

SEBASTIAN CRAVERO

**METODOLOGIA BIPARAMÉTRICA PARA ANÁLISE
DE EFEITOS DE RESTRIÇÃO SOBRE A FRATURA DE
COMPONENTES ESTRUTURAIS E APLICAÇÕES À
AVALIAÇÃO DE DEFEITOS EM DUTOS**

Dissertação Apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia.

São Paulo
2004

04

SEBASTIAN CRAVERO

BC

FD-377
15.01.2004

**METODOLOGIA BIPARAMÉTRICA PARA ANÁLISE
DE EFEITOS DE RESTRIÇÃO SOBRE A FRATURA DE
COMPONENTES ESTRUTURAIS E APLICAÇÕES À
AVALIAÇÃO DE DEFEITOS EM DUTOS**

Dissertação Apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia.

Área de Concentração:
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:
Prof. Livre-Docente
Dr. Claudio Ruggieri

São Paulo
2004

À minha esposa e à minha mãe pelo
apoio incondicional.

AGRADECIMENTOS

Ao amigo e orientador Prof. Dr. Claudio Ruggieri, pela orientação, constante incentivo e pelo exemplo de profissionalismo;

Ao Prof. Dr. Moyses Szajnbok, pelas diretrizes e correções referentes à redação do texto;

Aos colegas do Departamento de Engenharia Naval da EPUSP: Fernando Dotta, Mauricio de Carvalho Silva e Luiz Augusto de Lima e Silva pelo companheirismo;

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) pela bolsa de Mestrado.

Ao Departamento de Engenharia Naval e Oceânica de EP-USP pelo apoio institucional.

À Petrobrás pelo Segundo Lugar no 6º Prêmio PRODUT de Tecnologia de Dutos – PETROBRAS, Rio de Janeiro, 2004

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo numérico sobre o estudo de espécimes SE(T) e sua correlação com dutos contendo trincas axiais usando computações não lineares sob estado de deformações planas. O objetivo principal é avaliar a aplicação potencial de espécimes à fratura concebidos especificamente para avaliação de defeitos em dutos e vasos de pressão. O presente trabalho aplica a metodologia $J-Q$ para caracterizar os efeitos de triaxialidade no comportamento à fratura dos espécimes e dutos analisados. Quando submetidas a carregamento crescente, cada configuração trincada segue uma trajetória $J-Q$ característica que, no presente contexto, permite a comparação da curva de força motriz. Embora as análises em estado plano de deformações não incluam efeitos 3D (conseqüentemente não incluindo o efeito de acoplamento entre campos de tensões e deformações no plano e fora do plano da espessura do espécime), os resultados fornecem um forte suporte para o uso de espécimes SE(T) em procedimentos de avaliação de defeitos em dutos e vasos de pressão.

ABSTRACT

This work presents a numerical investigation of crack-tip constraint for SE(T) specimens and axially surface cracked pipes using plane-strain, nonlinear computations. The primary objective is to gain some understanding of the potential applicability of constraint designed fracture specimens in defect assessments of pressurized pipelines and cylindrical vessels. The present study builds upon the J - Q approach using plane-strain solutions to characterize effects of constraint on cleavage fracture behavior for the analyzed fracture specimens and cracked pipes. Under increased loading, each cracked configuration follows a characteristic J - Q trajectory which enables comparison of the corresponding driving force curve in the present context. While the plane-strain analyses do not address 3D effects (thereby not including the coupling between in-plane and through-thickness effects on crack-tip fields), the results provide a strong support for use of constraint-designed SE(T) specimens in fracture assessments of pressurized pipes and cylindrical vessels.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE SÍMBOLOS

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

1. INTRODUÇÃO	1
2. O PROBLEMA DA FRATURA FRÁGIL EM COMPONENTES ESTRUTURAIS	5
2.1 Campo de Tensões Elásticas Lineares e o Parâmetro K_I	5
2.2 Integral J e o Campo de Tensões HRR	8
2.3 Modelo Ritchie–Knott–Rice (RKR) para Fratura Frágil	10
2.4 Mecânica da Fratura Monoparamétrica	11
2.4.1 Limites de Validade de K_I e J	12
2.4.2 Limitações da Mecânica da Fratura Monoparamétrica	15
3. DESCRIÇÃO BIPARAMÉTRICA DO CAMPO DE TENSÕES NA PONTA DA TRINCA	17
3.1 Perda de Restrição Plástica na Ponta da Trinca	17
3.2 Soluções Referência: O modelo MBL	18
3.3 Tensão Elástica T	22
3.4 Teoria $J-T$	27
3.5 Metodologia $J-Q$	27
3.6 A Curva de Tenacidade $J-Q$	29
4. MATRIZ DE ANÁLISE E PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS	32
4.1 Corpos de Provas à Fratura	32
4.2 Dutos Trincados	34
4.3 Análise Não-Linear Através do Método de Elementos Finitos	35
4.4 Modelos de Elementos Finitos	36
4.5 Modelos Constitutivos	40
4.6 Obtenção de Curvas $J-Q$	41
5. CURVAS $J-Q$ PARA DIFERENTES ESPÉCIMES PRÉ-TRINCADOS	44
5.1 Validação dos Modelos	44

5.2	Efeito de Grandes Deformações e do Modelo Constitutivo	44
5.3	Distribuição de Tensões na ponta da Trinca	45
5.4	Curvas $J-Q$ para Diferentes Espécimes	47
5.5	Estudo da variação do Parâmetro Q com o Raio Adimensional	52
6.	CURVAS $J-Q$ PARA DUTOS COM DEFEITOS LONGITUDINAIS	57
6.1	Curvas $J-Q$ de Dutos	57
6.2	Estudo da variação do Parâmetro Q com o Raio Adimensional	61
7.	AMPLIAÇÃO DAS ANÁLISES PARA ESPÉCIMES SE(T)	63
7.1	Trajelórias $J-Q$ para Espécimes SE(T) com Fixação por Pinos e por Garras	63
7.2	Efeito do Deslocamento do Ponto de Aplicação da Carga nas Trajelórias $J-Q$ de Espécimes SE(T)-P	67
8.	COMPARAÇÃO DE CURVAS $J-Q$ ENTRE DUTOS E CORPOS DE PROVAS	70
9.	CORREÇÃO DE DIAGRAMAS DE AVALIAÇÃO DE DEFEITOS (DAD)	76
9.1	Procedimento para a Construção de Curvas DAD e Modificação para a Inclusão da Perda de Restrição	76
9.2	Aplicação à Avaliação de Duto com Trinca Longitudinal Externa Submetido a Pressão Interna	78
9.2.1	Discussão dos Resultados	79
10.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA A CONTINUAÇÃO DO TRABALHO	83
10.1	Conclusões	83
10.2	Sugestões para a Continuação do Trabalho	84
	REFERÊNCIAS	85
	APÊNDICE - Trabalhos Publicados ou Submetidos	90

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 (a) Configuração da Placa em ângulo analisada por Williams, (b) Formação da trinca quando $\psi = 2\pi$	7
Figura 2 Comparação das curvas tensão-deformação para um material não linear elástico e um elásto-plástico.	9
Figura 3 Contorno arbitrário em volta da ponta da trinca.	9
Figura 4 Esquema do Modelo RKR	11
Figura 5 (a) Placa tensionada representativa de um componente estrutural constituída de material plasticamente deformável contendo uma trinca; (b) Corpo de prova convencional SE(B) de 3 Pontos à Flexão; (c) Zona de dominância J na região da ponta da trinca indicando a validade da mecânica da fratura monoparamétrica.	13
Figura 6 Valores experimentais de tenacidade (clivagem) para corpos de prova SE(B) testados na região de transição DBT de um aço estrutural temperado e revenido (QT) a -120°C	15
Figura 7 Comparação das tensões de abertura dos corpos de provas SE(B) com $a/W = 0,5$ e SE(B) com $a/W = 0,1$ (para o mesmo carregamento medido por J).	19
Figura 8 Interpretação gráfica do modelo Camada de Contorno Limite.	20
Figura 9 Modelo MBL com campos de deslocamentos (u,v) obtidos do (K, T) aplicados.	21
Figura 10 Campos de tensões para o modelo MBL em dois materiais elasto-plásticos.	22
Figura 11 Zona plástica no modelo MBL; (a) $T/\sigma_0 = 0$; (b) $T/\sigma_0 = -0,25$; (c) $T/\sigma_0 = -0,5$; (d) $T/\sigma_0 = 0,5$	24
Figura 12 Tensões de abertura na frente da trinca no modelo MBL para diferentes K_I e T aplicados.	25
Figura 13 Tensões de abertura na frente da trinca no modelo MBL para diferentes K_I e T aplicados	26
Figura 14 Valores críticos de J que produzem a clivagem como uma função do parâmetro de triaxialidade (Q).	30
Figura 15 Aplicação da curva de tenacidade baseada na metodologia J-Q em avaliação à fratura.	31
Figura 16 Geometrias dos Corpos de Provas, a) C(T); b) M(T); c) SE(T), fixação por pino; c) SE(T), fixação por garra; d) SE(B).	33
Figura 17 Dimensões características dos dutos analisados.	34
Figura 18 Alguns modelos de elementos finitos dos corpos de teste, (a) C(T) com $a/W = 0,6$, (b) SE(T) com $a/W = 0,5$ e fixação por pinos, (c) SE(T) com $a/W = 0,1$ e fixação por garras.	38
Figura 19 Modelo de elementos Finitos de um duto de 508 mm (20") de diâmetro exterior e 12,7 mm (1/2") de espessura de parede.	39
Figura 20 Detalhe da ponta da trinca arredondada construída com anéis focais centrados na mesma.	40

Figura 21 <i>Curvas tensão-deformação dos diferentes materiais considerados.</i>	41
Figura 22 <i>Curva tensão-deformação para o material bi-linear.</i>	42
Figura 23 <i>Distribuição de tensões na região da ponta da trinca para diferentes níveis de carregamento e comparadas com a solução referência.</i>	43
Figura 24 <i>Comparação de curvas J-Q com e sem considerar grandes deformações.</i>	46
Figura 25 <i>Comparação de curvas J-Q usando modelo bi-linear e exponencial.</i> ..	46
Figura 26 <i>Comparação das tensões de abertura para o mesmo carregamento aplicado entre um espécime C(T) com $a/W=0,6$ e um espécime SE(T) com $a/W=0,1$; material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	47
Figura 27 <i>Comparação das tensões de abertura para o mesmo carregamento aplicado entre um espécime C(T) com $a/W=0,6$ e um espécime SE(T) com $a/W=0,1$; material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	48
Figura 28 <i>Curvas J-Q dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	49
Figura 29 <i>Curvas J-Q dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=5$ e $E/\sigma_0=800$.</i>	50
Figura 30 <i>Curvas J-Q dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=20$ e $E/\sigma_0=300$.</i>	50
Figura 31 <i>Curvas J-Q dos espécimes SE(B), SE(T) e M(T) com trinca profunda e rasa, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	51
Figura 32 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime C(T), $a/W=0.6$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	53
Figura 33 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime M(T), $a/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	53
Figura 34 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime M(T), $a/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	54
Figura 35 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(B), $a/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	54
Figura 36 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(B), $a/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	55
Figura 37 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(T), $a/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	55
Figura 38 <i>Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(T), $a/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	56
Figura 39 <i>Trajetórias J-Q de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.</i>	58
Figura 40 <i>Trajetórias J-Q de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=5$ e $E/\sigma_0=800$.</i>	58

Figura 41 Trajetórias $J-Q$ de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=20$ e $E/\sigma_0=300$	59
Figura 42 Efeito da relação D/t sobre a curva $J-Q$ de um duto com trinca rasa, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	59
Figura 43 Efeito da relação D/t sobre a curva $J-Q$ de um duto com trinca profunda, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	60
Figura 44 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	61
Figura 45 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.25$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	62
Figura 46 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	62
Figura 47 (a) Defeito planar (orientado axialmente) idealizado na forma de uma trinca macroscópica em um duto pressurizado; (b) Corpo de prova com geometria $SE(T)$	64
Figura 48 Curvas $J-Q$ dos espécimes $SE(T)$ com diferentes profundidades de trinca e fixação simulada por pinos, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	65
Figura 49 Curvas $J-Q$ dos espécimes $SE(T)$ com diferentes profundidades de trinca e fixação simulado por garras, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	65
Figura 50 Curvas $J-Q$ dos espécimes $SE(T)$ com trinca profunda e rasa e diferentes relações H/W , material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	66
Figura 51 Curvas $J-Q$ dos espécimes $SE(T)$ com trinca profunda e rasa e diferentes relações H/W , material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	67
Figura 52 Ilustração esquemática do deslocamento do ponto de aplicação da carga em espécimes $SE(T)-P$	68
Figura 53 Efeito do deslocamento do ponto de aplicação da carga nas trajetórias $J-Q$ de espécime $SE(T)-P$ com $H/W=4$ e $a/W=0,5$ para material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	68
Figura 54 Efeito do deslocamento do ponto de aplicação da carga nas trajetórias $J-Q$ de espécime $SE(T)-P$ com $H/W=4$ e $a/W=0,1$ para material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	69
Figura 55 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime $SE(B)$ e duto de 20 polegadas, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	71
Figura 56 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime $SE(T)-P$ com $H/W=4$ e duto de 20 polegadas, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	71
Figura 57 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime $SE(T)-P$ com $H/W=6$ e duto de 20 polegadas, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	72
Figura 58 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime $SE(T)-G$ com $H/W=4$ e duto de 20 polegadas, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	72
Figura 59 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime $SE(T)-G$ com $H/W=6$ e duto de 20 polegadas, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	73

Figura 60 a) Ilustração esquemática do deslocamento do ponto de aplicação da carga em espécimes SE(T)-P. b) Efeito do deslocamento do ponto de aplicação da carga nas trajetórias J-Q de espécime SE(T)-P com $H/W=4$ e $a/W=0,5$ comparadas com a curva de um duto de 508mm (20") com material $n=10$ e $E/\sigma_0=500$	74
Figura 61 Contorno das zonas plásticas dos espécimes SE(T) carregados por pinos com $H/W=4$, espécimes SE(B) e dutos contendo trincas com $D=508$ mm (20") para $n=10$ ($E/\sigma_0=500$) e diferentes profundidades de trinca (a/T e $a/W = 0,1, 0,5$).	75
Figura 62 Esquema de avaliação de defeitos usando o método da curva DAD.	78
Figura 63 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=10$ mm e $c=200$ mm.	80
Figura 64 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=7$ mm e $c=140$ mm.	80
Figura 65 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=3$ mm e $c=60$ mm.	81
Figura 66 Parâmetro Q como função da pressão aplicada para os dutos com trinca $axc=10x200, 7x140$ e $3x60$	82

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 <i>Dimensões absolutas dos espécimes considerados</i>	32
Tabela 2 <i>Dimensões absolutas dos dutos</i>	34
Tabela 3 <i>Análises para Geometria SE(T)</i>	63
Tabela 4 <i>Dados do aço API 5L X60</i>	79
Tabela 5 <i>Pressões medidas experimentalmente e calculadas para as diferentes dimensões de trinca nos dutos com $D = 508$ mm e $t = 15,8$ mm</i>	82

LISTA DE SÍMBOLOS

K_I	Fator de intensidade de tensões
J	Integral J
Q	Parâmetro hidrostático
T	Tensão elástica
a	Profundidade da trinca
b	Ligamento remanescente
W	Largura do espécime
H	Distância entre pontos de aplicação do carregamento dos espécimes
r	Distância à ponta da trinca (coordenadas polares)
θ	Angulo em relação ao plano da trinca (coordenadas polares)
σ_r	Tensões na direção r (coordenada polares)
$\sigma_{\theta\theta}$	Tensões na direção θ (coordenada polares)
$\tau_{r\theta}$	Tensões de cisalhamento (coordenada polares)
$O_{(n)}$	Termos de ordem superior na solução de Williams
u_1	Deslocamento na direção do plano da trinca
u_2	Deslocamento na direção normal ao plano da trinca
μ	Constante de Lamé; $\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)}$
ν	Coefficiente de Poisson
ψ	Notação usada por Williams para medir o ângulo da placa estudada por ele
Γ	Caminho de integração usado para a obtenção de J
ω	Densidade de energia de deformação
x_1	Coordenada na direção do plano da trinca
x_2	Coordenada na direção normal do plano da trinca
T_i	Vetor de tração ($i = 1, 2$)

ds :	Elemento do contorno Γ
\mathcal{G} :	Taxa de liberação de energia de Giffith
E :	Modulo de elasticidade
ε :	Deformação uniaxial
ε_0 :	Deformação de referência
σ :	Tensão uniaxial
σ_0 :	Tensão de referência
α :	Constante da equação de Ramberg–Osgood
n :	Coefficiente de encruamento da equação de Ramberg–Osgood
σ_{ij} :	Tensor de tensões
ε_{ij} :	Tensor de deformações
I_n :	Constante de integração na solução do campo <i>HRR</i>
$\bar{\sigma}_{ij}$:	Função adimensional na solução do campo <i>HRR</i>
$\bar{\varepsilon}_{ij}$:	Função adimensional na solução do campo <i>HRR</i>
σ_f :	Tensão que produz a fratura no modelo <i>RKR</i>
K_{Ic} :	Valor de K_I que produz a fratura frágil
J_c :	Valor de J que produz a fratura frágil
d :	Dimensão característica
B :	Espessura do espécime ou (só na seção 3.4) parâmetro de biaxialidade
M :	Constante que determina o valor de dominância J
ξ :	Termo (genérico) que quantifica o nível de restrição na ponta da trinca
R_p :	Raio da zona plástica
R :	Raio do modelo Porção Limite (<i>Boundary Layer</i>)
ρ :	Arredondamento inicial da ponta da trinca nos modelos numéricos
$f_{(\theta)}$:	Função adimensional de θ
$(\sigma_{ij})_{HRR}$:	Tensor de tensões dado pela solução <i>HRR</i>
$(\sigma_{ij})_{Diff}$:	Tensor de tensões diferencia
$(\sigma_{ij})_{BL}$:	Tensor de tensões dado pelo modelo Porção Limite (<i>Boundary Layer</i>)
δ_{ij} :	Delta de Kroneker ($\delta_{ij} = 1$, se $i = j$ ou $\delta_{ij} = 0$ se $i \neq j$)
t :	Espessura de parede do duto
D :	Diâmetro exterior do duto

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- BL* : Sigla para identificar o modelo Porção Limite (*Boundary Layer*)
- DBT* : Região de transição frágil-dúctil
- C(T)* : Espécime compacto
- LSY* : Sigla para indicar escoamento em grande escala (do inglês, *Large scale yielding*)
- MBL* : Sigla para identificar o modelo Porção Limite Modificado (*Modified Boundary Layer*)
- M(T)* : Espécime com entalhe central submetido a tração
- SE(B)* : Espécime submetido a flexão com entalhe lateral
- SE(T)* : Espécime submetido a tração com entalhe lateral
- SSY* : Sigla para indicar escoamento em pequena escala (do inglês, *small scale yielding*)
- ZPF* : Zona de processo de fratura
- EPAC* : Excentricidade do ponto de aplicação da carga

INTRODUÇÃO

1

O rápido aumento da produção de petróleo e gás natural associado à grande demanda energética e de matérias primas vem provocando um incremento significativo no consumo nacional de óleo, gás e derivados claros (gasolina, diesel, nafta, etc.). Estimativas recentes[†] projetam um consumo médio doméstico de 2,2 milhões de barris de petróleo e derivados por dia (BPD) no ano 2005 (aumento médio de 4% ao ano entre 2000 e 2005) com grande participação dos chamados derivados leves e claros. Ao mesmo tempo, a demanda doméstica por gás natural vem sofrendo um impulso extremamente acelerado; projeções recentes estimam um aumento médio de 35% ao ano com um consumo projetado diário de 73 milhões de metros cúbicos no ano 2005[†]. A participação do gás na matriz energética nacional passará, portanto, de 2,5% em 2000 para cerca de 7,5% em 2005¹.

