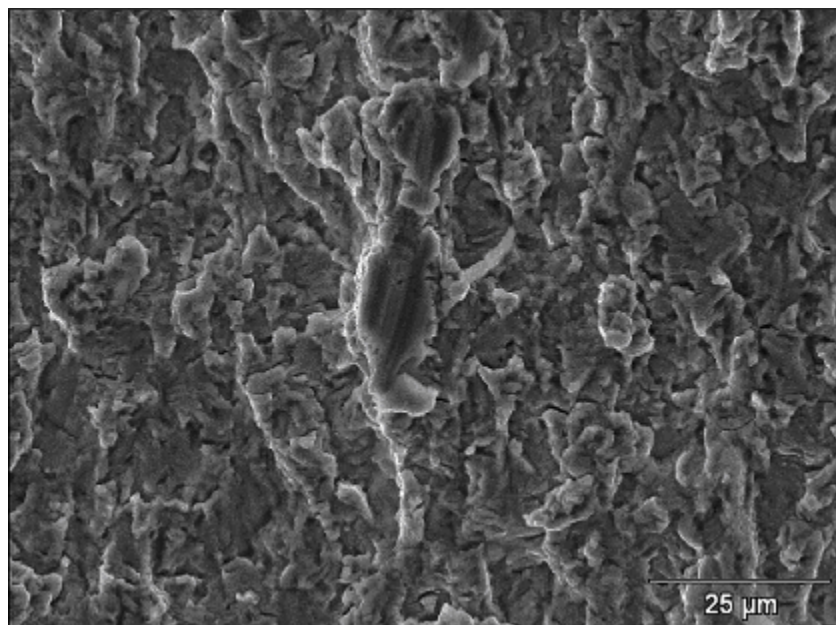


Figura 5.26. Fratografia da superfície de fratura típica dos corpos-de-prova SE(T) T-L para o aço API 5 L X70 na condição CF (ferrítico-perlítica), mostrando detalhes da zona da pré-trinca de fadiga. MEV. (M1000).

## Capítulo 6

### Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

#### 6.1. Conclusões

Em concordância com os objetivos deste trabalho de pesquisa e a partir dos resultados numéricos e experimentais encontrados, pode-se concluir o seguinte:

O estudo numérico realizado mostrou que para corpos-de-prova SE(T) a influência da espessura do corpo-de-prova nas propriedades de tenacidade à fratura é muito alta. Corpos-de-prova com espessuras intermediárias não podem ser modelados nem como em estado plano de tensões nem como em estado plano de deformações na determinação da tenacidade à fratura, pelo erro inaceitável que se obtém, sendo necessária sua modelagem tridimensional. Na determinação do fator de intensidade de tensão por modelagem numérica, constatou-se que tanto o Método de Elementos Finitos quanto o Método dos Elementos de Contorno levam a resultados satisfatórios.

O fator  $\eta$  plástico, necessário para a determinação experimental da tenacidade à fratura com corpos-de-prova SE(T), foi determinado por modelagem numérica, sendo que os resultados encontrados têm boa concordância com os relatados recentemente na literatura.

Foi desenvolvido com êxito um ensaio alternativo ao ensaio SE(B), que permite obter as propriedades de tenacidade à fratura em estado elasto-plástico para corpos-de-prova com



espessura intermediária usando-se corpos-de-prova tipo SE(T) articulados. As curvas experimentais J-R obtidas mostram que a resistência à propagação estável das trincas é muito semelhante entre corpos-de-prova SE(T) e SE(B) com espessuras intermediárias ( $W/B = 0,5$ ). Não foi verificada a vantagem, relatada por alguns autores, dos corpos-de-prova SE(T) na obtenção das curvas J-R.

Os micromecanismos de fratura observados sobre a superfície de fratura dos corpos-de-prova de flexão em três pontos [SE(B)] foram clivagem, na região de fratura final dos corpos-de-prova após os ensaios de tenacidade à fratura, alveolar ("*dimples*"), na região correspondente ao crescimento estável da trinca, e "estrias" de fadiga. Foi identificada a zona estirada ("*stretched zone*"), intermediária entre a zona de fadiga e a zona de crescimento estável da trinca; entretanto, esta zona estirada não pode ser mensurada, devido à grande dispersão de valores.

## 6.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

Estudar a influência da restrição ao fluxo plástico nas propriedades de fratura no estado elasto-plástico e a sua influência na propagação estável da trinca usando os parâmetros  $Q$  e  $A_4$ .

Desenvolver novos métodos de analisar a integridade estrutural de dutos baseados na determinação da tenacidade à fratura com corpos-de-prova SE(T) articulados.

Desenvolver novas ferramentas de engenharia (Diagramas, gráficos, equações, etc.) para analisar a integridade estrutural com base nas propriedades de fratura obtidas por meio do ensaio SE(T) desenvolvido neste trabalho.

Determinar experimentalmente o fator  $\eta$  plástico dos corpos-de-prova SE(T), e comparar os resultados com os obtidos por modelagem numérica.

Determinar experimentalmente a tensão "T-Stress" e correlacionar com a modelagem numérica.

Estudar analiticamente, numericamente e experimentalmente a extensão estável da trinca e correlacionar com a restrição ao fluxo plástico na ponta da trinca.

Desenvolver algoritmos pelo Método dos Elementos de Contorno MEC para modelar elasto-plasticamente as trincas e sua extensão.

Desenvolver novas metodologias de medir a textura dos aços API 5L utilizados na fabricação de dutos baseados no conceito de “orientation distribution coefficients – ODC” também conhecidos como parâmetros  $W_{ijk}$ , e correlacionar esses parâmetros com análises estrutural anisotrópico e as propriedades de fratura elasto-plásticas.

## Referências Bibliográficas

- Abaqus. Standard version 6.1. User's manual Vol.1, 2000.
- Aguirre, I. F. & Ferreira, I. Aplicación del método “dual boundary” para el cálculo de los parámetros de la mecánica de fractura elástica lineal de probetas tipo SE(T), DE(T) y M(T). *Acta Nova*, ISSN 1683-0768, 2005a (submetido).
- Aguirre, I. F. & Ferreira, I. Cálculo del fator eta plástico para probetas no normalizadas tipo SE(T). *Investigación & Desarrollo*, ISSN 1814-6333, 2005b (submetido).
- Aguirre, I. F. & Ferreira, I. Experimental and Numerical Analysis for SE(B) and SE(T) J-Integral Fracture Toughness Testing. *18th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM*, Brazil, 2005c.
- Aguirre, I. F. & Ferreira, I. Influência da geometria dos corpos-de-prova tipo SE(T) no valor do “T-Stress” e nos parâmetros da mecânica da fratura elástica linear. *VIII EMC – Meeting on Computational Modeling*, ISBN 85-904971-2-7, Nova Friburgo, RJ, Brasil, 2005d.
- Aguirre, I. F. & Ferreira, I. Nuevo ensayo de Mecánica de Fractura aplicado al análisis de falla estructural del Gaseoducto Bolivia – Brasil. *IV Congreso Boliviano de Ingeniería de Mantenimiento – ASBOMAN*, Cochabamba, Bolivia, 2005e.
- Aguirre, I. F. et al. Boundary element analysis of panels reinforced by adhesives plates. *17th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM*, São Paulo, Brazil, 2003.
- Aguirre, I. F., Ferreira, I. & Hernández, L. H. Determinação da tenacidade à fratura elasto-plástica do aço API 5L X65 usando corpos de prova não normalizados. *7º congresso Iberoamericano de engenharia mecânica*, México D.F., 2005a.
- Aguirre, I. F., Ferreira, I. & Hernández, L. H. Determinação dos parâmetros da mecânica de fratura elástica linear de corpos de prova SE(T), DE(T) e M(T) por elementos de contorno e elementos finitos. *Proceedings of the XXVI Iberian Latin-American Congress on*

*Computational Methods in Engineering – CILAMCE*, Guarapari, Espírito Santo, Brazil, 2005b.

Aguirre, I. F., Ferreira, I. & Hernández, L. H. Determinação numérica do fator eta plástico para corpos de prova não normalizados do tipo SE(T). *Proceedings of the XXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering – CILAMCE*, Guarapari, Espírito Santo, Brazil, 2005c.