A região Sudeste e, particularmente, o Estado de São Paulo surgem como um elemento chave no panorama energético e dutoviário brasileiro. Aproximadamente 80% de toda produção nacional de petróleo provêm da Bacia de Campos no Estado do Rio de Janeiro enquanto o Estado de São Paulo concentra a maior capacidade de refino brasileira (cerca de 40% da produção de gasolina nacional) nas Refinarias de Paulínia (REPLAN), Vale do Paraíba (REVAP), Capuava (RECAP) e Cubatão (RPBC). Particularmente importante ao Estado de São Paulo foi o início da operação, em 1999, do gasoduto Brasil-Bolívia (GASBOL). Com 3150 km de extensão, dos quais 2593 km em solo brasileiro e com diversos pontos de distribuição no Estado de São Paulo, o GASBOL representa um extraordinário aumento da oferta de gás à indústria paulista. Além disso, as recentes descobertas de gás natural na bacia de Santos transformaram o Estado de São Paulo na maior província de gás do Brasil, o que deve incrementar significativamente o consumo deste combustível pela indústria da região sudeste.

Esta significativa expansão da malha dutoviária para transporte de petróleo, derivados leves/claros e gás natural requer níveis de segurança e confiabilidade operacional cada vez mais elevados objetivando a redução de custos, aumento da eficiência operacional e, mais importante, a eliminação de acidentes causadores de danos ambientais e acidentes potencialmente perigosos em áreas densamente urbanizadas. Este cenário é particularmente importante quando se considera que cerca de 40% da malha de dutos já ultrapassaram a vida útil de projeto (20 anos) ao mesmo tempo que existe uma forte tendência em estender a vida operacional de estruturas antigas. Sob

¹) Fonte: *Petrobrás [1]*

uma ótica voltada ao problema específico de avaliação de integridade estrutural de dutos, o setor industrial identifica algumas necessidades fundamentais compreendidas por programas de segurança dutoviária: 1) aumentar a confiabilidade operacional de dutos; 2) aumentar a vida útil da malha de dutos já existente; 3) minimizar riscos de vazamento; 4) reduzir o tempo de reparo de dutos; 5) reduzir o impacto de vazamentos no meio ambiente e 6) melhorar a tecnologia de reabilitação de dutos.

Paralelamente à questão econômica e operacional associada a vazamentos e acidentes com dutos (interrupção do escoamento, perdas de produto, etc.), a questão ambiental vem, sem dúvida, assumindo um papel extremamente importante em relação a sua segurança e integridade estrutural. Os acidentes envolvendo alguns oleodutos da Petrobrás¹ evidenciam a importância e necessidade de desenvolvimento de tecnologias adequadas à avaliação robusta do comportamento mecânico destas estruturas e do impacto de defeitos (trincas originadas a partir de corrosão localizada, *stress corrosion cracking*, falhas em juntas soldadas, etc.) sobre a integridade do material. A expansão da malha dutoviária em áreas densamente urbanizadas e povoadas como o Estado de São Paulo torna este cenário ainda mais crítico uma vez que acidentes com dutos transportando produtos perigosos e altamente inflamáveis (gasolina e gás, por exemplo) podem assumir proporções catastróficas².

Outro aspecto importante no campo do desenvolvimento de tecnologia em dutos é a detecção de defeitos para a consequente avaliação dos mesmos. Atualmente a detecção de defeitos em dutos de transporte de óleo e gás é feita por inspeção visual das paredes do duto (quando possível) ou pelo uso de um instrumento denominado PIG (termo proveniente do inglês). Este nome é devido a que o instrumento se desloca dentro do duto impulsionado pelo próprio petróleo e chega sujo no final da tubulação. A detecção do defeito no duto de petróleo é feita pelo uso de instrumentos de ultrassom instalados no PIG os quais detectam as mudanças nas ondas de ultrassom que são produzidas pelos defeitos e variações de espessura nas paredes dos dutos. É importante destacar que a tecnologia do PIG ainda tem fortes limitações (como a não detecção de alguns tipos de defeitos) e é fonte de pesquisas e desenvolvimentos constantes.

Os fatos apresentados acima destacam a enorme importância do desenvolvimento de procedimentos adequados para a avaliação correta do nível de confiabilidade de sistemas dutoviários. Em dutos contendo defeitos (por exemplo, trincas originadas a par-

¹) Dentre os acidentes relativamente recentes, o mais notório foi talvez o rompimento de um oleoduto na Baía de Guanabara em 18 de janeiro de 2000 com o vazamento de 1,29 milhão de litros de óleo e enormes prejuízos e danos ambientais à região de influência da Baía, particularmente à fauna e flora das áreas de manguezais.

²) Exemplos destes acidentes incluem o acidente com dutos de gasolina em Vila Socó (Cubatão) ocorrido há vários anos e, mais recentemente, o rompimento de uma tubulação de GLP na região de Barueri na região metropolitana de São Paulo.

tir de corrosões localizadas, defeitos de soldagem, segregações na chapa, etc.) a falha estrutural pode exibir um mecanismo predominantemente dúctil ou frágil ou, ainda, mecanismos simultâneos dúctil-frágil. Em particular falhas por fratura frágil frequentemente provocam o colapso estrutural sob baixos níveis de tensões e de plasticidade local. Métodos convencionais de avaliação de defeitos em componentes estruturais utilizam parâmetros de fratura medidos através de espécimes de pequenas dimensões. A mecânica da fratura clássica (convencional) emprega um único parâmetro (tal como o fator de intensidade de tensões K_I , ou a integral J) para descrever as condições de propagação instável da fratura. Entretanto, tal procedimento é reconhecidamente deficiente uma vez que os níveis de plasticidade local e relaxamento do campo de tensões nas vizinhanças da trinca (genericamente denominado perda do grau de restrição ou, como conhecido na literatura internacional, *loss of constraint*) invalidam o conceito de um parâmetro único como descritor das condições de fratura (mecânica da fratura monoparamétrica). O conceito de restrição associado à fratura frágil em estruturas operando na temperatura de transição dúctil-frágil (*DBT*) surgiu nos anos oitenta para explicar o aumento aparente da resistência à fratura de geometrias com diferentes níveis de triaxialidade na ponta da trinca. Este conceito motivou o desenvolvimento de teorias multiparamétricas e, em especial, teorias biparamétricas para caracterizar a perda de restrição. Tais teorias podem ser implementadas em procedimentos mais realistas de avaliação da integridade estrutural em aços ferríticos. Em particular, a teoria $J-Q$ [2, 3] permite a caracterização à fratura de geometrias estruturais com perda de restrição na ponta da trinca de forma simples e abrangente. Esta teoria é baseada sobre o parâmetro elasto-plástico J , o qual quantifica ou estabelece a escala sobre a qual desenvolvem-se as tensões locais enquanto o parâmetro de triaxialidade Q quantifica o nível de triaxialidade na ponta da trinca.

O objetivo deste trabalho é a investigação do comportamento à fratura de componentes estruturais pré-trincados com diferentes geometrias e submetidos a diferentes condições de carregamento através da metodologia biparamétrica $J-Q$. Ênfase particular é dirigida à aplicação desta metodologia para a caracterização do comportamento à fratura de dutos e componentes tubulares pré-trincados. Adicionalmente, este estudo objetiva também o desenvolvimento de espécimes mais específicos para avaliação da integridade estrutural destas estruturas. O capítulo 2 apresenta uma breve introdução da Mecânica da Fratura Monoparamétrica com suas características e limitações principais. Neste mesmo capítulo introduzem-se alguns conceitos essenciais sobre o mecanismo de fratura frágil e sua relação com o campo de tensões na ponta da trinca. A seguir, o capítulo 3 introduz o conceito de perda de restrição na ponta da trinca acompanhado de uma breve descrição da Teoria $J-T$ a qual, embora não seja largamente usada na atualidade, ressalta aspectos qualitativos que permitem abordar de forma detalhada a Teoria $J-Q$ e sua aplicação na avaliação de integridade estrutural. No capítulo 4 é apresentada a matriz de análise e são detalhados os procedimentos numéricos

para a obtenção dos campos de tensões e deformações na ponta da trinca os quais caracterizam as condições de fratura no componente estrutural. Este capítulo também apresenta os procedimentos numéricos para a obtenção do parâmetro Q e construção de curvas de tenacidade $J-Q$. No capítulo 5 são apresentadas as curvas $J-Q$ obtidas para espécimes pré-trincados com diferentes geometrias e condições de carregamento. O comportamento à fratura destes componentes estruturais é analisado criticamente à luz da Teoria $J-Q$ e se faz uma comparação crítica entre as diversas curvas obtidas. Também neste mesmo capítulo evidencia-se a necessidade de um estudo mais detalhado dos espécimes SE(T) o qual é apresentado no capítulo 7. A seguir o capítulo 6 apresenta curvas $J-Q$ para dutos contendo trincas longitudinais e submetidos a pressão interna. No capítulo 7, como foi indicado anteriormente, ampliam-se as análises para geometrias SE(T). Para estas geometrias foram analisados os efeitos da relação profundidade de trinca *vs.* espessura (a/W), relação comprimento *vs.* largura (H/W), modo de fixação (fixação por pino *vs.* fixação por garra) e o efeito do deslocamento do ponto de aplicação da carga (DPAC) nas trajetórias $J-Q$ de espécime SE(T) carregados por pinos. Finalmente, o capítulo 8 faz uma comparação crítica entre as curvas $J-Q$ para os espécimes (corpos de provas) e dutos. O capítulo 9 inclui um estudo exploratório sobre a correção de curvas DAD (Diagramas de Avaliação de Defeitos ou do inglês FAD, *Failure Assessment Diagram*) na avaliação de defeitos em dutos para considerar o aumento da resistência à fratura em estruturas com perda de restrição na ponta da trinca.

O PROBLEMA DA FRATURA FRÁGIL EM COMPONENTES ESTRUTURAIS

2

Falhas estruturais através de mecanismo por fratura frágil (particularmente a clivagem transgranular) possuem grande importância e significância em procedimentos de avaliação de integridade mecânica de uma classe abrangente de componentes estruturais (por exemplo, vasos de pressão, componentes nucleares, estruturas oceânicas, etc.). Mecanismos de falhas por fratura frágil podem provocar o colapso estrutural (falha catastrófica) sob baixos níveis de tensões e deformações (com efeito, falhas por fratura frágil freqüentemente ocorrem em estruturas sob condições globais completamente elásticas, isto é, sob tensões inferiores àquelas correspondentes ao escoamento generalizado). Conseqüentemente, critérios de projeto baseados em tensões médias ou coeficientes de concentração de tensões elásticas não são garantia da estabilidade da estrutura; tais critérios consideram somente a instabilidade plástica da estrutura.

A base da mecânica da fratura como procedimento quantitativo para caracterização do problema da fratura em materiais frágeis é a utilização de um parâmetro (mecânico) para descrever as condições (locais) de falha nas vizinhanças de um defeito. Tal parâmetro essencialmente caracteriza o campo de tensões e deformações na região de um defeito o que permite, sob certas condições, estabelecer uma correlação direta entre valores de tenacidade medidos experimentalmente, e o comportamento à fratura de um componente estrutural em serviço.

Este capítulo apresenta uma breve revisão dos principais conceitos mecânicos associados ao tratamento da fratura frágil em sólidos elásticos e elasto-plásticos. Ênfase particular é dada à Mecânica da Fratura Monoparamétrica sob um ponto de vista mecânico sem aprofundar em fenômenos metalúrgicos. São introduzidos os parâmetros K_I e J com suas características e limitações principais.

2.1 Campo de Tensões Elásticas Lineares e o Parâmetro K_I

Existem diversos métodos para analisar as tensões elásticas lineares em sólidos contendo trincas. Inglis [4], Westergaard [5], Sneddon [6] e Williams [7, 8] foram os primeiros a apresentar soluções para casos particulares deste problema. A solução mais conhecida, obtida por Williams em seu trabalho seminal de 1952, estabeleceu que as tensões em um sólido com comportamento elástico linear são caracterizadas pela

singularidade $1/\sqrt{r}$. Isto é, as tensões variam com o inverso de \sqrt{r} em regiões suficientemente próximas da ponta da trinca, onde r representa a distância a esta em sistema de coordenadas polares com origem na ponta da trinca.

Em 1957, Williams [8] utilizou uma função potencial para descrever o campo de tensões em sólidos com comportamento elástico linear contendo uma trinca. A Fig. 1(a-b) ilustra o modelo estudado para um sólido bidimensional sob estado plano de tensões ou deformações.

No mesmo ano, Irwin (1957) [9] adotou a solução de Williams para introduzir um parâmetro descritor do estado de tensões elásticas na ponta de uma trinca (submetida ao Modo I de deformação¹). Para uma chapa infinita contendo uma trinca semi-infinita e submetida a tração remota como indicado na Fig. 1(b), o campo de tensões em coordenadas polares (r, θ) é expresso por

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\frac{5}{4} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{1}{4} \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] + O(r) \\ \sigma_{\theta\theta} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\frac{3}{4} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{1}{4} \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] + O(r) \\ \tau_{r\theta} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\frac{1}{4} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{1}{4} \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] + O(r)\end{aligned}\quad (1)$$

onde K_I é denominado fator de intensidade de tensões o qual estabelece uma relação unívoca entre tensões normais (circunferenciais e radiais) e cisalhamento e a distância à frente da trinca r . Ainda na eq.(1) acima, $\sqrt{2\pi r}$ evidencia a singularidade existente quando $r \rightarrow 0$ e $O(r)$ representa os termos de ordem superior da solução. A solução é uma série na qual o primeiro termo é dominante nas vizinhanças da ponta da trinca ($r \rightarrow 0$). Os termos de ordem superior só são relevantes em regiões afastadas da ponta da trinca, e para obter uma descrição do campo de tensões no sólido todo, é preciso um número suficiente de termos desta série. Os termos de ordem superior serão analisados no capítulo seguinte.

Williams [8] também deduziu deslocamentos no plano da espessura do espécime. A solução dos deslocamentos (u_1, u_2) nas direções x_1 e x_2 correspondentes pode ser expressa como

¹) Qualquer tipo de carregamento aplicado a uma trinca pode ser representado por um ou uma combinação de três modos de carregamento ([10] pag. 52) (Modo I, Modo II e Modo III), Modo I é quando o carregamento é aplicado de forma simétrica e normal ao plano da trinca de forma que tende a separar as faces desta.

$$u_1 = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2 \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right]$$

$$u_2 = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 - 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (2)$$

onde

$$\kappa = 3 - 4\nu; \text{ para estado o plano de deformações}$$

$$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 - \nu}; \text{ para o estado plano de tensões} \quad (3)$$

Nas equações acima, ν representa o coeficiente do Poisson.

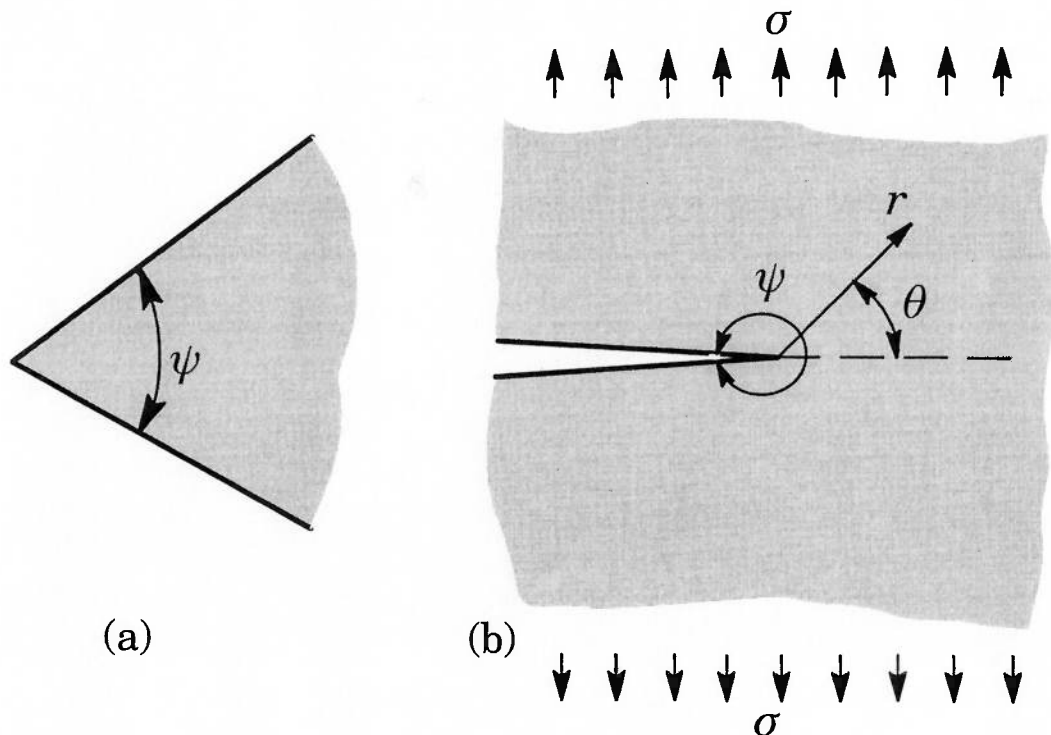


Figura 1 (a) Configuração da Chapa em ângulo analisada por Williams, (b) Formação da trinca quando $\psi = 2\pi$

É interessante notar que Westergaard em trabalho anterior [5] também obteve a mesma solução expressa pela eq.(2) acima valendo-se de funções de variáveis complexas.

2.2 Integral J e Campo de Tensões HRR

Rice em 1968 [11] estabeleceu as bases para estender a Mecânica da Fratura além dos limites estabelecidos pela Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL). Utilizando uma hipótese de elasticidade não linear (ver Fig. 2) para analisar uma trinca em materiais elasto-plásticos, ele mostrou que a taxa de liberação de energia, denotada J , em um sólido com comportamento não linear pode ser escrita como uma integral de linha independente do caminho de integração (ver Fig. 3). A integral J é definida como

$$J = \int_{\Gamma} \omega dx_2 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \quad (4)$$

onde, ω é a densidade de energia de deformação, T_i são as componentes do vetor de tração, u_i são os componentes do vetor de deslocamentos e ds é o elemento do contorno Γ . Para o caso especial de material com comportamento linear elástico, J é equivalente à taxa de liberação de energia de Griffith [12], isto é, $J = \mathcal{G}$. Portanto com esta equivalência pode-se obter a seguinte relação entre o fator de intensidade de tensões linear elástico e a integral J (Veja Anderson [10] para maiores detalhes).

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (5)$$

com

$$E' = E \quad \text{para o estado plano de tensões} \quad (6)$$

e

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad \text{para o estado plano de deformações} \quad (7)$$

onde E é o módulo de elasticidade do material e ν é o coeficiente de Poisson. Estudos posteriores mostraram que a hipótese de elasticidade não linear é válida em muitos casos de interesse. Com isto temos que a integral J pode ser interpretada como um parâmetro de variação de energia e também como um parâmetro de intensidade de tensões.

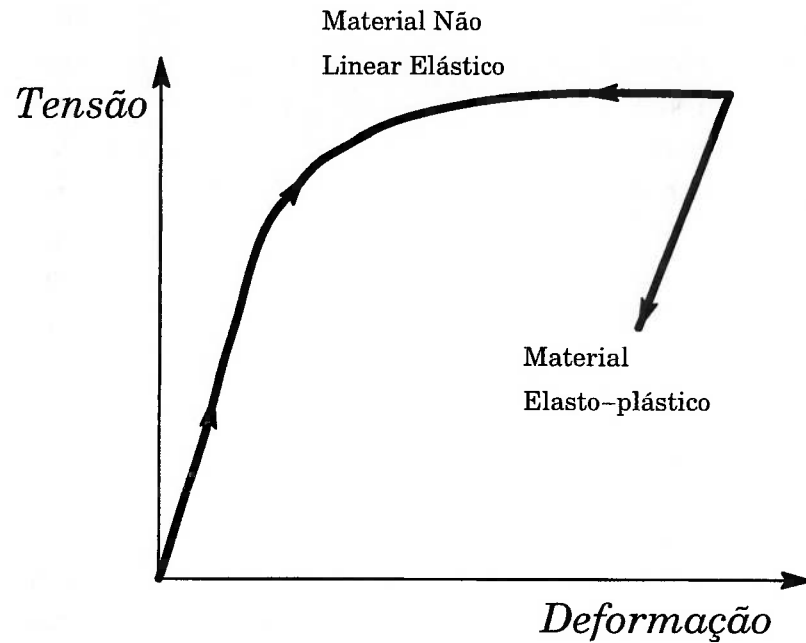


Figura 2 Comparação da curva tensão-deformação para um material não linear elástico e um elasto-plástico

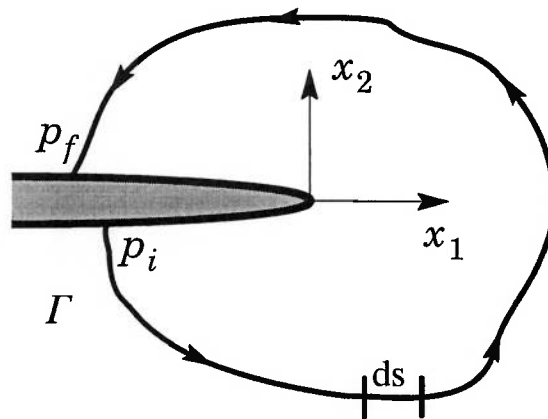


Figura 3 Contorno arbitrário em volta da ponta da trinca

Posteriormente, Hutchinson [13] e Rice e Rosengren [14] mostraram de forma independente que J caracteriza as tensões e deformações em um material não linear elástico com resposta tensão-deformação obedecendo a uma lei potencial na forma

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (8)$$

Na eq.(8) σ é a tensão verdadeira, ε é a deformação verdadeira, α é uma constante adimensional e n é o coeficiente de encruamento. Ainda na eq.(8) o subscrito "0" indica

valores de referência, (os quais são usualmente adotados os valores da tensão e deformação de escoamento). Hutchinson e Rice e Rosengren mostraram que para manter a integral de linha independente do caminho de integração é preciso que as tensões nas vizinhanças da ponta da trinca variem com $(1/r)^{\frac{1}{n+1}}$. Aplicando condições de contorno apropriadas, eles obtiveram os campos de tensões e deformações na forma

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \bar{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (9)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \bar{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (10).$$

Nas eqs.(9–10) anteriores, I_n é uma constante de integração que depende do coeficiente de encruamento n , $\bar{\sigma}_{ij}$ e $\bar{\varepsilon}_{ij}$ são funções adimensionais de θ , n e do estado de tensões (estado plano de tensões ou estado plano de deformações). No caso linear elástico, $n=1$ e as tensões variam com $\sqrt{1/r}$. As eqs.(9–10) são conhecidas como solução *HRR* (iniciais de Hutchinson, Rice e Rosengren).