Aliabadi, M. H. & Lopez J. F. L. *Database of stress intensity factors*. Computational Mechanics Publication, Great Britain, 1996.

Aliabadi, M. H. e Rooke, D. P. *Numerical fracture mechanics*. Kluwer academic Publishers, Computational Mechanics Publication, Southampton, Boston, 1992.

Anderson, T. L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and applications*. CRC Press LLC, Florida – USA, 1995.

Ansys, Inc. ANSYS user manual. Chapter 3, Structural Analyses, 2001.

API Specification 5L. Specification for Line Pipe. American Petroleum Institute, forty-second edition, 2000.

Araujo, T. D., Bittencourt, T. N., Roehl, D. & Martha L. F. Numerical estimation of fracture parameters in elastic and elastic-plastic analysis. *European congress on computational in applied and engineering - ECCOMAS 2000*. Barcelona, Spain, 2000.

Asahi H. et al. Development of Ultra-high-strength Linepipe, X120. Nippon Steel Technical Report No. 90, 2004.

Assan, A. E. *Método dos elementos finitos - Primeiros passos*. Editora UNICAMP, segunda edição, Campinas, SP, 2003.

ASTM E 1290-02 Standard test method for Crack-tip opening displacement (CTOD). American Society for Testing and Materials, 2002.

ASTM Standard, (1998). *E1457-98: Standard test methods for measurement of creep crack growth rates in metals*. American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 1998.

ASTM Standard, (2001). *E1820-01: Standard test methods for measurement of fracture toughness*. American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 2001.

- ASTM Standard, (2002). *E1221–96: Standard Test Methods for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness,  $K_{Ia}$ , of Ferritic Steels*. American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 2002.
- ASTM Standard, (2002). *E1823–96: Standard terminology relating to fatigue and fracture testing*. American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 2002.
- ASTM Standard, (2002). *E8M–01: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic materials [Metric]*, Philadelphia, PA, USA, 2002.
- Atkins, A. G. and Mai, Y-W. *Elastic and plastic fracture*. Ellis Horwood Limited, 1988.
- Ayatollahi M.R., Pavier M.J. & Smith D.J. Mode I cracks subjected to large  $T$ -stresses. *International Journal of Fracture*, vol. 117, pp. 159–174, 2002.
- Barsoum, R. S. Triangular quarter point elements as elastic and perfectly plastic crack tip elements. *Int. J. Num. Meth. Engng.*, vol. 11, pp. 85-98, 1977.
- Beltrán, F. *Ideas generales sobre el método de los elementos de contorno*. Departamento Mecánica Estructural y Construcciones Industriales, E: T. S. Ingenieros Industriales de Madrid, 1999.
- Bernal, C. R., Montemartini P. E. and Frontini, P. M. The use of load separation criterion and normalization method in ductile fracture characterization of thermoplastic polymers. *Journal of Polymer Science part B*, vol. 34 (11), pp.1869-1880, 1996.
- Billingham, J., Sharp, J. V., Spurrier J. & Kilgallon, P. J. Review of the performance of high strength steels used offshore. Research Report, ISBN 0 7176 2205 3. School of Industrial and Manufacturing Science, Cranfield University. 2003.
- Brebbia, C. e Domínguez, J. *Boundary Elements – An Introductory Course*, Southampton, Computational Mechanics Publications, edition 1989.
- Brocks, W & Scheider I. Numerical Aspects of the path-dependence of the J-integral in incremental plasticity. Technical Note GKSS/WMS/01/08. 2001.
- Cajueiro, A. S., Carvalho, J. A. & Cury, C. L. Expansion Of Bolivia-Brazil Gas Pipeline. Technical Document. TGB, 2003.
- Cassanelli, A. N. et al. A study for eta plastic factor determination in AA 6061T6 alloy. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 68, pp. 501-511, 2001.

- Cassanelli, A. N., Cocco R. & de Vedia, L. A. Separability property and eta plastic factor in ASTM A387-Gr22 steel plate. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, pp. 1131-1142, 2001.
- Chan, S. K., Tuba, I. S. & Wilson, W. K. On the finite element method in linear fracture mechanics. *Engng. Fracture Mech.*, vol. 2, pp. 1-17, 1970.
- Chattopadhyay, J., Kushwaha H. S. & Ross E. Some recent developments on integrity assessment of pipes and elbows. Part I: Theoretical investigation. *International journal of solids and structures*, in press, 2005.
- Chen, D. F. & Han, D. J. *Plasticity for Structural Engineers*. Springer-Verlag, New York, 1988.
- Chen, Wai-Fah. *Constitutive equations for engineering materials, Vol. 2 Plasticity and modeling*. Elsevier Science B. V., pp. 581-650, 1994.
- Chen, Y. & Lambert, S. Analysis of ductile tearing of pipeline-steel in single edge notch tension specimens. *International Journal of Fracture*, vol. 124 (3-4), pp. 179–199, 2003.
- Clough, R. W. The finite element method after twenty-five years: A personal view. *Computers & Structures*, vol. 12, pp. 361-370, 1980.
- Cravero, S. & Ruggieri C. Integrity assessment of pipelines using SE(T) specimens. In *Proceedings of International Pipeline Conference - IPC*, Alberta – Canada, 2004.
- Crouch, S. L. & Starfield, A. M. *Boundary element methods in solid mechanics*. George Allen & Unwin Publishers Ltd, UK, 1983.
- Cruse, T. A. *Boundary Element Analysis in Computational Fracture Mechanics*. Kluwer academic, The Netherlands, 1988.
- Cunha, M. T. F., Telles, J. C. F. and Coutinho, A. L. G. A. High performance computing applied to boundary elements: Potential problems, COPPE/UFRJ, Brasil, 2002.
- Dhua, S. K., Mukerjee, D. & Sarma, D. S. Weldability and Microstructural Aspects of Shielded Metal Arc Welded HSLA-100 Steel Plates. *ISIJ International*, vol. 42, No. 3, pp. 290–298, 2002.
- Dieter, G. E. *Mechanical Metallurgy*. SI Metric Edition. Mac Graw - Hill Book Co. Singapore, 1988.
- Domínguez, J. *Boundary elements in Dynamics*, Computational Mechanics Publications, 1993.

- Donne, C. D. and Pironi, A. J-integral evaluation of single-edge notched specimens under mixed-mode I/II loading. *Journal of Testing and Evaluation*. Vol. 29 (3), pp.239-245, 2001.
- Ferreira, Itamar. *Fratuira de Metais*. Notas de aula. FEM-UNICAMP. Campinas, 2004.
- Fett, T. *Stress intensity factors and weight functions for special crack problems*. FZKA 6025, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, 1998.
- Foltran, C. E. Análise de problemas em regime Elasto-plástico pelo método dos elementos de contorno. Campinas: UNICAMP, 1999. Dissertação (Mestrado).
- Gdoutos, E. E. *Fracture Mechanics. An Introduction*. Kluwer Academic Publishers. 1993.
- Gioielli, P. C. Numerical procedures for enhancing the evaluation of elastic-plastic fracture toughness test results. Tennessee, USA: The University of Tennessee, May 2000, 87 p. Tese (Doutorado).
- Gorni, A. A. Desenvolvimento de aços alternativos aos materiais temperados e revenidos com limite de resistência entre 600 e 800 MPa. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 2001, 120 p. Tese (Doutorado).
- Gray, J. M., Pontremoli, M. Metallurgical options for API grade X70 and X80 linepipe. *International conference pipe technology*, Rome, Italy, 1987.
- Guimarães, V. A. Influência da taxa de resfriamento nas propriedades mecânicas e no micromecanismo de fratura de um aço microligado com nióbio e titânio. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1997. Tese (Doutorado).
- Hellen, T. K. Virtual crack extension methods for non-linear materials. *Int. J. Num. Meth. Engng.*, vol. 28, pp. 929-942, 1989.
- Henshell, R. D. & Shaw, K. G. Crack tip elements are unnecessary. *Int. J. Num. Meth. Engng.*, vol. 9, pp. 495-509, 1975.
- Hertzberg, R. W. Deformation and fracture mechanics of engineering materials. 4<sup>th</sup> Edition, John Wiley & Sons, 1996.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. *ABAQUS Theory Manual - Version 6.3*, 2002.
- Hillenbrand, Hans-Georg & Kalwa, Christoph. High strength line pipe for project cost reduction. *World Pipelines*, Vol. 2, No. 1, Jan./Feb. 2002.
- Hillenbrand, Hans-Georg, Gräf M. & Kalwa, C. Development and production of high strength pipeline steels. *Niobium 2001*, Orlando, Florida, USA, 2001.