2.3 Modelo Ritchie–Knott–Rice (*RKR*) para Fratura Frágil

A fratura frágil por mecanismo de clivagem transgranular é controlada pela magnitude das tensões na região próxima à ponta da trinca. A existência de uma trinca macroscópica produz tensões 3 a 4 vezes maiores que a tensão de escoamento do material que a contém. Estas tensões, embora elevadas, não são suficientes para ultrapassar a resistência à fratura do material na maioria dos casos. O fato que estas tensões não são suficientes para causar a fratura frágil e, mesmo assim esta ocorre, induz a pensar que existe outro fator que inicia a fratura. Os estudos de Ritchie, Knott e Rice [15] mostraram que a existência de microtrincas na região da frente da trinca macroscópica produz a iniciação da fratura frágil. As tensões elevadas produzidas pela trinca macroscópica atuam como precursoras do crescimento das microtrincas.

Um modelo teórico utilizado para explicar este fenômeno foi proposto por Ritchie, Knott e Rice [15] e é denominado modelo *RKR*. Este modelo estabelece que a fratura frágil é produzida quando as tensões a certa distância da ponta da trinca interna à zona de processo de fratura (*ZPF*, zona na frente da trinca onde desenvolvem-se os

mecanismos de crescimento de trinca) superam um valor crítico σ_f , que é suficiente para fazer crescer uma microtrinca nas vizinhanças da trinca macroscópica. A clivagem é produzida quando o tamanho da microtrinca atinge um valor crítico superior a dois comprimentos de grão, como esquematizado na Fig. 4. Este modelo não considera fenômenos probabilísticos e supõe que exista uma microtrinca orientada na posição mais favorável para produzir o seu crescimento o que o torna limitado. Além disto, o modelo *RKR* não considera o efeito das deformações plásticas na fratura. Apesar de suas limitações, este modelo é útil para explicar os efeitos de perda de restrição na ponta da trinca como será considerado na seção 3.1.

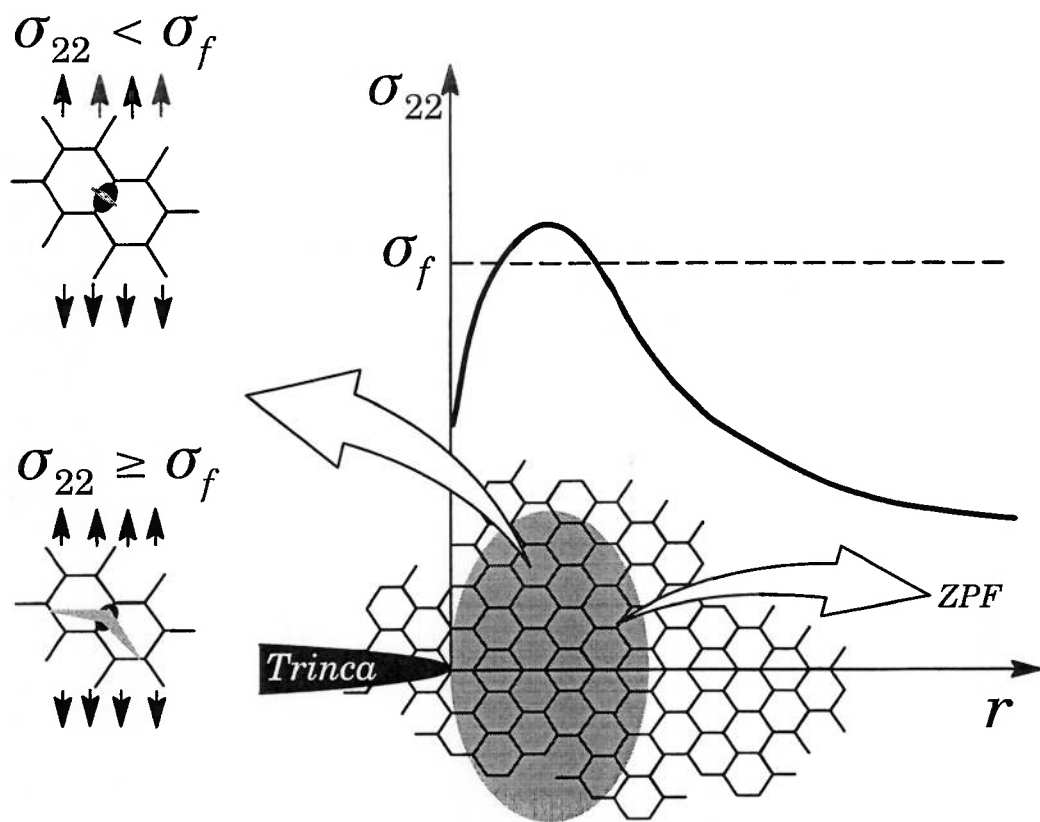


Figura 4 Esquema do Modelo RKR

2.4 Mecânica da Fratura Monoparamétrica

A mecânica da fratura monoparamétrica ou clássica emprega um parâmetro único para descrever as condições de propagação instável da fratura [16]. Sob condições de plasticidade restrita nas vizinhanças da trinca ou fissura (i.e., escoamento em pequena escala ou, como é usualmente conhecido na literatura, *small scale yielding (SSY) conditions*), estabelece uma correlação direta entre valores de tenacidade medidos

experimentalmente (K_{Ic} , J_c) e o comportamento à fratura de um componente estrutural em serviço. O conceito fundamental que permite o emprego deste procedimento (mecânica da fratura correlativa) é a existência de similaridade dos campos de tensões entre corpos de prova (i.e., com dimensões reduzidas) e o componente estrutural em serviço [10].

A Fig. 5 representa esquematicamente as condições de similaridade de tensões para validade da mecânica da fratura monoparamétrica. As condições à fratura devem ser iguais no componente estrutural (Fig. 5 (a)) e no corpo de provas (Fig. 5 (b)); a condição de similaridade implica que a zona plástica deve ser pequena. Para caracterizar as condições à fratura no caso monoparamétrico, podem-se usar diversos parâmetros, sendo os mais conhecidos o parâmetro K_I e o parâmetro J . O parâmetro K_I é baseado em considerações elásticas lineares, o que limita muito a sua aplicação. O parâmetro J , é baseado em considerações elasto-plásticas e tem um campo de aplicação maior. Na seguinte seção serão ampliados estes conceitos.

2.4.1 Limites de Validade de K_I e J

Como mencionado acima, a validade de um só parâmetro para caracterizar as condições à fratura de componentes estruturais está baseada na condição que ele caracteriza o estado de tensões na ponta da trinca (zona de processo da fratura ou *ZPF*). Esta condição é válida somente quando são respeitados certos requisitos dimensionais, mais ou menos severas dependendo do parâmetro utilizado para caracterizar as condições à fratura.

A utilização do parâmetro K_I para caracterizar o comportamento à fratura de componentes estruturais ou amostras laboratoriais está seriamente limitada devido à sua definição considerando material com comportamento linear elástico. Em aços estruturais, no momento da trinca propagar, a suposição de comportamento linear elástico é fortemente violada na região da frente da trinca devido à intensa deformação plástica. O tamanho da zona plástica determina se o parâmetro K_I é ou não aplicável. Se a zona plástica é suficientemente pequena em relação às dimensões significativas do componente estrutural (profundidade da trinca, ligamento remanescente, espessura, etc), a influência desta sobre o comportamento à fratura é desprezível. Portanto, para que a relação entre estas dimensões e o tamanho da zona plástica seja suficientemente grande para garantir a validade de K_I devem-se respeitar alguns requisitos dimensionais. Quando estes requisitos são respeitados, diz-se que as condições na ponta da trinca se encontram em regime de escoamento em pequena escala (*small scale yielding, SSY*)

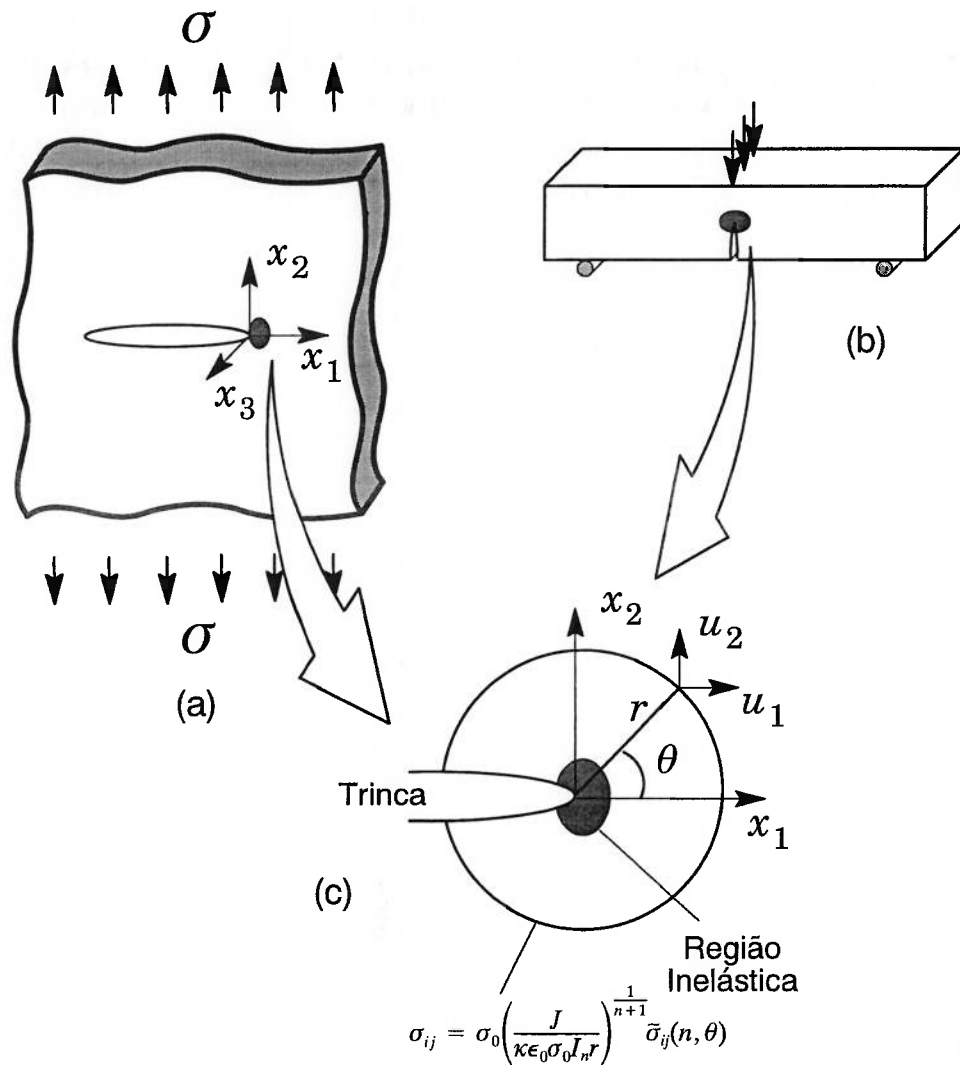


Figura 5 (a) Chapa tracionada representativa de um componente estrutural constituída de material plasticamente deformável contendo uma trinca; (b) Corpo de prova convencional SE(B) de 3 Pontos à Flexão; (c) Zona de dominância J na região da ponta da trinca indicando a validade da mecânica da fratura monoparamétrica.

Segundo a norma ASTM E399 [17], os requisitos dimensionais para obter valores válidos de K_{Ic} (valor de K_I que produz a clivagem) são

$$d \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2, \text{ onde } d = a, B, (W - a) \tag{11}$$

onde a é a profundidade da trinca, B é a espessura do corpo de prova e $(W-a)$ é o ligamento remanescente. Para um aço estrutural típico de classe nuclear com uma tensão de escoamento de 400 [MPa] e uma resistência à fratura de 100 [MPa \sqrt{m}] [18–20] as dimensões serão

$$d \geq 2,5 \left(\frac{100[\text{MPa}\sqrt{m}]}{400[\text{MPa}]} \right)^2 \geq 0,156[\text{m}] \quad (12)$$

Portanto, para um corpo C(T) a espessura deste deverá ser no mínimo de 156 mm, ou seja, aproximadamente um corpo de dimensões 6(T). Um teste em corpo destas dimensões é muito custoso e complicado de ser realizado. Além disto, mesmo que o teste seja conduzido com êxito, não há garantia de que o comportamento à fratura de componente estrutural com dimensões menores seja o mesmo que o obtido com o corpo C(T) anterior.

Com a introdução da integral J como parâmetro elasto-plástico para caracterizar as condições de fratura, estas limitações dimensionais foram parcialmente reduzidas. A integral J está baseada em uma teoria de pequenas deformações considerando material com comportamento elástico não linear. Mesmo assim, existe uma zona na ponta da trinca onde há grandes deformações, e por isto, a integral J não tem validade. Portanto, como acontece com o parâmetro K_I , existe uma zona na frente da trinca com grandes deformações que deve ser pequena em relação às dimensões do sólido em questão. Estes requisitos dimensionais são menos exigentes que no caso de K_I .

Os requisitos da norma ASTM E1820 [21] para obter valores válidos de J_c (valor de J que produz a clivagem) são

$$M \leq \frac{(W - a)\sigma_o}{J} \quad e \quad M \leq \frac{B\sigma_o}{J} \quad (13)$$

onde M é uma constante que depende da geometria do corpo de provas e seu valor é definido pelas normas em função das tensões que se desenvolvem na ponta da trinca do corpo de provas e o desvio destas em relação às tensões do campo HRR [22]. Para o mesmo material e corpo de provas C(T) do exemplo anterior, o valor de M exigido é menor ou igual a 30 [16]. Portanto, usando a eq.(5) e resolvendo para B obtemos,

$$30 \leq \frac{B \cdot 412[\text{MPa}]}{44,5[\text{KJ}/\text{m}^2]} \Rightarrow B \geq \frac{30 \cdot 44}{412} \geq 3,2 [\text{mm}] \quad (14)$$

Para um corpo C(T) normalizado, este valor da espessura B corresponde a um corpo menor que $1/4(T)$. Um ensaio de corpo destas dimensões é muito mais simples e barato de realizar. No entanto, ainda permanece a questão se os dados obtidos de corpos de provas satisfazendo as exigências das normas são válidos para serem usados em

qualquer componente ou estrutura com dimensões e condições de carregamento muito diferentes.

2.4.2 Limitações da Mecânica da Fratura Monoparamétrica

Os métodos da Mecânica da Fratura Monoparamétrica, não obstante a sua grande utilidade e emprego generalizado, vêm sendo questionados devido às suas deficiências como procedimento robusto para avaliação de integridade estrutural. Para aços estruturais ferríticos, observações experimentais realizadas na região de transição frágil-dúctil revelam consistentemente significativos efeitos da geometria do corpo de prova, do tamanho relativo da trinca (relação tamanho da trinca sobre largura do corpo de prova a/W) e do modo de carregamento (flexão *vs.* tração) nos valores à fratura obtidos.

A Fig. 6 [23] apresenta dados ilustrativos para aços estruturais típicos testados na região de transição frágil-dúctil, que mostram claramente elevação significativa nos valores experimentais de tenacidade expressa por J_c , para corpos de prova SE(B) com entalhe raso (*shallow crack SE(B) specimen*) [23]. O comportamento apresentado na Fig. 6 ocorre devido à extensão generalizada da plasticidade (i.e., escoamento em grande escala ou, como é usualmente conhecido na literatura, *large scale yielding (LSY conditions)*) para regiões suficientemente remotas das vizinhanças da trinca (violando, portanto, as condições SSY) o que provoca um relaxamento acentuado do campo de tensões nas proximidades da trinca. Este importante fenômeno, genericamente denominado perda de restrição da ponta da trinca (comumente denominado na literatura internacional como *loss of crack-tip constraint* [24]) invalida o conceito de um parâmetro único como *descriptor* das condições de fratura uma vez que valores maiores da Integral J são necessários para provocar a fratura frágil em relação à condição de elevada triaxialidade caracterizada pelo regime SSY.

A dependência do comportamento dos aços estruturais com a profundidade da trinca não pode ser caracterizado pela fratura monoparamétrica convencional, o que constitui grande impedimento para o seu uso nos procedimentos de avaliação de defeitos, particularmente em programas de reparos e extensão da vida útil de estruturas em serviço.

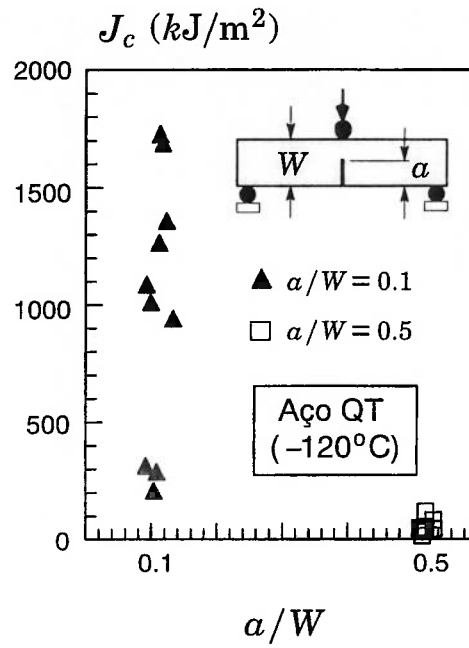


Figura 6 Valores experimentais de tenacidade (clivagem) para corpos de prova SE(B) testados na região de transição DBT de um aço estrutural temperado e revenido (QT) a -120°C [23].

DESCRIÇÃO BIPARAMÉTRICA DO CAMPO DE TENSÕES NA PONTA DA TRINCA

3

O comportamento apresentado na Fig. 6 ocorre devido à extensão generalizada da plasticidade (i.e., escoamento em grande escala ou, como é usualmente conhecido na literatura, *large scale yielding (LSY conditions)*) em regiões suficientemente remotas das vizinhanças da trinca, violando as condições *SSY*, o que provoca um relaxamento acentuado do campo de tensões nas proximidades da trinca. Este importante fenômeno, denominado perda de restrição da ponta da trinca (*loss of crack-tip constraint* [24]), invalida o conceito de um parâmetro único como descritor das condições de fratura, uma vez que valores maiores da Integral J são necessários para provocar a fratura frágil (clivagem) ou crescimento de trinca em relação à condição de elevada triaxialidade caracterizada pelo regime *SSY*.