- Hippert, E. *Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 e aplicação de curvas de resistência  $J-\Delta a$  para previsão de colapso em dutos*. São Paulo: Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2004. 143 p. Tese (Doutorado).
- Hussain, M. A., Pu, S. L. & Lorensen, W. The collapsed cubic isoparametric element as a singular element for crack problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 12, pp. 1727-1742, 1978.
- Irwin, G. R. Fracturing of metals. *Proceedings of ASM Symposium*, Chicago. 1947. (Apud Salgado, 1998, p. 12)
- Jayadevan, K. R. et al. Structural integrity of pipelines: T-stress by line-spring. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, vol. 28, pp. 467-488, 2005.
- Kabiri, M. R. Fissuration des aciers a haute temperature: Effet de la geometrie sur la transferabilite des lois de propagation. França: Ecole des Mines de Paris, 19 de dezembro de 2003, 167 p. Tese (Doutorado).
- Kane, J. *Boundary Element Analysis in Engineering Continuum Mechanics*. Prentice Hall, 1993.
- Kang, B. S. & Liu, Q. Crack-tip blunting, initiation, and growth analysis of aluminum single-edge-notched tensile (SENT) specimens by Moiré interferometry. *Fracture mechanics: 22 Symposium (Vol. I), ASTM STP 1131*, pp. 222-247, 1992.
- Kanninen, M. F. & Popelar, C. H. *Advanced Fracture Mechanics*. Oxford University Press, 1985.
- Katsikadelis, J. T. *Boundary elements – Theory and applications*. Elsevier Science Ltd, Oxford, UK, 2002.
- Kim, J and Budden, P. J. Plastic  $\eta$  factor solutions of homogeneous and bi-material SE(T) specimens for toughness and creep crack growth testing. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, vol. 24, pp. 751-760, 2001.
- Kim, Y. J. and Schwalbe, H. On sensitive of J estimation to materials stress-strain curves in fracture toughness testing using the finite elements method. *Journal of Testing and Evaluation*, vol. 29 (1), pp.18-30, 2001.
- Kim, Y. J., Kim, J. S., Schwalbe, K. H. and Kim, Y. J. Numerical investigation on J-integral testing of heterogeneous fracture toughness testing specimens Part I –weld metal cracks. *Fatigue Frac. Engng. Mater Struct.*, vol. 26, pp. 683-694, 2003.



- Kim, Yun-Jae et al. 3-D constrain effects on J testing and crack tip constraint in M(T), SE(T) and C(T) specimens: numerical study. *Engineering Fracture Mechanics*, vol.71, pp. 1203-1218, 2004.
- Kuang, J. H. & Chen, Y. C. The values of j-integral within the plastic zone. *Engineering Fracture Mechanics*, vol 55, pp 896-881, 1996.
- Kubota, T., Iwasaki, S., Isobe, T. & Koike, T. Development of Fracture Splitting Method for Case Hardened Connecting Rods. *Yamaha Motor Technical Review*, abril 2005.
- Landes, J. D. et al. Geometry effects on the R-curve. *Nonlinear fracture mechanics: Vol. II – Elastic-plastic fracture, ASTM STP 995*, pp. 123-143, 1989.
- Langendonck, Telemaco van. Resistência dos materiais – Tensões. Editora Edgard Blücher Ltda. S. P., Brasil, 1971.
- Latzko, D. G. H. et. al. *Post-yield Fracture Mechanics*. 2.<sup>a</sup> edição, Elsevier Applied Science Publishers, 1984.
- Lee, H. and Parks D. M. Fully plastic analyses of plane stain single-edge-cracked specimens subject to combined tension and bending. *International Journal of Fracture*, vol. 63, pp. 329-349, 1993.
- Lei, Y and Ainsworth, R. A. The estimation of J in three-point-bend specimens with a crack in a mismatched weld. *International Journal Pres. Vessel & Piping*, vol. 70, pp. 247-257, 1997.
- Lima, K.R.S. Comportamento de Aços da Classe API em Corrosão Sob Tensão. Rio de Janeiro: Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2002, 92 p. Dissertação (Mestrado).
- Liu, S. & Chao, Y. J. Variation of fracture toughness with constraint. *International Journal of Fracture*, vol. 124, pp. 113-117, 2003.
- Lloyd, W. R. & McClintock, F. A. Microtopography for ductile fracture process characterization part 2: Aplicatio for CTOA analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, pp. 403–415, 2003.
- Lourenço, F. A. Análise de reparos de trincas através do método dos elementos de contorno. Campinas: UNICAMP, 2000. Dissertação (Mestrado).
- Macias, I. B. Detecção de Vazamentos em Tubulações Transportando Gás. Campinas: Faculdade de Engenharia Química, UNICAMP, 2004. Dissertação (Mestrado).
- MathWorks, Inc. MatLab 6.5. Release 13, 2002.