Alguns autores [2, 3, 25–28] propuseram a utilização de um segundo parâmetro para caracterizar este relaxamento das tensões na ponta da trinca. Desta abordagem resultou o surgimento de teorias multiparamétricas, em particular teorias biparamétricas. Entre elas, as teorias J - T e J - Q estão entre as mais conhecidas; nelas T é uma tensão elástica e Q é um parâmetro adimensional. Nestas teorias, a integral J estabelece a escala sobre a qual desenvolvem-se as tensões e o segundo parâmetro, T ou Q , quantifica o nível de triaxialidade. O segundo parâmetro compara o nível de tensões existente no corpo de prova ou componente estrutural com o nível de tensões de uma das soluções de referência. Portanto, o campo de tensões na ponta da trinca pode ser caracterizado por uma função da forma,

$$\sigma_{ij} = f_{ij}\left(\frac{r}{J/\sigma_0}, \zeta\right) \quad (15)$$

Na eq.(15) acima, ζ representa o segundo termo que quantifica o nível de restrição na ponta da trinca. Preliminarmente, serão analisados o fenômeno de perda de restrição na ponta da trinca e as soluções de referência.

3.1 Perda de Restrição Plástica na Ponta da Trinca

O fenômeno do aparente aumento da resistência à fratura observado em certos componentes estruturais é devido à redução do nível de tensões na zona do processo de fratura nas vizinhanças da ponta da trinca. Utilizando o modelo *RKR* para explicar a

clivagem (ver Fig. 4), observa-se ser preciso que as tensões de abertura na frente da trinca ultrapassem certo valor crítico para que a fratura se propague instavelmente. O campo de tensões que produz a clivagem não será afetado pelas dimensões do corpo ou estrutura se sua geometria for considerada suficientemente grande. Portanto, o campo de tensões poderá ser totalmente caracterizado por um único parâmetro tal como K_I ou J .

No entanto, esta situação não ocorre na maioria das situações práticas. Quando a geometria influi no campo de tensões da ponta da trinca, ocorre um aumento ou diminuição no nível de tensões. Conseqüência disto é que as tensões não podem ser caracterizadas por um só parâmetro. Na maioria das configurações, o efeito da geometria causa um decremento no nível de tensões; esta redução faz com que maiores valores de carregamento sejam necessários para gerar deformações e tensões suficientemente grandes para produzir a clivagem.

Na Fig. 7 podem-se comparar as tensões de abertura na frente da trinca para um corpo de prova SE(B) (flexão por três pontos) com trinca profunda, relação $a/W = 0,5$ e para um corpo SE(B) com trinca rasa $a/W = 0,1$ (onde a é a profundidade da trinca e W é a largura do espécime) para um mesmo nível de carregamento medido pela integral J . Observa-se que as tensões de abertura do corpo com trinca rasa são menores que as tensões de abertura do corpo com trinca profunda. Isto ilustra como a geometria influi nas tensões geradas na frente da trinca. Com esta observação e considerando o modelo *RKR* da seção 2.3 pode-se concluir que, no caso de trinca rasa, é preciso aplicar um valor de J maior para produzir a fratura frágil.

3.2 Soluções de Referência: O modelo *MBL*

Em uma chapa de dimensões infinitas contendo uma trinca e submetida a tensões remotas de tração como ilustrado na Fig. 8(a), o campo de tensões e de deslocamentos em qualquer ponto da chapa pode ser obtido pela solução de Williams [8] apresentada anteriormente no capítulo 2. Considere agora um disco retirado da chapa e que contenha a ponta da trinca (Fig. 8(b)). Os deslocamentos nas bordas do disco podem ser obtidos pela solução de Williams sempre que as dimensões da zona plástica sejam suficientemente pequenas para que os efeitos da plasticidade não afetem a solução linear elástica. Usando os dois primeiros termos da solução de Williams, os deslocamentos são obtidos das seguintes equações

$$u_1 = K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos\theta) + T \frac{1-\nu^2}{E} R \cos\theta \quad (16a)$$

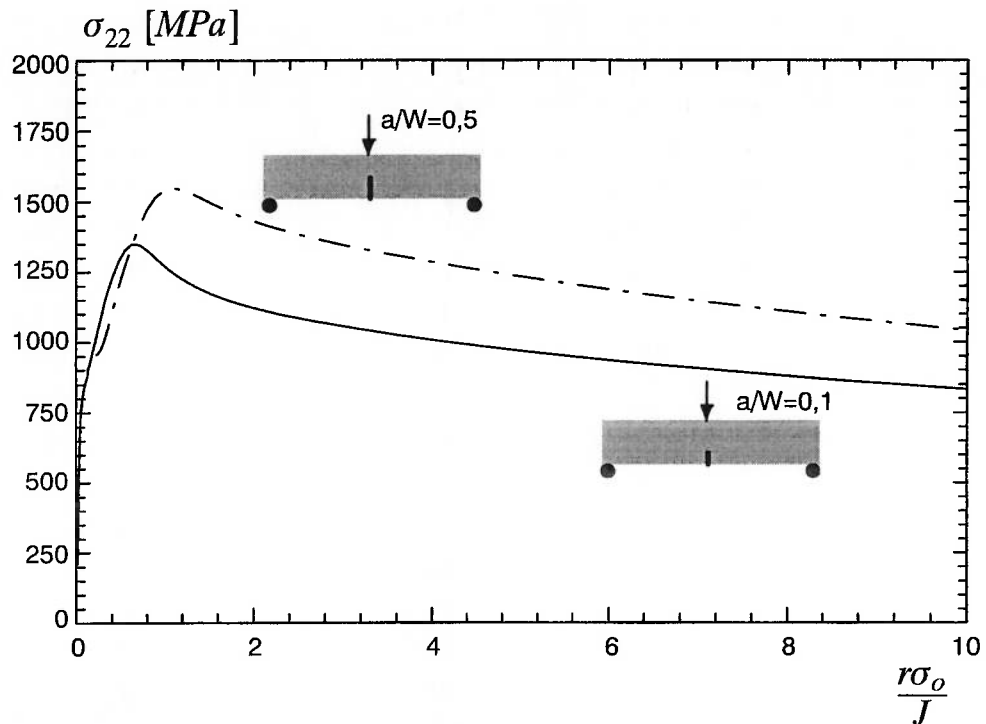


Figura 7 Comparação das tensões de abertura dos corpos de provas SE(B) com $a/W=0,5$ e SE(B) com $a/W=0,1$ (para o mesmo carregamento medido por J).

$$u_2 = K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos\theta) + T \frac{\nu(1+\nu)}{E} R \sin\theta \quad (16b)$$

onde u_1 e u_2 são os deslocamentos nas direções x_1 e x_2 respectivamente, r e θ são coordenadas polares (ver Fig. 8), K_I é o parâmetro de intensidade de tensões, ν é o coeficiente de Poisson, E é o módulo de elasticidade, e T é uma tensão na direção x_1 (paralela ao plano da trinca) que será explicada com maior detalhe na seção seguinte. Para o caso da chapa infinita da Fig. 8 a tensão T é igual a zero e, portanto, o último termo das eqs. (16) anula-se. Este disco pode ser modelado numericamente com tais deslocamentos aplicados como condições de contorno. Este modelo numérico é comumente conhecido como *Camada de Contorno Limite* (ou do inglês: *Boundary Layer (BL)*) [29].

No caso dos deslocamentos (u_1, u_2) incluírem valores para $T \neq 0$ (veja seção seguinte) o modelo é conhecido como *Camada de Contorno Limite Modificada* (*Modified Boundary Layer (MBL)*) [30]. O modelo *MBL*, apresentado na Fig. 9, simplifica a geração de soluções numéricas para trincas estacionárias sob condições de escoamento limitado (*SSY*) completamente definidas. A simetria do carregamento (Modo I) e das condições de contorno permite análise de somente uma metade da chapa infinita como mostrado na Fig. 9. Estudos numéricos conduzidos por Trovato e Ruggieri [31, 32] demonstram que estes campos de tensões são campos estacionários independentes do nível de carregamento (medido convenientemente por K_I ou J) quando predominarem as condições de escoamento limitado (condições *SSY*) em uma pequena região anular ao redor da ponta da trinca.

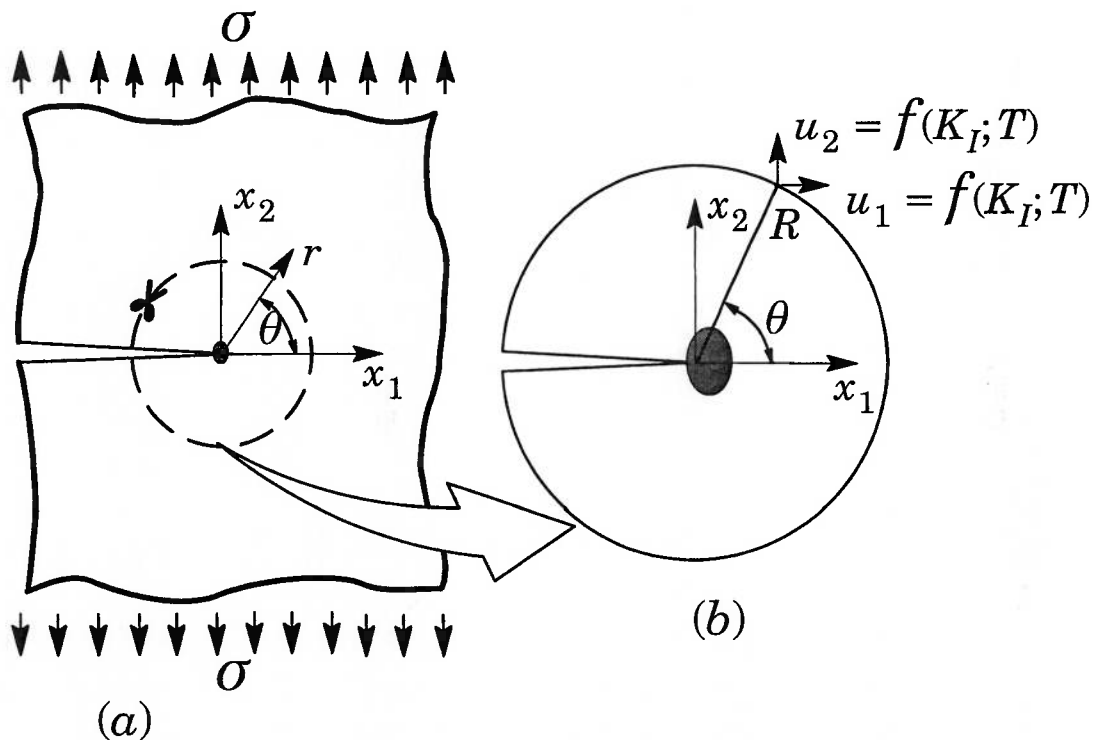


Figura 8 Interpretação gráfica do modelo *Camada de Contorno Limite (Boundary Layer)*.

O modelo de elementos finitos para estas análises utiliza uma malha convencional com anéis focais na região da trinca, como mostrado na Fig. 9. A limitação da plasticidade na ponta da trinca impõe a construção do modelo com raio externo, R , suficientemente grande tal que $R_p < 20/R$, onde R_p é o raio da zona plástica. A ponta da trinca é modelada através de uma configuração adequada à acomodação do arredondamento inicial (*blunted tip*) com raio de $2.5 \mu m$ ($0.0025 mm$); esta dimensão permite obter os campos de tensões e deformações com o elevado grau de precisão

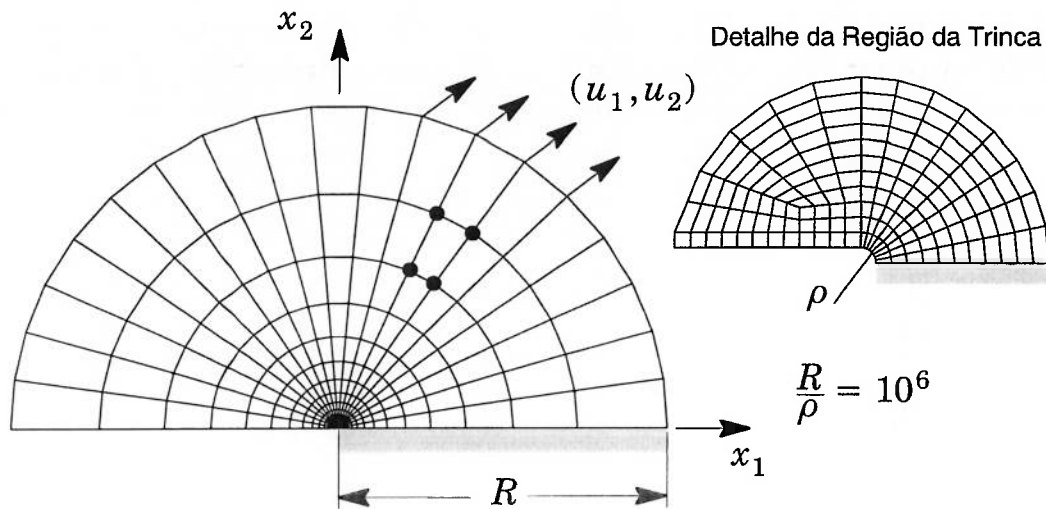
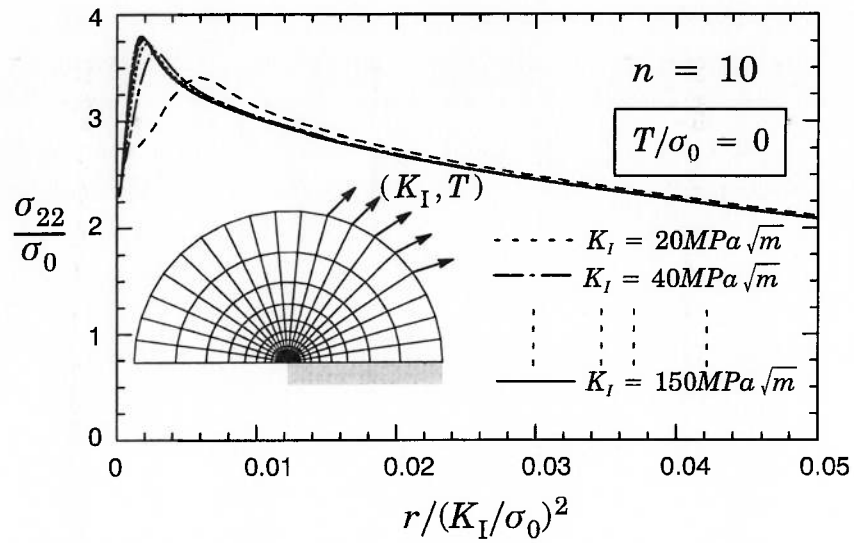
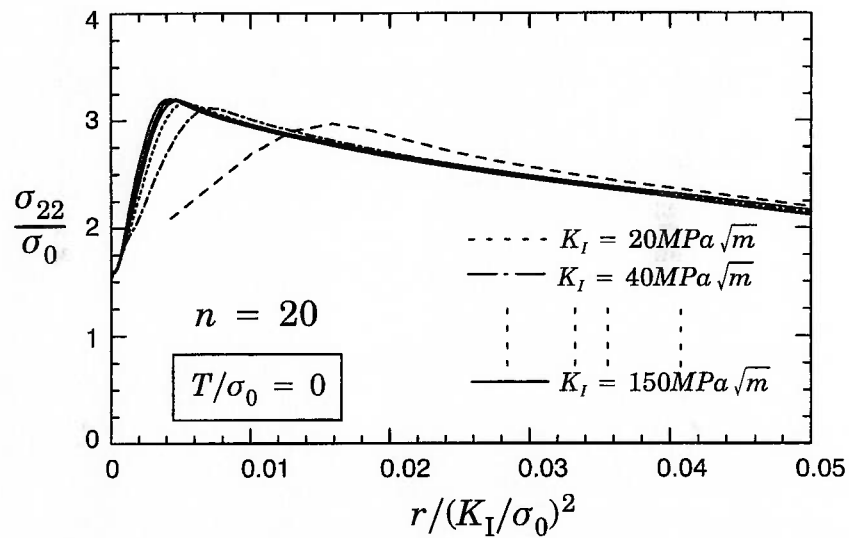


Figura 9 Modelo MBL com campos de deslocamentos (u_1, u_2) obtidos do (K, T) aplicados.

necessário às análises e, ao mesmo tempo, acelera a convergência dos algoritmos de plasticidade utilizados nas soluções numéricas. Este modelo *SSY* possui uma camada de 2065 elementos 3-D, isoparamétricos de 8-nós com condições correspondentes ao estado plano de deformação impostos sobre cada nó (ver detalhes computacionais no capítulo 4). Como pode ser observado nas Figs. 10 (a-b), após um regime transitório inicial ($20-40 \text{ MPa} \sqrt{m}$), os campos de tensões independem do nível de carregamento aplicado e, conseqüentemente, podem ser associados a um estado de tensões de referência correspondentes a uma chapa infinita (representada pelo modelo *BL* no presente contexto). Estas soluções de referência dependem das propriedades de encruamento do material: para o material com $n=10$, o valor de tensão máxima é cerca de $3.8\sigma_0$, enquanto para o material com $n=20$ o valor de tensão máxima é cerca de $3.2\sigma_0$. As Figs. 10(a-b) apresentam a evolução da tensão de abertura (σ_{22}) normalizada pela tensão de referência (σ_0) e com a distância da ponta da trinca normalizada por $(K_I/\sigma_0)^2$ para dois materiais elasto-plásticos com resposta uniaxial descrita pela eq.(8) com $n=10$ e $n=20$.



(a)



(b)

Figura 10 Campos de tensões para o modelo MBL em dois materiais elasto-plásticos [31].

3.3 Tensão Elástica T

Como apresentado anteriormente, o campo de tensões na ponta da trinca para uma chapa infinita é caracterizado pela componente singular da solução de Williams [8].

Mas, no caso de componentes estruturais e corpos de provas de dimensões finitas, as tensões não são completamente definidas pelo termo singular (ver seção 3.1). Em geometrias finitas, o nível de tensões na ponta da trinca é definido também pelos termos de maior ordem na solução de Williams.

Reescrevendo a solução de Williams na forma

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta) + T_{ij0} + T_{ij\infty}(r). \quad (17)$$

e considerando os termos não singulares, é possível escolher T_{ij0} para que seja constante na frente da ponta da trinca e $T_{ij\infty}$ diferente de zero só em regiões remotas da ponta da trinca. Conseqüentemente, pode-se desprezar a contribuição de $T_{ij\infty}$ em regiões suficientemente próximas da ponta da trinca. Entre as componentes de T_{ij0} , só a tensão T na direção x_1 é diferente de zero. O termo T_{ij0} na eq.(17) pode ser interpretado como o termo independente de r da solução elástica linear de Williams; os termos com potências iguais ou maiores que 1/2 correspondem a $T_{ij\infty}$.

Uma vez identificada a tensão T e usando o método dos elementos finitos é possível a obtenção do valor da tensão T para diferentes geometrias e carregamentos. Com os modelos de elementos finitos, dos corpos de provas e da Camada de Contorno Limite (*Boundary Layer (BL)*), é possível obter a tensão suportada pelos elementos sobre o plano da trinca. Já que no modelo *BL* a tensão T é zero, a tensão T para as diferentes geometrias pode ser resolvida como

$$T = \sigma_{11}(r, \theta = 0)_{FB} - \sigma_{11}(r, \theta = 0)_{BL}. \quad (18)$$

onde *BL* indica Camada de Contorno Limite (*Boundary Layer*) e *FB* indica o corpo de dimensões finitas considerado. Uma vez obtida a tensão T , é possível definir o campo de tensões e de deslocamentos na zona não plastificada da ponta da trinca do corpo de dimensões finitas através das eqs.(16-17). Estes deslocamentos, que consideram a tensão T podem ser impostos nas bordas da malha do modelo Camada de Contorno Limite (*Boundary Layer*). O modelo *BL*, com os novos deslocamentos aplicados considerando a tensão T , é conhecido como Camada de Contorno Limite Modificada (*Modified Boundary Layer* ou *MBL*).

Variando os valores da tensão T , o modelo *MBL* possibilita simular os diferentes estados de triaxialidade ou restrição da ponta da trinca para diferentes geometrias e níveis de carregamento. A Fig. 11(a-d) apresenta a zona plástica na ponta da trinca

do modelo *MBL* para diferentes relações T/σ_0 . Estas diferentes zonas plásticas são representativas de geometrias e carregamentos com diferentes níveis de restrição. É possível observar que valores negativos da tensão T produzem zonas plásticas maiores e também uma inclinação à frente da trinca. Nas Figs. 12 e 13 apresentam-se as tensões de abertura na frente da trinca em função do raio adimensional $(r/(K/\sigma_0)^2)$ para diferentes valores de Tensão T , ainda é possível observar que os campos são estacionários após um certo nível de carregamento medido por K_I (veja seção 3.2).