- Matvienko, Y. G. Separable functions in load separation for the  $\eta_{pl}$  and  $\eta^{CMOD}$  plastic factors estimation. *International Journal of Fracture*, vol. 129, pp. 265-278, 2004.
- Meester, B. The weldability of modern structural TMCP steels. *ISIJ International*, vol. 37(6), pp. 537-551, 1997.
- Murakami, Y. *Stress Intensity Factors Handbook - Vol. 1*. Pergamon Press, 1987, pp. 3-12.
- Nakamura, T. & Parks, D. Determination of elastic T-Stress along three-dimensional crack fronts using an interaction integral. *International journal of solids and structures*, vol. 29 (13), pp. 1597-1611, 1992.
- Nyhus, B & Ostby, E. Fracture mechanics testing of X-65 steel. Technical Report, SINTEF, Norway, 2004.
- Nyhus, B. ECA for reeling operations based on testing of SENT specimens. Technical Report, SINTEF, Norway, 2002.
- Nyhus, B., Polanco, M., & Orjasaether, O. SENT specimens an alternative to SENB specimens for fracture mechanics testing of pipelines. In *Proceedings of OMAE*, Mexico, 2003.
- Oliveira de, A. H., et al. Método dos elementos finitos aplicado à mecânica da fratura. *I Seminário de Mecânica da Fratura*. Ouro Preto, Brasil. 1995.
- Pang, H.L.J. and Seetoh, C.W. A Compact Mixed Mode (CMM) Fracture Specimen For Adhesive Bonded Joints, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 57, 1997.
- Pavankumar, T. V., Chattopadhyay, J., Dutta, B. K. & Kushwaha, H. S. Transferability of specimen J-R curve to straight pipes with throughwall circumferential flaws. *Pressure Vessels and Piping*, vol. 79, pp. 127-134, 2002.
- Pavankumar, T. V., Chattopadhyay, J., Dutta, B. K. & Kushwaha, H. S. On the transfer of specimen J-R curve to piping with throughwall circumferential flaws. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, vol. 28, pp. 779-794, 2005.
- Rao, B. N. and Rahmen S. Stochastic meshless analysis of elastic-plastic cracked structures. *Computational Mechanics*, vol. 32, pp. 199-213, 2003.
- Ribeiro, F. *Introdução ao método dos elementos finitos*. Notas de aula, COPPE, UFRJ, Rio de Janeiro, 2004.
- Rice, J. R., Paris, P. C. & Merkle, J. G. "Some further results of J-integral analysis and estimates", Progress in flaw growth and fracture toughness testing. *ASTM STP 536*, pp. 231-245, 1973. (Apud Gioielli, 2000)