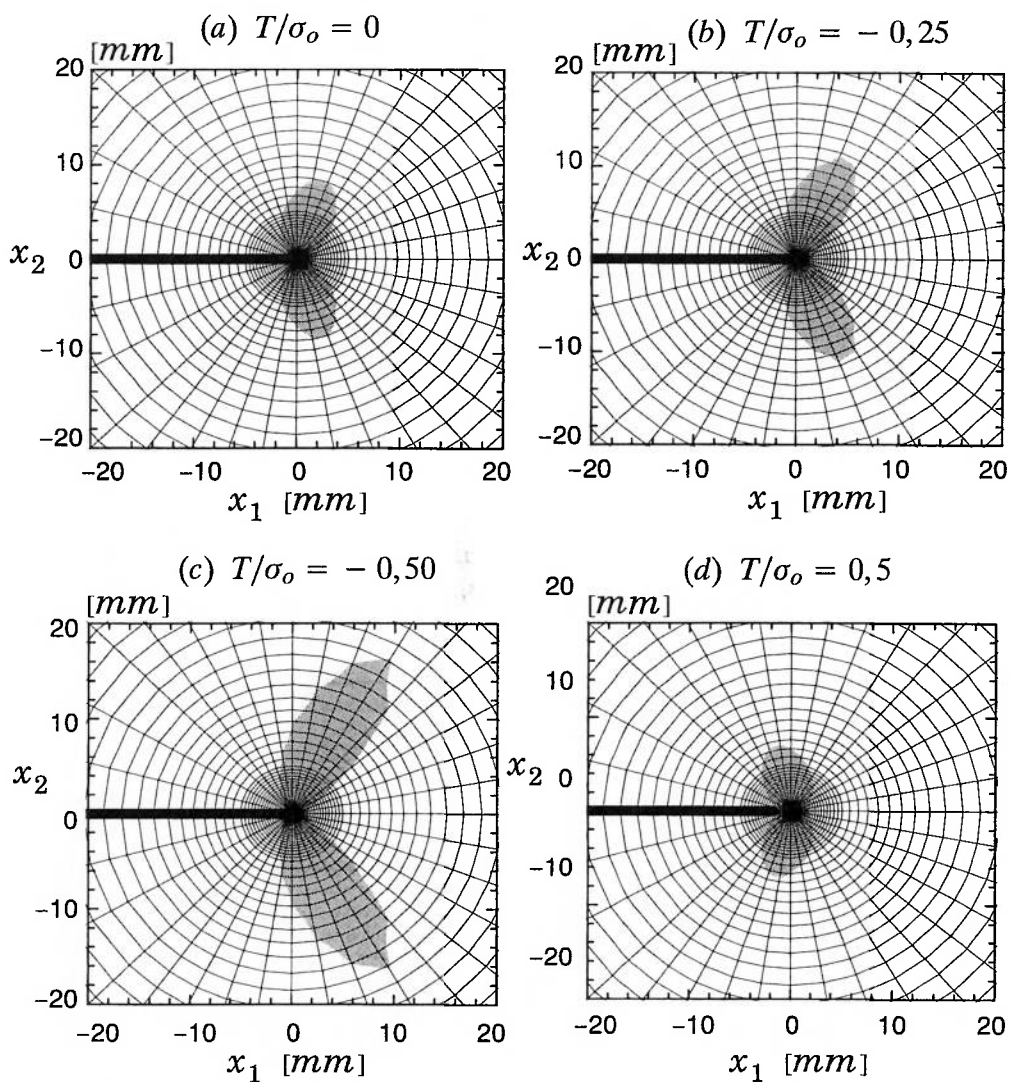
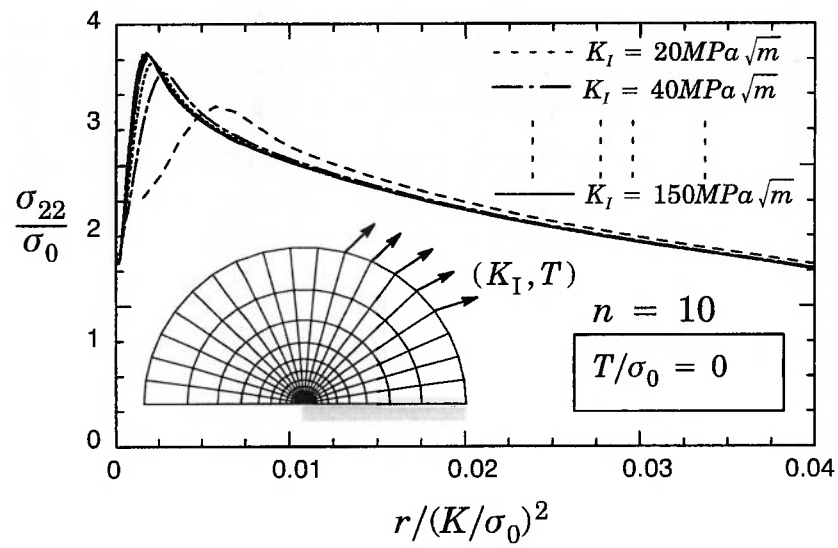
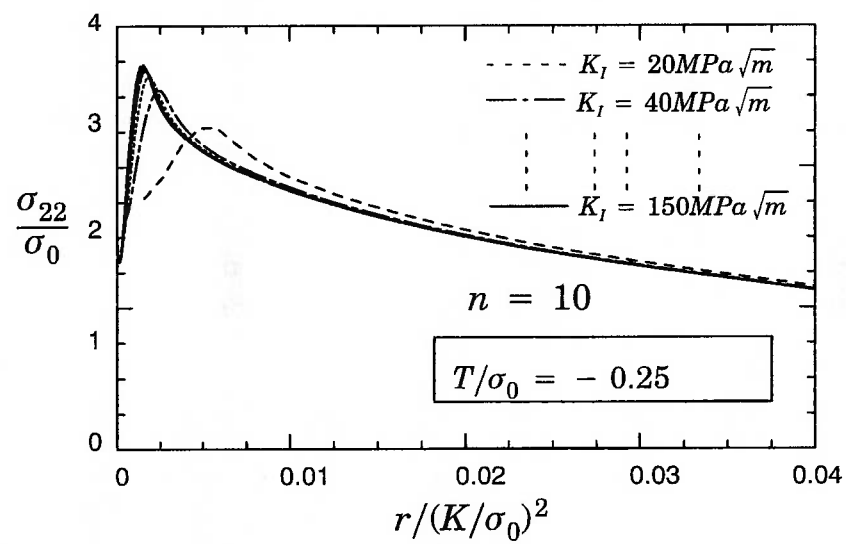


Figura 11 Zona plástica no modelo *MBL* com $n=10$ e $E/\sigma_0=500$; (a) $T/\sigma_0=0$; (b) $T/\sigma_0=-0,25$; (c) $T/\sigma_0=-0,5$; (d) $T/\sigma_0=0,5$.

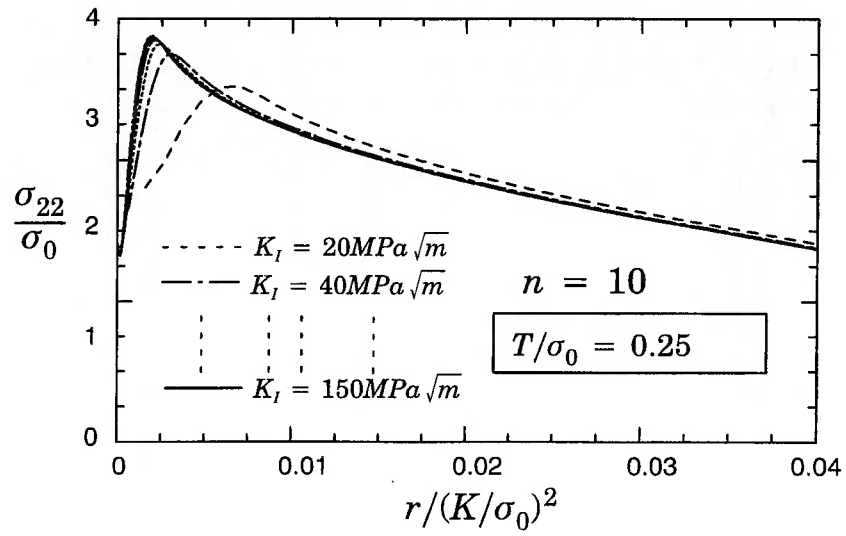


(a)

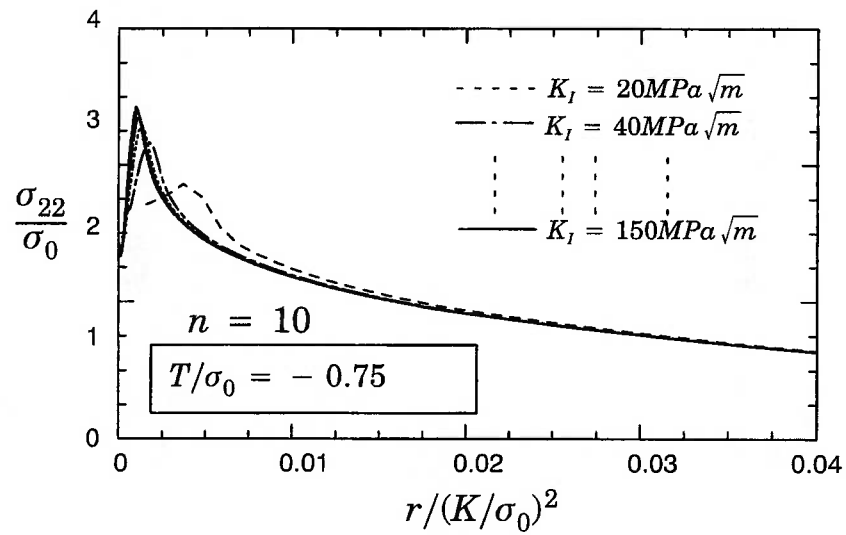


(b)

Figura 12 Tensões de abertura na frente da trinca no modelo MBL para diferentes K_I e T aplicados, a) $T/\sigma_0 = 0$, b) $T/\sigma_0 = -0.25$ [31]



(a)



(b)

Figura 13 Tensões de abertura na frente da trinca no modelo MBL para diferentes K_I e T aplicados, a) $T/\sigma_0 = 0,25$, b) $T/\sigma_0 = -0,75$ [31]

3.4 Teoria $J-T$

A introdução de $T=0$ nas eqs.(16) recupera a solução elástica clássica baseada somente no parâmetro K_I . Campos de tensões na frente da ponta da trinca com diferentes níveis de triaxialidade são gerados a partir de tensões T variáveis aplicadas no modelo (a tensão T não afeta o valor da Integral J [33]). A partir de considerações dimensionais, estes campos podem ser representados por famílias de campos de tensões parametrizados pelo parâmetro de carga T/σ_0 [26] na forma

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \hat{f}_{ij} \left(\frac{r}{J/\sigma_0}, \theta, T/\sigma_0 \right) \quad (19)$$

onde, T/σ_0 quantifica o nível triaxial de tensões. Tal parâmetro fornece uma medida conveniente do estado de triaxialidade (restrição da ponta da trinca) para diferentes configurações estruturais.

Leevers e Radon em 1982 [34] definiram o parâmetro de biaxialidade B , o qual é inversamente proporcional ao K_I aplicado e proporcional à tensão T e à raiz quadrada do comprimento da trinca na forma

$$B = \frac{T\sqrt{\pi\alpha}}{K_I}. \quad (20)$$

Nesta equação K_I é o parâmetro de intensidade de tensões e α é o comprimento da trinca. Este parâmetro B é característico de cada geometria. Betegón e Hancock [26] estabeleceram que o campo de tensões pode ser caracterizado pelo parâmetro de intensidade de tensões K_I e pelo parâmetro de biaxialidade B .

Entretanto, a aplicabilidade da tensão T como parâmetro descritor do nível de triaxialidade para configurações estruturais sob condições generalizadas de escoamento e plasticidade (LSY) torna-se questionável uma vez que a solução dada pela eq.(19), sobre a qual a tensão T é definida, é uma solução essencialmente elástica e fortemente violada quando a deformação plástica estende-se além da região de validade de escoamento limitado (SSY) na ponta da trinca.

3.5 Metodologia $J-Q$

As limitações da teoria $J-T$ discutidas acima motivaram O'Dowd e Shih (denotados OS) [2, 3] a proporem uma descrição biparamétrica aproximada para os campos de tensões

elasto-plásticos utilizando um parâmetro de triaxialidade mais geral e aplicável a condições de escoamento generalizado (*LSY*). Utilizando análises numéricas detalhadas empregando o modelo *BL*, OS identificaram famílias de campos elasto-plásticos de tensões parametrizáveis na forma

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \hat{f}_{ij} \left(\frac{r}{J/\sigma_0}, \theta, Q \right) \quad (21)$$

onde σ_0 é a tensão de referência (geralmente tensão de escoamento) e o parâmetro adimensional Q define a quantidade pela qual o campo de tensões σ_{ij} em configurações estruturais¹ difere da solução referência *SSY* com $T=0$. Desta forma, Q efetivamente quantifica os efeitos de geometria, tamanho da trinca, modo de carregamento e material, na triaxialidade.

Considerando o campo de tensões no setor angular à frente da trinca para a solução referência *SSY* (*i.e.*, a formulação *MBL* descrita pela eq.(16) com $T=0$ ou o campo *HRR* da seção 2.2), a configuração estrutural e assumindo uma teoria de pequenas deformações, OS mostraram que as tensões na ponta da trinca podem ser expressas por uma serie de potências, onde a solução referência é o termo principal. Os termos de ordem superior podem ser agrupados em um campo diferencial na forma

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{Diff} \quad (22)$$

caso seja adotado o campo *HRR* como solução referência ou alternativamente

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{BL} + (\sigma_{ij})_{Diff} \quad (23)$$

caso seja adotada a formulação *MBL* com $T=0$ como solução referência.

OS [2, 3] observaram que o campo diferencial na região na frente da ponta da trinca é relativamente constante com a distância e a posição angular. Além disso, OS concluíram que as componentes de tensão de cisalhamento são desprezíveis em comparação às componentes normais.

$$(\sigma_{22})_{Diff} \cong (\sigma_{11})_{Diff} ; e (\sigma_{12})_{Diff} \cong 0 \text{ para } |\theta| \leq \frac{\pi}{2} \quad (24)$$

¹ Quando escreve-se configuração estrutural está-se indicando corpo de prova ou estrutura em serviço com geometrias e modos de carregamento diversos.

Portanto, o campo diferencial corresponde aproximadamente a um campo hidrostático que incrementa ou diminui o campo da solução referência. OS designaram a amplitude do campo diferencial como $Q\sigma_0$ e, desta forma, a eq.(23) torna-se

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{BL} + Q\sigma_0\delta_{ij}; \quad |\theta| < \frac{\pi}{2}, \quad J/\sigma_0 < r < 5J/\sigma_0. \quad (25)$$

Na eq.(25) acima $Q\sigma_0$ corresponde efetivamente a uma tensão de natureza hidrostática espacialmente constante. Conseqüentemente, Q representa a diferença (escalar) de tensões relativa a um campo de elevada triaxialidade dentro de uma região microestruturalmente significativa. Operacionalmente, Q é definido como

$$Q \equiv \frac{\sigma_{22} - (\sigma_{22})_{BL}}{\sigma_0}, \quad \text{para } \theta = 0, \quad r = 2J/\sigma_0 \quad (26)$$

onde análises numéricas utilizando o método de elementos finitos sobre modelos suficientemente refinados para a região microestruturalmente significativa fornecem os campos de tensões elasto-plásticas necessárias (modelo BL e a configuração estrutural) para a determinação da diferença de tensões. Na eq.(26), Q é convenientemente avaliado em $r = 2J/\sigma_0$; entretanto, O'Dowd e Shih também mostraram que Q é fracamente dependente de r para valores $J/\sigma_0 \leq r \leq 5J/\sigma_0$.

3.6 A Curva de Tenacidade $J-Q$

Na seção 2.3 foi discutido que a mecânica da fratura monoparamétrica clássica assume que a resistência à fratura é uma propriedade do material, independente da geometria e modo de carregamento. As teorias biparamétricas permitem agregar um grau de liberdade adicional, o qual implica que o valor crítico de J depende do parâmetro de triaxialidade Q como expresso a seguir

$$J_c = J_c(\text{material}, Q) \quad (27)$$

Os valores críticos de J obtidos por meio de corpos de provas convencionais (corpos C(T) ou SE(B)) representam um patamar inferior e que, para outras configurações, podem ser muito conservadores. A Fig. 14 obtida por Kirk e colaboradores [35] apresenta dados experimentais os quais mostram que a medida que os valores do parâmetro Q tornam-se mais negativos (menor triaxialidade), o valor de J que produz a clivagem aumenta.

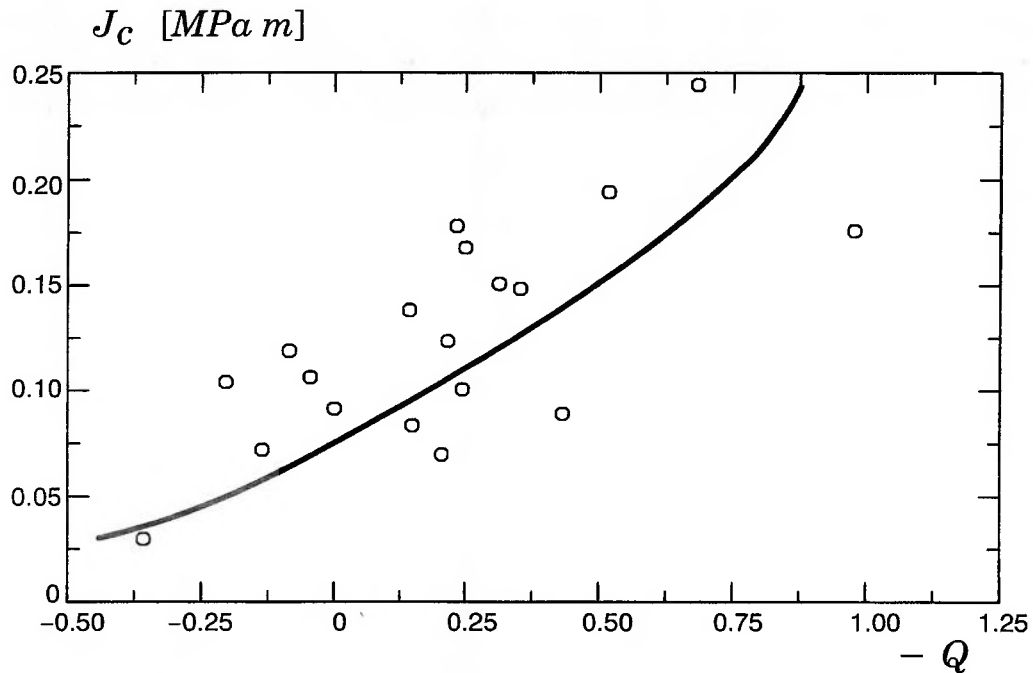
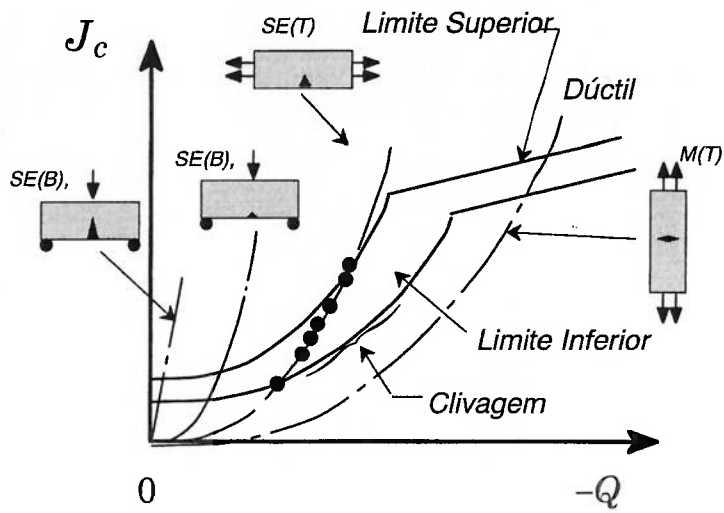
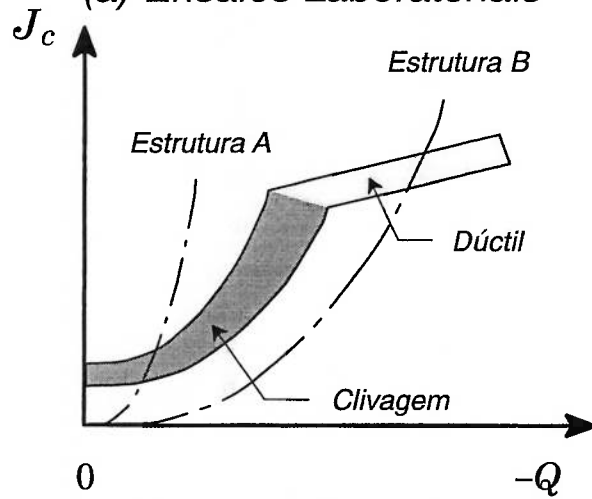


Figura 14: Valores críticos de J que produzem a clivagem como uma função do parâmetro de triaxialidade (Q) [35].

Uma vez que J_c é um parâmetro que não depende só do material, é possível traçar uma curva que define os valores críticos J_c em função dos parâmetros J e Q , como ilustrado na Fig. 15(a-b). Valores experimentais de J que produzem a clivagem podem ser plotados sobre as curvas J - Q obtidas de análises numéricas. Os valores de Q correspondentes à clivagem não são obtidos dos ensaios experimentais. Estes são inferidos das trajetórias J - Q obtidas numericamente. A dispersão usual dos valores J_c observados em múltiplos testes de corpos com a mesma configuração geométrica define pontos sobre as trajetórias J - Q destes espécimes. Unindo os valores J_c máximos dos resultados experimentais para cada um dos espécimes testados e depois fazendo o mesmo com os valores mínimos, podem ser construídas as curvas de tenacidade ilustradas na Fig. 15(a). A correlação das condições de fratura para diferentes geometrias e carregamentos para um mesmo material e temperatura pode ser feita traçando a correspondente curva J - Q sobre a curva de tenacidade desse material. Para valores idênticos dos parâmetros J e Q , os campos de tensões e deformações que controlam a clivagem são idênticos independentemente da geometria ou modo de carregamento. A utilização destas curvas de tenacidade em procedimentos de avaliação à fratura é ilustrada na Fig. 15(b). A curva J - Q para uma geometria com alta restrição (*estrutura A*) alcança rapidamente a curva de tenacidade; conseqüentemente, a fratura frágil ocorrerá quando esta curva intercepta a curva de tenacidade. Em contraposição, uma estrutura com baixa restrição (*estrutura B*) atingirá à curva na zona de falha por rasgamento dúctil.



(a) Ensaios Laboratoriais



(b) Avaliação à Fratura

Figura 15 Aplicação da curva de tenacidade baseada na metodologia $J-Q$ em avaliação à fratura [24].

MATRIZ DE ANÁLISE E PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS

4

4.1 Corpos de Provas à Fratura

Para obter um bom mapeamento da triaxialidade de tensões na frente da trinca para diferentes geometrias, modos de carregamento e materiais foi gerada uma grande variedade de curvas $J-Q$. A Fig. 16 apresenta a geometria e dimensões principais dos espécimes, os materiais considerados são apresentados na seção 4.5. A matriz de análises inclui diversas configurações de espécimes submetidos à tração e à flexão com diferentes geometrias e tamanhos de trinca. Os modelos considerados foram: C(T) com $a/W=0,6$, SE(B) com $a/W=0,1, 0,2, 0,25$ e $0,5$, M(T) com $a/W=0,1$ e $0,5$ e SE(T) com $a/W=0,1, 0,2, 0,25, 0,35$ e $0,5$ e $H/W=2, 4, 6$. Para estes espécimes, a é a profundidade da trinca, H é a distância entre os pontos de aplicação do carregamento em espécimes C(T), SE(T) e M(T) ou a distância entre apoios no caso de espécimes SE(B) e W é a largura dos espécimes C(T), SE(B) e SE(T) ou a metade da largura dos espécimes M(T). As dimensões e proporções geométricas dos espécimes são as correspondentes a corpos de provas standard $1T$ (corpos com espessura $B=25,4\text{mm}$) exceto os espécimes SE(T) nos quais a distância de aplicação da carga foi alterada (conseqüentemente alterando-se a dimensão H). As dimensões absolutas dos espécimes estão detalhadas na Tabela 1. No caso de espécimes SE(T), as análises também consideram diferentes condições de carregamento, carregamento por pinos *vs.* carregamento por garras; estes espécimes são identificados como SE(T)-P e SE(T)-G.

Tabela 1 Dimensões absolutas dos espécimes considerados.

	a [mm]	W [mm]	H [mm]
C(T)	30,48	50,8	36,07
SE(B)	5,08; 10,16; 12,7; 25,4	50,8	203,2
SE(T)	5,08; 10,16; 12,7; 17,78; 25,4	50,8	101,6; 203,2; 304,8
M(T)	5,08; 25,4	50,8	203,2

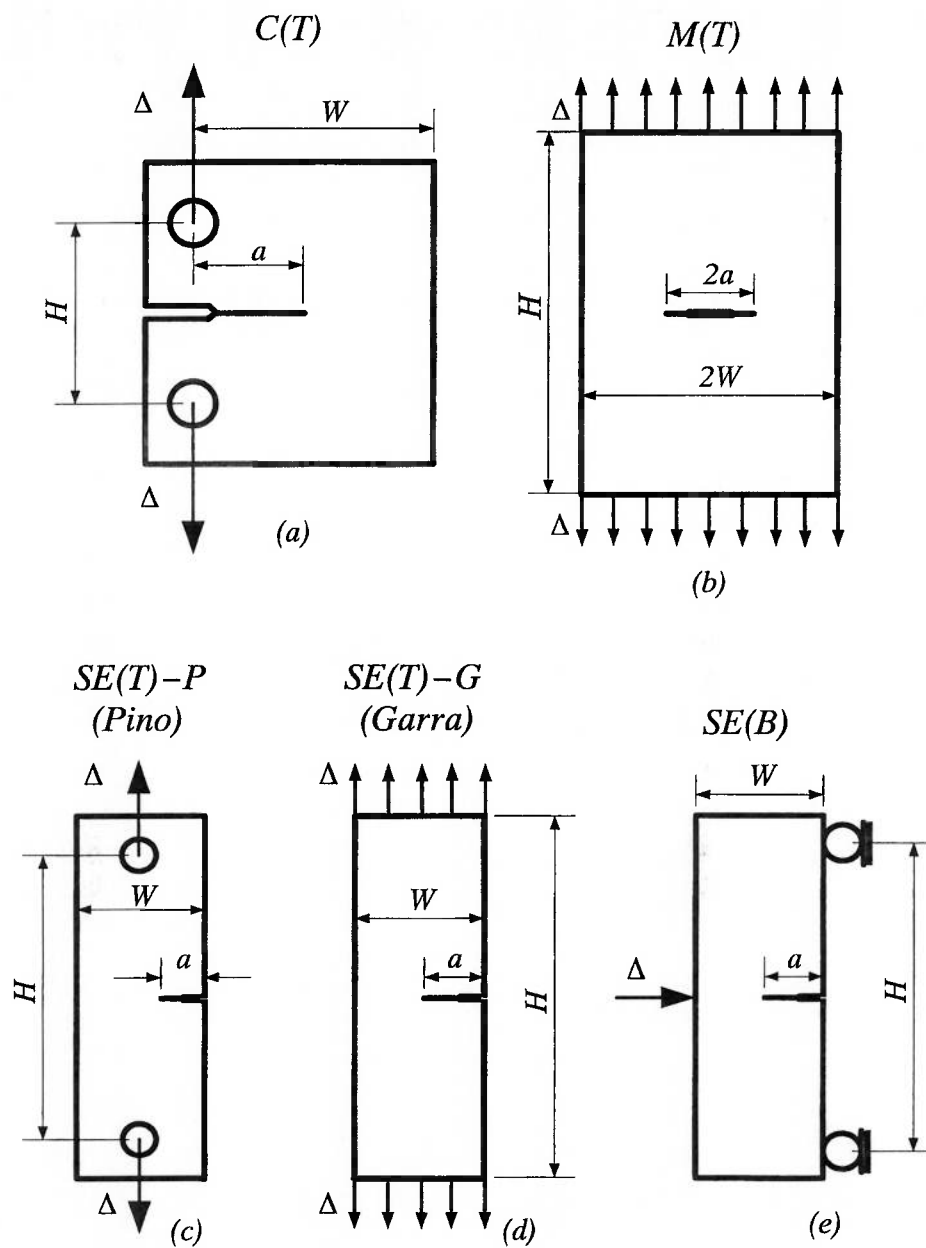


Figura 16 Geometrias dos Corpos de Provas, a) C(T); b) M(T); c) SE(T), fixação por pino; d) SE(T), fixação por garra; e) SE(B).

4.2 Dutos Trincados

Com o fim de estudar os efeitos das dimensões e geometria dos dutos sobre a triaxialidade de tensões na ponta da trinca foram construídos diferentes modelos de dutos com trinca longitudinal. As dimensões principais dos dutos podem ser observadas na Fig. 17. Consideraram-se diferentes relações entre profundidade da trinca e espessura de parede do duto, $a/t=0,1, 0,25$ e $0,5$. Também estudaram-se diferentes relações entre espessura de parede e diâmetro, $D/t=20, 40$ e 60 . Estas geometrias representam casos comuns de dutos de alta pressão e alta resistência com diâmetro grande e parede delgada. Em todos os modelos a espessura de parede foi de $t=12,7$ mm ($1/2''$) e os diâmetros considerados foram $D=254$ mm ($10''$), 508 mm ($20''$) e 762 mm ($30''$). Na Tabela 2 estão detalhadas as dimensões absolutas dos dutos considerados nas análises.

D	a	t
254	1,27; 3,175; 6,35	12,7
508	1,27; 3,175; 6,35	12,7
762	1,27; 3,175; 6,35	12,7

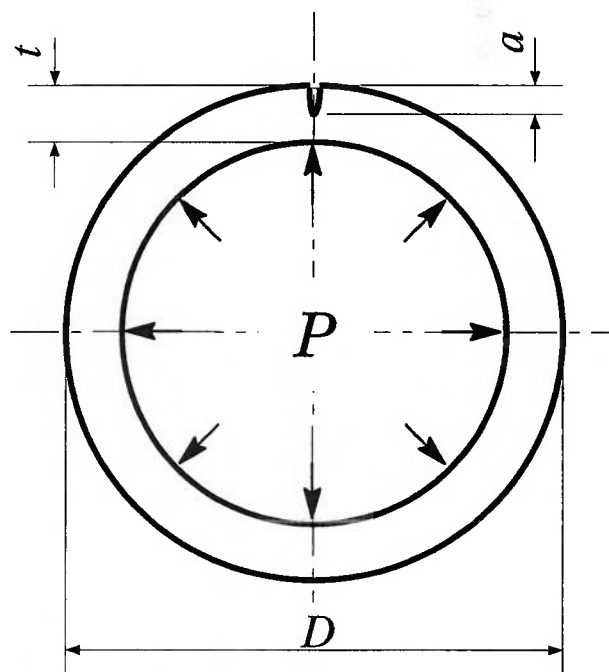


Figura 17 Dimensões características dos dutos analisados.

Os modelos dos dutos foram construídos com as dimensões apresentadas na Tabela 2 porque são dimensões típicas que a indústria brasileira produz para oleodutos e

gasodutos. Foi solicitado à CONFAB (uma das principais fábricas de dutos com junta soldada para transporte de petróleo do Brasil) que fornecesse as dimensões dos dutos que majoritariamente eram produzidos na fábrica de Pindamonhangaba [36]. Nessa data, a fábrica produzia quase exclusivamente dutos de 508 mm (20") de diâmetro externo e 12,7 mm (1/2") de espessura. Portanto, decidiu-se usar estas dimensões para as análises e variar em 10 polegadas para acima e para abaixo o diâmetro externo para poder estudar o efeito da relação D/t sobre as trajetórias $J-Q$. Cabe destacar que, sendo as dimensões consideradas representativas de dutos construídos na CONFAB com junta soldada, por estar fora do alcance desta dissertação as análises executadas neste trabalho não incluem os efeitos da junta soldada.

4.3 Análise Não-Linear Através do Método de Elementos Finitos

Um importante ingrediente na metodologia implementada neste trabalho é a análise e simulação numérica de um problema computacionalmente complexo e fortemente não linear como é a análise do campo de tensões de um sólido com comportamento elasto-plástico contendo trincas ou fissuras. A solução numérica de problemas não lineares em mecânica do contínuo possui relação direta com a habilidade dos algoritmos numéricos em discretizar e integrar espacialmente as equações que governam o fenômeno combinada com o desempenho e capacidade de processamento. Em particular, a aplicação do método de elementos finitos na solução estática e dinâmica de sistemas estruturais não lineares requer massivos recursos computacionais e algoritmos eficientes para a solução dos sistemas de equações de forma rápida e econômica.

Os modelos numéricos estudados neste trabalho foram executados no código de elementos finitos WARP3D [37] implementado em estações de trabalho Silicon Graphics Octane R12000 e estações Pentium Xeon Dell de alto desempenho. WARP3D foi concebido para a solução de problemas 3D utilizando massivos recursos computacionais, tais como modelagem numérica não linear (elasto-plástica) de sólidos 3D contendo trincas. A sua arquitetura interna utiliza alguns dos algoritmos mais avançados para a solução das equações de equilíbrio não-lineares através de uma formulação iterativa-incremental empregando o método de Newton para eliminação das forças nodais residuais. A característica central do WARP3D envolve a solução das equações de equilíbrio através do método de gradiente conjugado (LPCG) implementado a nível do elemento (processamento elemento-por-elemento (EPE)). No entanto, devido aos modelos executados neste trabalho, WARP3D apresentou melhor desempenho quando as matrizes foram resolvidas utilizando o solver esparsa direto (*direct sparse solver*). Isto é porque os modelos em estado plano de deformações não possuem uma grande quantidade de elementos (1500~2000) e a quantidade de elementos em uma das suas dimensões (z)

é muito menor que nas outras (x e y) o qual não permite que as características do método do gradiente conjugado sejam aproveitadas. WARP3D apresenta um excelente desempenho na solução de matrizes utilizando o solver esparsa direto porque conta com algoritmos altamente otimizados para diferentes plataformas (Alpha, SGI, PC, e outras) o que permite um máximo aproveitamento dos recursos de *hardware* disponíveis.

Outras características importantes do WARP3D são: (1) Incorpora a modificação do \bar{B} sugerida por Hughes [38] para reduzir o travamento característico dos elementos hexaédricos de 8 nós com integração completa. Os termos volumétricos da matriz que relaciona as deformações com os deslocamentos nos pontos de integração gaussianos são substituídos por um grupo de termos volumétricos que produzem tensões médias uniformes no elemento (veja Nagtegaal, *et. al.* [39]). (2) Computa automaticamente os valores da integral J por meio de um método de integral de domínio [40, 41].

4.4 Modelos de Elementos Finitos

Usando o módulo de modelagem do software Patran [42], foram construídos modelos de elementos finitos em estado plano de deformações simulando as diversas geometrias dos espécimes de fratura e dutos com defeitos considerados na matriz de análise das seções 4.1 e 4.2. As Figs. 18 e 19 apresentam alguns dos modelos de elementos finitos construídos para as análises. Nas figuras, H é a distância entre os pontos de aplicação do carregamento, W é a largura do espécime e t é a espessura de parede do duto (veja Figs. 16 e 17). Foram aproveitadas as condições de simetria destes modelos; para as geometrias C(T), SE(B), SE(T) e dutos modelou-se somente metade do corpo de prova e para a geometria M(T) modelou-se um quarto do espécime.

Para obter uma boa descrição do campo de tensões e deformações na região na frente da trinca, foi usada uma malha muito refinada em todos os modelos construída por anéis focais centrados na ponta da trinca. Um pequeno raio ($\rho=0,0025$ mm) simulando o arredondamento inicial da trinca foi utilizado para modelar a sua ponta (veja Fig. 20). Este arredondamento inicial na ponta da trinca evita problemas numéricos na computação das tensões e deformações nas vizinhanças e, ao mesmo tempo, acelera a convergência dos algoritmos de plasticidade durante o estágio inicial de arredondamento.

Para que os campos de tensões e deformações obtidos possam ser comparados o detalhamento da malha na ponta da trinca é igual em todos os modelos (dutos e corpos de provas). A malha para o modelo C(T) com $a/W=0,6$ está composta por 2600 nós e 1202 elementos 3D de 8 nós com restrições impostas em cada nó para restringir os

deslocamentos na direção x_3 e simular o estado plano de deformações. As malhas para os demais espécimes possuem arranjos similares com detalhamento idêntico na região da ponta da trinca. Os modelos de elementos finitos dos espécimes são carregados por imposição de deslocamentos para melhorar a convergência numérica. No caso dos dutos com defeito longitudinal o carregamento é imposto por pressão aplicada nas faces dos elementos que formam a superfície interna do duto. O duto de 508 mm (20") de diâmetro exterior e $a/t=0,1$ da Fig. 19 possui 3970 nós e 1770 elementos 3D de 8 nós com restrições impostas em cada nó ($w=0$) para simular o estado plano de deformações. As malhas para os demais dutos com defeito possuem arranjos similares.

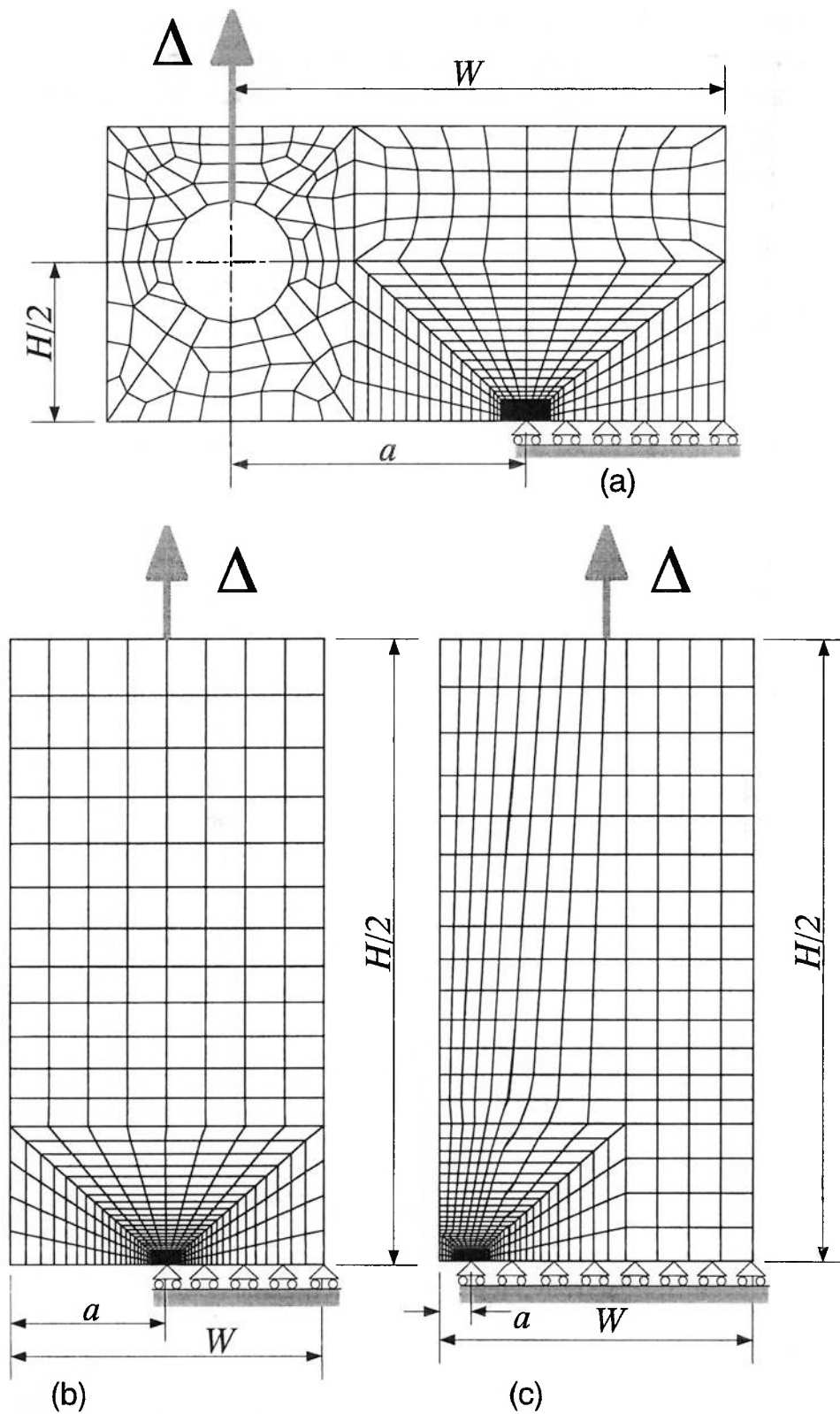


Figura 18 Alguns dos modelos de elementos finitos dos corpos de provas, (a) C(T) com $a/W=0,6$, (b) SE(T) com $a/W=0,5$ e fixação por pinos, (c) SE(T) com $a/W=0,1$ e fixação por pinos.