- Salgado, N. K. *Boundary Element Methods for damage tolerance design or aircraft structures*. Computational Mechanics Publications, Southampton, 1998.
- Santana, W. C. *Um Método Robusto de Elementos Finitos Generalizados Aplicado à Mecânica da Fratura*. Rio de Janeiro: Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, fevereiro de 2004. 158 p. Tese (Doutorado).
- Santos, N. C., Tita, V. & Carvalho, J. Comparison between methods to evaluation J-Integral on 2D fracture problems. *II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*. João Pessoa, Brasil, 2002.
- Schwalbe, K. H., Newman, J. C. & Shannon, J. L. Fracture mechanics testing specimens with low constraint-standardisation activities within ISO and ASTM. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, pp. 557-576, 2005.
- Shi, Yaowu et al. Finite element analyses on relationships between the J-integral and CTOD for stationary cracks in welded tensile specimens. *Pressure Vessels and Piping*, vol. 75, pp. 197-202, 1998.
- Shih, C. F., Moran, B. & Nakamura, T. Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body, *International Journal of Fracture*, vol 30, pp 79 - 102, 1986.
- Silveira, V. A. Simulação da propagação de trincas bidimensionais em problemas de mecânica da fratura linear elástica através do método de elementos finitos. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1997, 124 p. Dissertação (Mestrado).
- Smith, E. J integral solutions for a general bending-tension model. *Int. J. Engng. Sci.*, vol. 31 (5), pp. 807-815, 1993a.
- Smith, E. The use of eta factors to describe the J integral for the bend specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 44 (5), pp. 705-710, 1993b.
- Soriano, H. L. *Método dos elementos finitos em análise de estruturas*. Editora da Universidade de São Paulo, Brasil, pp. 151-154, 2003.
- Souza, R. A. Análise de fraturamento em estruturas de concreto utilizando programas de análise estrutural. Campinas: Faculdade de Engenharia Civil, UNICAMP, 2001, 249 p. Dissertação (Mestrado).
- Sumpter, J. D. & Turner, C. E. "Method for laboratory determination of  $J_c$ ", cracks and fracture. *ASTM STP 601*, pp. 3-15, 1976. (Apud Kanninen & Popelar, 1985)
- TenarisConfab. Tubos para condução (Lines pipes). Catálogo Técnico, versão 03. 2004.

- The Boundary Element Method. Web page: <http://www.boundary-element-method.com>, acesso em 10 de dezembro de 2005.
- Timoshenko, S. P. & Goodier, J. N. *Teoria da Elasticidade*. Editora Guanabara Dois. Terceira Edição. Rio de Janeiro, Brasil, 1980.
- Turner, C. E. "Fracture toughness and specific energy: A re-analysis of results. *Material Science and Engineering*, vol. 11, pp. 275-282, 1973. (Apud Kanninen & Popelar, 1985)
- Turner, M. J., Clough, R. W., Martin, H. C. & Topp, J. L. Stiffness and deflection analysis of complex structures. *J. Aeron. Sci*, vol. 23 (9), pp. 805-823, 1956. (Apud Soriano, 2003).
- Wen, P. H., Aliabadi, M. H. and Young, A. Application of dual reciprocity method to plates and shells, *Engineering Analysis with Boundary Elements*, vol. 24, pp. 583-590, 2000.
- Westergaard, H. M. Bearing Pressures and Cracks. Transactions, Am. Soc. Mech. Engrs. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 5, p. 49, 1939.
- Wilde, A. *A dual Boundary element formulation for three-dimensional Fracture analysis*. WIT press, Southhampton, Boston, 2000.
- Wilson, C. D. and Mani, P. Plastic J-integral calculations using the load separation method for the center cracked tension specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, pp. 887-898, 2002.
- Zacharopoulos, D.A & Kalaitzidis, P.A. Crack path stability in center cracked rectangular plate. *Proceeding of MESOMECHANICS*, Tokyo – Japan, 2003.
- Zhu, W. X. & Smith, D. J. On the use of displacement extrapolation to obtain crack tip singular stresses and stress intensity factors. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 51, N° 3, pp. 391-400, 1995.
- Zienkiewicz, O.C. & Taylor, R.L. *The Finite Element Method - Volume 1: The Basis*. Fifth edition published by Butterworth-Heinemann, 2000a.
- Zienkiewicz, O.C. & Taylor, R.L. *The Finite Element Method - Volume 2: Solid Mechanics*. Fifth edition published by Butterworth-Heinemann, Chapter. 1, pp. 1-21, 2000b.