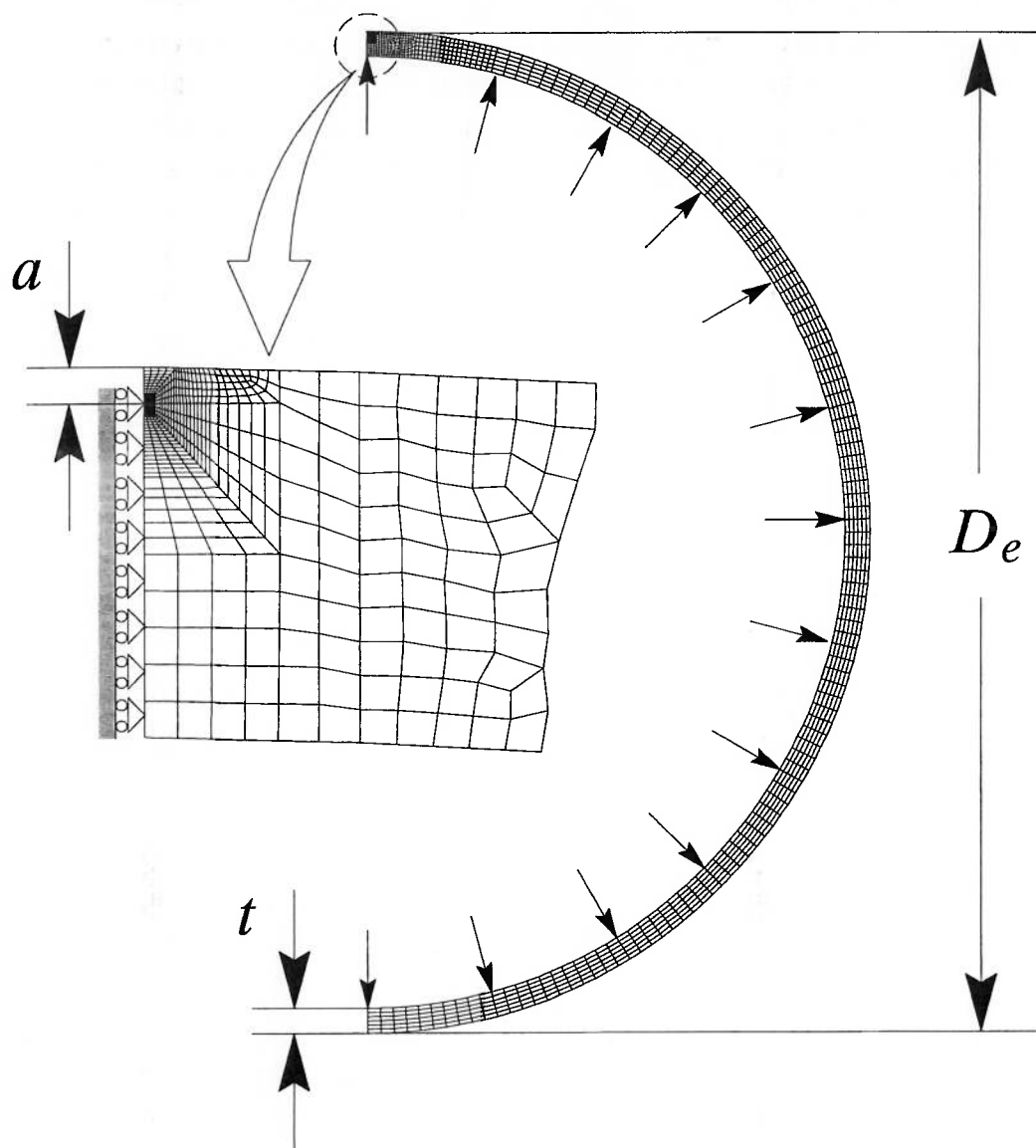


Figura 19 Modelo de elementos Finitos de um duto de 508 mm (20") de diâmetro exterior e 12,7 mm (1/2") de espessura de parede.

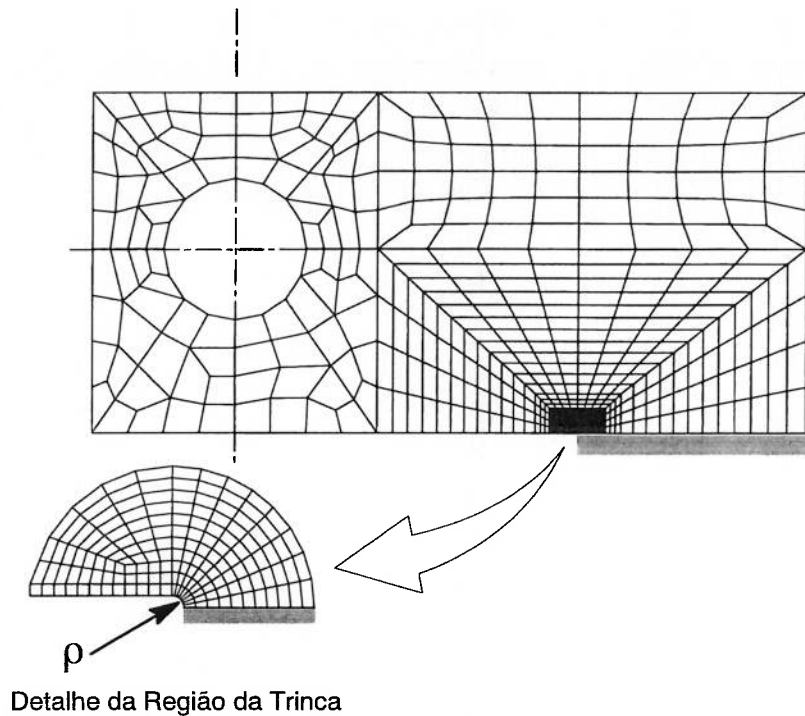


Figura 20 Detalhe da ponta da trinca arredondada construída com anéis focais centrados na mesma.

4.5 Modelos Constitutivos

O modelo constitutivo utilizado no presente trabalho segue uma teoria de pequenas deformações e algoritmo de plasticidade de Mises. As soluções numéricas dos modelos utilizam uma lei exponencial para caracterizar a resposta a tração uniaxial real do material na forma

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0}, \quad \varepsilon \leq \varepsilon_0$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n, \quad \varepsilon > \varepsilon_0 \quad (28)$$

Na eq.(28), n denota o expoente que caracteriza o encruamento do material, σ_0 e ε_0 são as tensões e deformações de referência (escoamento) respectivamente. As análises de elementos finitos consideram propriedades de materiais representativos de uma ampla gama de materiais estruturais e de vasos de pressão: $n=5$ ($E/\sigma_0=800$), $n=10$ ($E/\sigma_0=500$), $n=20$ ($E/\sigma_0=300$) com $E=206000$ MPa e $\nu=0.3$. As respostas

tensão-deformação (verdadeiras) destes materiais estão representadas na Fig. 21. Esta faixa de propriedades também reflete a tendência à diminuição no encruamento com o aumento da tensão de escoamento no material (comportamento característico de aços ferríticos).

Além do material com resposta tensão-deformação exponencial foi considerado um modelo de material bi-linear. No entanto este modelo não é usado nas análises porque a sua resposta não foi satisfatória em alguns casos como será apresentado na seção 5.2. O modelo de material bi-linear segue uma representação da curva tensão-deformação uniaxial do material na qual tanto a sua parte elástica como a plástica são representadas por linhas retas de diferente inclinação como representado na Fig. 22.

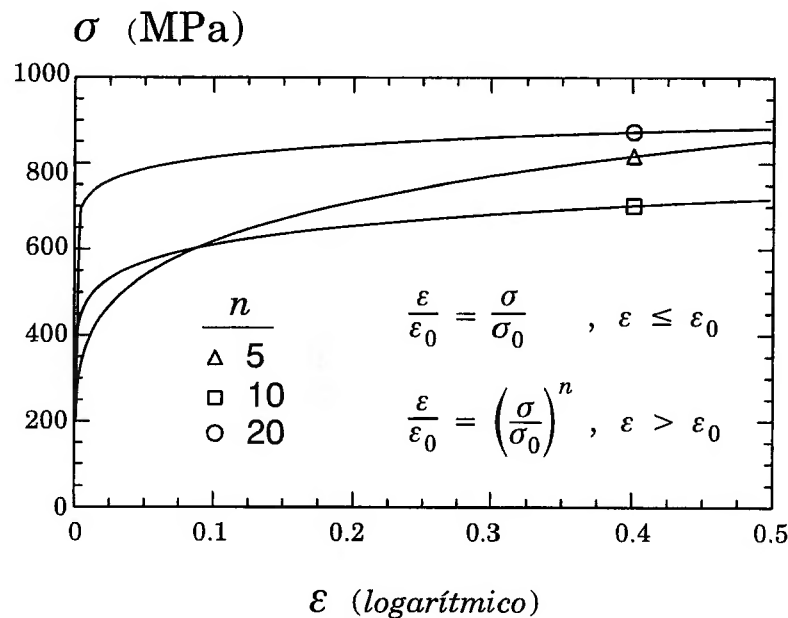


Figura 21 Curvas tensão-deformação verdadeira dos diferentes materiais considerados.

4.6 Obtenção de Curvas $J-Q$

A geração das trajetórias $J-Q$ para a geometria sob análise é definida simplesmente através da diferença entre os valores das tensões de abertura (Modo I de carregamento) para o componente estrutural ou corpo de prova e a solução de referência (modelo BL) obtidas a uma distância pré-especificada da ponta da trinca para cada valor do carregamento na geometria considerada. A Fig. 23 apresenta uma distribuição de tensões de abertura (σ_{22} no presente exemplo) característica de um componente estrutural pré-trincado. As curvas sólidas do gráfico representam a variação da tensão σ_{22} normaliza-

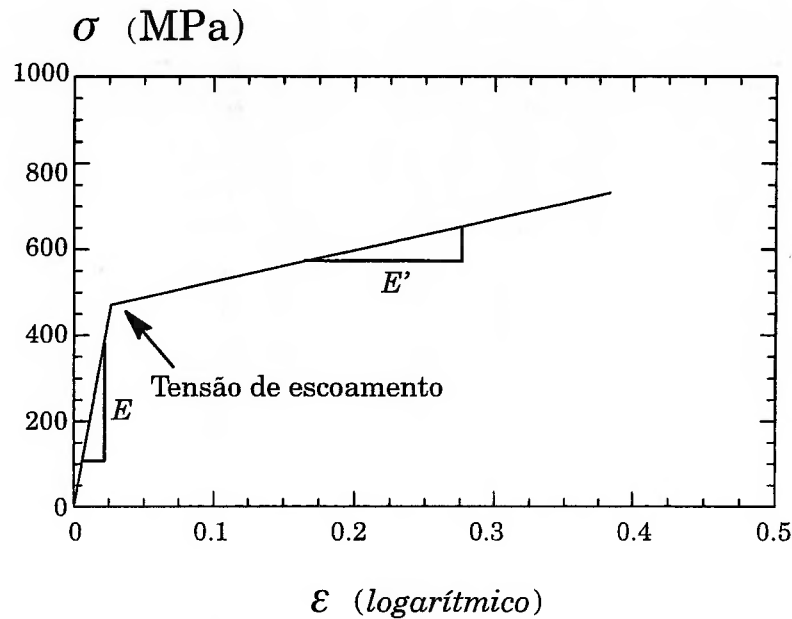


Figura 22 Curva tensão–deformação para o material bi-linear.

da pela tensão de referência ou de escoamento (σ_0) do material em função da distância da ponta da trinca normalizada por J/σ_0 para diferentes valores de carga medida pela Integral J . A curva tracejada corresponde à distribuição de tensões para uma chapa infinita obtida através da análise do modelo Camada de Contorno Limite (*boundary layer, BL*); como introduzido anteriormente, este modelo representa a condição de um campo de alta triaxialidade adotado como solução referência.

Dentro do contexto metodológico definido pela teoria J - Q , o parâmetro Q é operacionalmente calculado como (ver seção 3.5)

$$Q \equiv \frac{(\sigma_{22})_{FB} - (\sigma_{22})_{BL}}{\sigma_0}, \quad \text{para } \theta = 0, r/(J/\sigma_0) = \lambda \quad (29)$$

onde o subscrito FB denota o componente estrutural ou amostra laboratorial e BL denota a chapa infinita representada pelo modelo BL . Em geral, o parâmetro Q é avaliado convencionalmente para $\lambda = 2$, embora outros valores de λ possam ser utilizados como será mostrado detalhadamente nos capítulos 5 e 6. Para automatizar a obtenção das curvas J - Q foi desenvolvido o código JQCRACK [43] que processa as tensões obtidas dos modelos numéricos, resolve a eq.(29) para cada estágio de carregamento e salva em um arquivo de texto os valores computados do parâmetro Q .

0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99

CURVAS $J-Q$ PARA DIFERENTES ESPÉCIMES PRÉ-TRINCADOS

5

Neste capítulo são descritos os resultados obtidos para os modelos de corpos de prova indicados no capítulo 4. A atenção principal é dada ao estudo das condições de fratura das configurações já mencionadas em termos das trajetórias $J-Q$. A apresentação é focalizada na consideração das análises numéricas nos espécimes para comparar a evolução da força motriz na frente da trinca com o aumento da deformação nos diferentes espécimes, materiais e condições de carregamento.

Durante as análises destes modelos, observou-se a forte dependência das curvas $J-Q$ para corpos SE(T) sobre a forma de fixação. Portanto, resolveu-se ampliar as análises para este tipo de geometria. Foram analisados os efeitos da relação profundidade de trinca *vs.* espessura (a/W), relação comprimento *vs.* largura (H/W) e modo de fixação (fixação por pino *vs.* fixação por garra). No Capítulo 7 são apresentadas as curvas $J-Q$ dos modelos SE(T) analisados.

5.1 Validação dos Modelos

Uma vez construídos os modelos numéricos das diferentes geometrias foram conduzidas algumas comprovações para evitar a existência de erros na execução das análises. Além das verificações de rotina para verificar as incidências e condições de contorno, foi executada uma análise linear elástica nos modelos para verificar se os valores computados de J eram equivalentes ao fator de intensificação de tensões K_I ($J = K_I^2/E'$) [10]. Estes valores computados de K_I foram comparados com soluções analíticas existentes na literatura [44]. Entre os valores das soluções da bibliografia e os computados para os modelos numéricos, admitiu-se uma diferença percentual máxima de 5%.

5.2 Efeito de Grandes Deformações e do Modelo Constitutivo

A construção das trajetórias $J-Q$ para o corpo finito em cada estágio de carregamento pressupõe a resolução da eq.(26). O procedimento não impõe, em princípio, nenhum tipo de restrição sobre a descrição constitutiva do material ou formulação numérica de plasticidade e de deformações. Desta forma, para descrever com maior precisão o

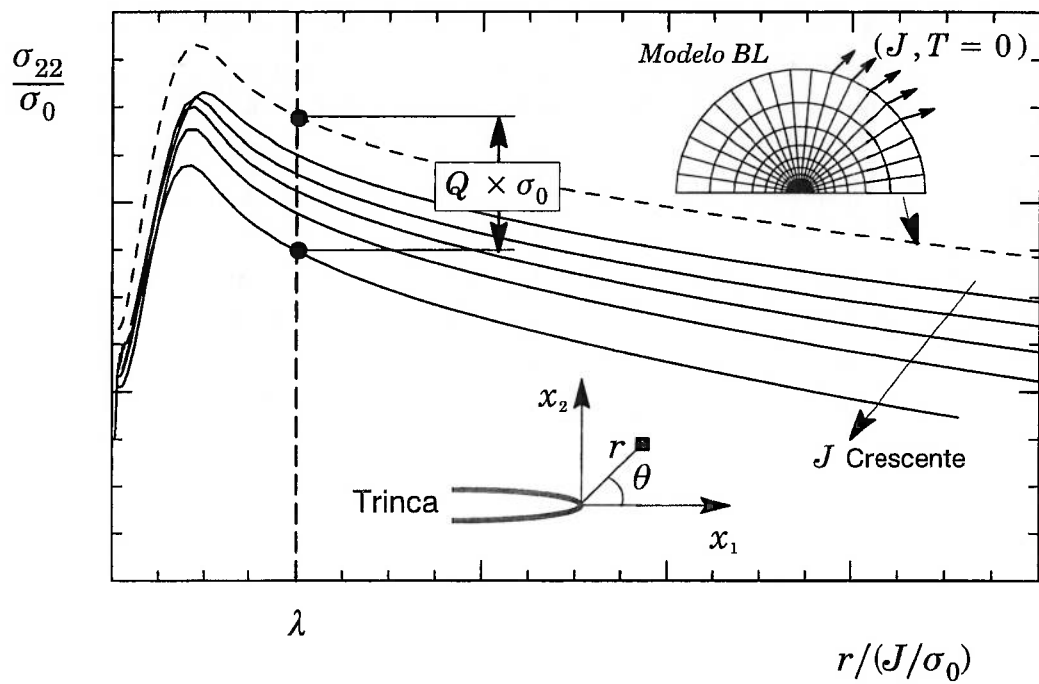


Figura 23 Distribuição de tensões na região da ponta da trinca para diferentes níveis de carregamento e comparadas com a solução referência.

campo elasto-plástico de tensões na região da trinca, podem ser utilizadas formulações incrementais de plasticidade incorporando grandes deformações. Na Fig. 24 são comparadas curvas J - Q obtidas usando formulação de grandes e pequenas deformações para corpos de provas C(T) com $a/W=0,6$ e SE(T)-P com $a/W=0,1$ e $H/W=4$. Os resultados obtidos apresentam diferenças bastante pequenas. Entretanto a utilização de grandes deformações limita severamente o nível máximo de deformação $J/(b\sigma_0)$ aplicado no espécime uma vez que ocorrem problemas de convergência numérica inviabilizando as análises. Conseqüentemente as análises apresentadas neste trabalho (espécimes e dutos) utilizam pequenas deformações devido à sua maior simplicidade e influência desprezível sobre a determinação das curvas J - Q .

Outro efeito considerado foi dos modelos constitutivos apresentados na seção 4.5. Foram executadas análises usando modelo constitutivo bi-linear para comparação com o modelo exponencial. Na Fig. 25 são comparadas as curvas J - Q obtidas usando modelo tensão-deformação seguindo uma lei exponencial e o modelo tensão-deformação com resposta bi-linear para corpos de provas C(T) com $a/W=0,6$ e SE(T)-P com $a/W=0,1$ e $H/W=4$. Pode-se observar que as curvas J - Q são praticamente iguais no caso do modelo C(T) mas no modelo SE(T) as diferenças na forma das curvas são consideráveis. Também evidencia-se que o modelo exponencial tem uma resposta mais realista que o modelo bi-linear já que apresenta uma evolução da curva J - Q mais constante. Isto suporta o uso do modelo exponencial nas análises executados neste trabalho.

5.3 Distribuição de Tensões na ponta da Trinca

Para apreciar claramente como a geometria e modo de carregamento influem na distribuição de tensões na frente da trinca, as Figs. 26-27 comparam as tensões de abertura (σ_{22}) de um corpo de prova C(T) com $a/W=0,6$ (característico de uma geometria com alta restrição na ponta da trinca) e um espécime SE(T) com $a/W=0,1$ (representativo de uma configuração de baixa restrição na ponta da trinca). As tensões foram obtidas a valores iguais de carregamento medido por J . No caso da Fig. 26 o carregamento foi pequeno, $J=11 \text{ KJ}/\text{m}^2$, e no caso da Fig. 27 o carregamento foi bastante mais elevado, $J=170 \text{ KJ}/\text{m}^2$. Pode-se observar que na Fig. 26 (carregamento pequeno) a diferença entre as tensões de abertura é significativamente menor que a diferença nas tensões da Fig. 27 (carregamento elevado). Na Fig. 27, as tensões de abertura diferem consideravelmente entre o espécime C(T) e o SE(T), é que as tensões no espécime C(T) têm-se mantido ou aumentado em relação à figura anterior enquanto que no espécime SE(T) as tensões têm diminuído apreciavelmente. Esta diminuição nas tensões do espécime SE(T) indica que esta geometria passou da

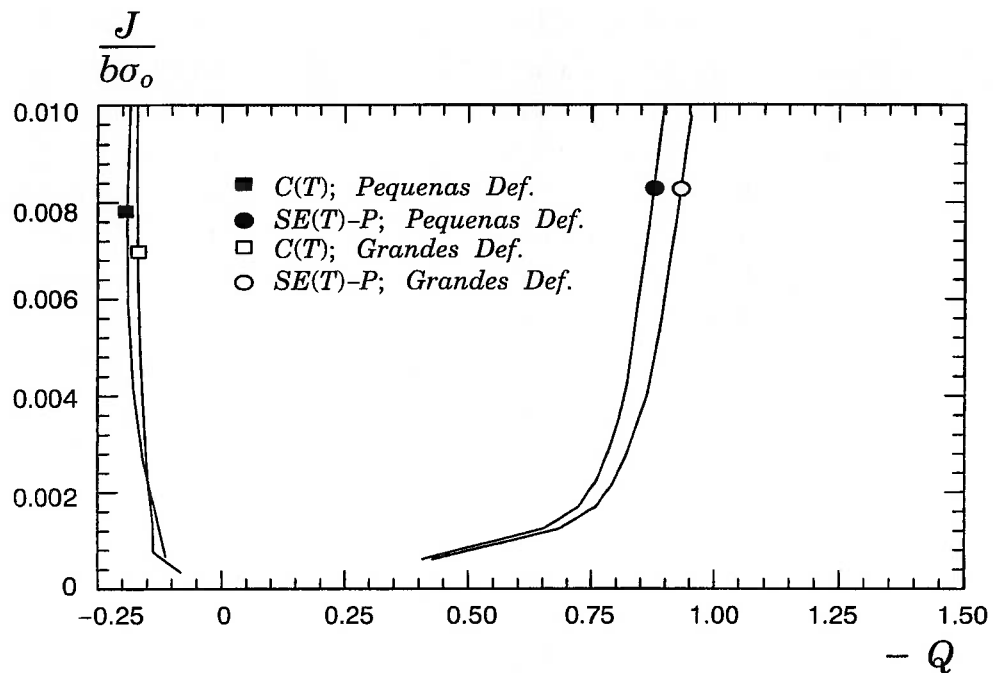


Figura 24 Comparação de curvas $J-Q$ com e sem considerar grandes deformações.

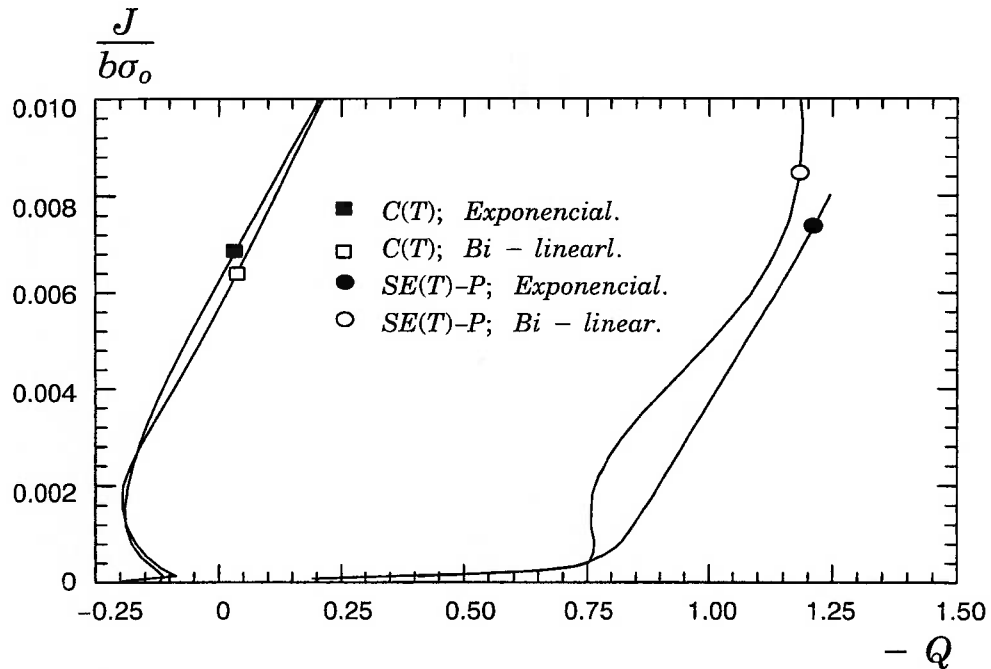


Figura 25 Comparação de curvas $J-Q$ usando modelo bi-linear e exponencial.

condição de escoamento em pequena escala (SSY) para a condição de escoamento em grande escala (LSY) com a conseqüente perda de restrição na ponta da trinca (veja seção 3.1).

Os valores do parâmetro Q obtidos neste capítulo caracterizam a perda de restrição na ponta da trinca quantificando, portanto, a diferença no nível de tensões entre um corpo com dimensões finitas e a solução referência apresentada na seção 3.5. Conseqüentemente, e como será visto na seção seguinte, os valores do parâmetro Q obtidos para o espécime C(T) serão comparativamente pequenos devido a esta geometria não ter apresentado uma diminuição apreciável nas tensões (Figs. 26–27). Em contraste, os valores computados de Q para a geometria SE(T) serão fortemente negativos, principalmente para níveis elevados de deformação ($J/(b\sigma_0)$), indicando uma diminuição importante nas tensões de abertura.

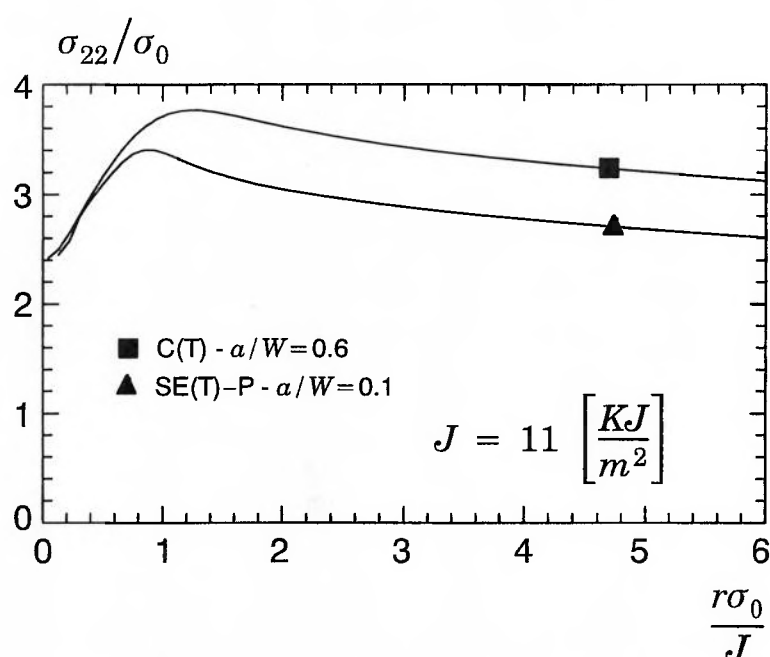


Figura 26 Comparação das tensões de abertura para o mesmo carregamento aplicado entre um espécime C(T) com $a/W=0,6$ e um espécime SE(T) com $a/W=0,1$; material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

5.4 Curvas J - Q para Diferentes Espécimes

Nas Figs. 28–31 são apresentados resultados chave que caracterizam os efeitos gerais da geometria do espécime, modo de carregamento e propriedades dos materiais sobre as trajetórias J - Q de espécimes comumente usados em ensaios à fratura. Nos gráficos, o parâmetro Q é definido pela eq.(26) com a distância normalizada na frente da trinca $r = 2J/\sigma_0$ enquanto que J é normalizado por $b\sigma_0$ com b denotando o ligamento remanescente da trinca, $W-a$ (notar que nas figuras são desenhados $J/b\sigma_0$ vs. $-Q$ para manter as escalas positivas).

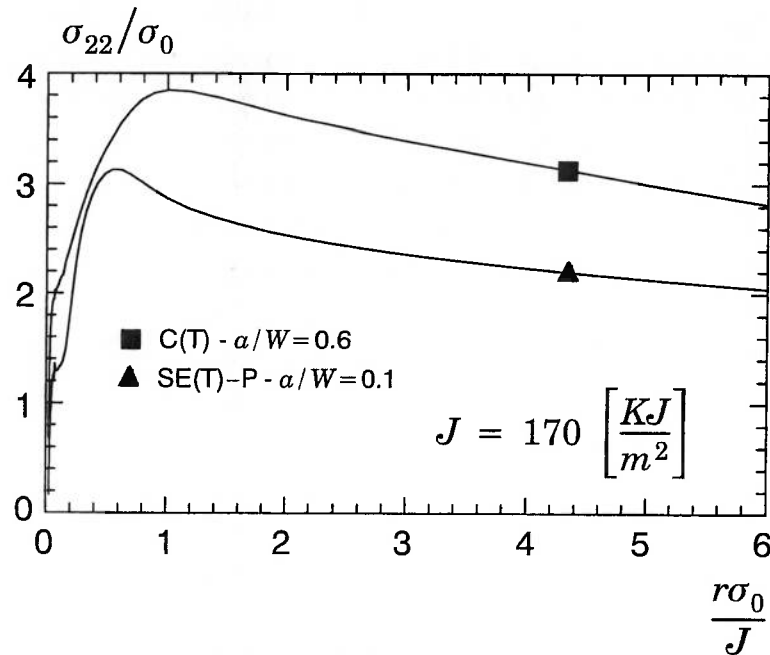


Figura 27 Comparação das tensões de abertura para o mesmo carregamento aplicado entre um espécime C(T) com $a/W=0,6$ e um espécime SE(T) com $a/W=0,1$; material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

Para cada material ($n=10$ com $E/\sigma_0=500$, $n=5$ com $E/\sigma_0=800$, $n=20$ com $E/\sigma_0=300$), a evolução de Q com o avanço do carregamento depende fortemente da geometria do espécime. Considerando o espécime C(T) com trinca profunda nas Figs. 28–30 ($n=10$, $n=5$ e $n=20$) o parâmetro Q é positivo para baixos valores de carregamento e gradualmente toma valores negativos conforme J aumenta (Embora permaneça com valores de Q próximos de zero para toda a faixa de materiais e carregamentos considerados). Em todos estes gráficos, para os espécimes SE(B) com trinca profunda e SE(T) também com trinca profunda, fixação por pino e relação $H/W=4$, as trajetórias $J-Q$ obtidas são relativamente similares; este efeito é mais pronunciado nos espécimes com material com alto encruamento ($n=5$). Em contraste, o espécime M(T) apresenta valores fortemente negativos do parâmetro Q ($Q < -0,75$), imediatamente após um baixo carregamento, para todos os valores de encruamento considerados.

A Fig. 31 apresenta resultados adicionais dos espécimes SE(B), SE(T)-P e M(T) mostrando os efeitos da profundidade da trinca nas trajetórias $J-Q$ com material $n=10$ e $E/\sigma_0=500$. O efeito da relação a/W é particularmente significativo nos espécimes SE(B) e SE(T); os valores obtidos do parâmetro Q para a relação $a/W=0,1$ são altamente negativos já para baixos níveis de J aplicado. No entanto, para os espécimes M(T) a relação a/W não produz efeitos significativos; neste caso as trajetórias $J-Q$ não

apresentam sensibilidade à dimensão da trinca; e o parâmetro Q é fortemente negativo para qualquer relação a/W de trinca.

O fato que as geometrias estudadas apresentem curvas $J-Q$ muito diferentes indica que estas geometrias apresentarão comportamentos a fratura também diferentes. Cada uma destas geometrias pode representar estruturas ou componentes estruturais em serviço submetidos a diferentes condições de carregamento. Considerando isto, surge novamente a questão elaborada no capítulo 2 na qual os valores de resistência à fratura obtidos de um espécime convencional (C(T) ou SE(B) com trinca profunda) não podem ser diretamente aplicados a estruturas com geometrias e modos de carregamento diversos.

Os gráficos apresentados indicam que as propriedades do material não têm grande influência nas curvas $J-Q$ obtidas. Isto pode ser explicado considerando as propriedades dos materiais adotadas nas análises. Os materiais considerados têm baixo encruamento ($n=20$) quando a tensão de escoamento é alta ($E/\sigma_0=300$) e alto encruamento ($n=5$) quando a tensão de escoamento é baixa ($E/\sigma_0=800$) portanto, pode-se deduzir que a diminuição numa delas é compensada pelo aumento na outra.

Os gráficos apresentados não incluem detalhes de todos os modelos executados (veja capítulo 4), para evitar repetições desnecessárias. Somente para a geometria SE(T) foi incluso um número maior de resultados conforme serão apresentados no capítulo 7.

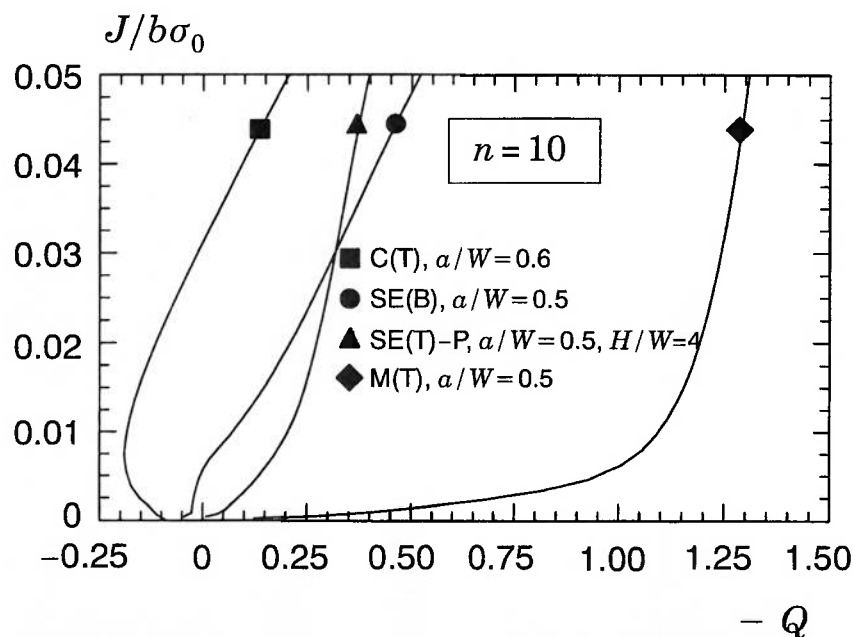


Figura 28 Curvas $J-Q$ dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

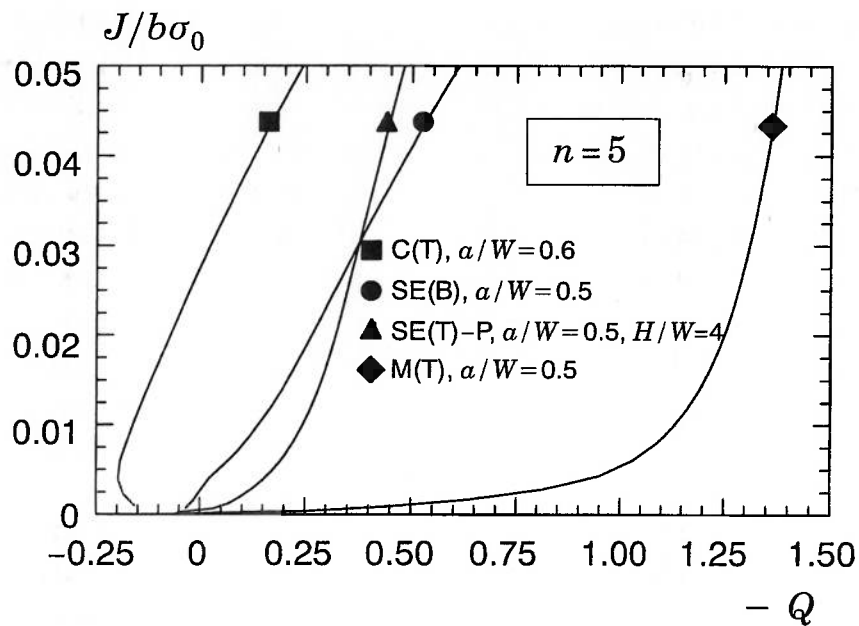


Figura 29 Curvas $J-Q$ dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=5$ e $E/\sigma_0=800$.

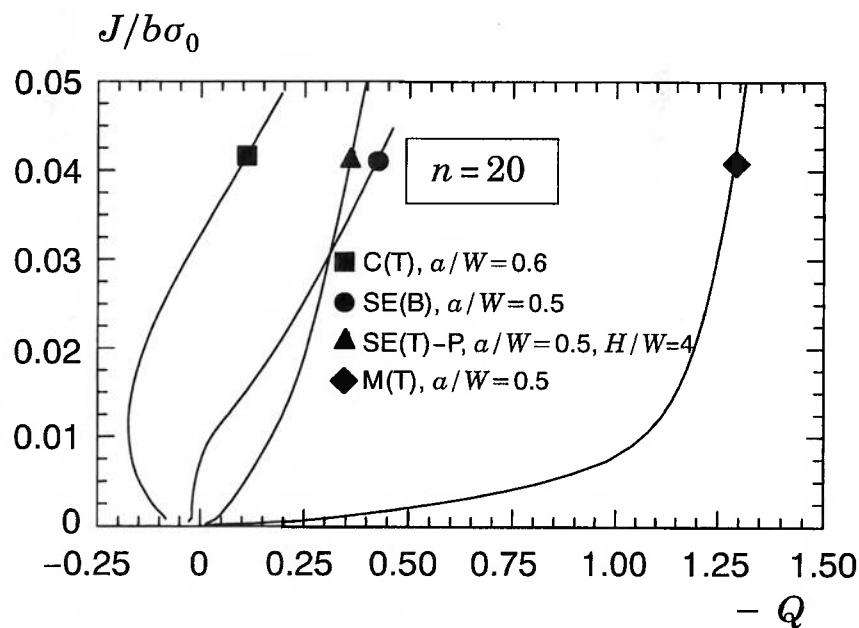


Figura 30 Curvas $J-Q$ dos diferentes espécimes com trinca profunda, material: $n=20$ e $E/\sigma_0=300$.

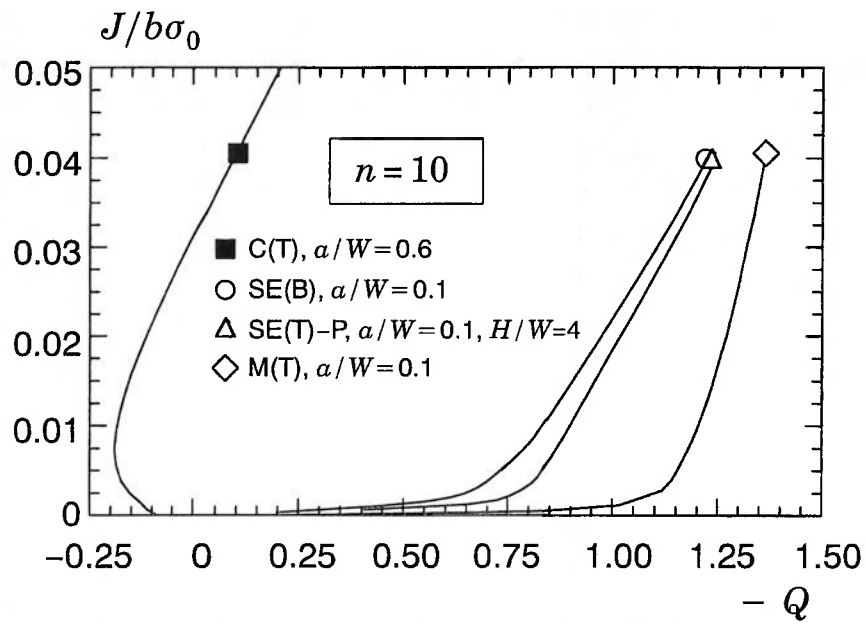


Figura 31 Curvas J - Q dos espécimes SE(B), SE(T) e M(T) com trinca rasa, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

5.5 Estudo da variação do Parâmetro Q com o Raio Adimensional

Por conveniência, os valores de Q para as curvas J - Q das Figs. 28–31 foram obtidos a uma distância $r = 2J/\sigma_0$. Desde que o parâmetro Q é uma medida do desvio do campo de tensões de um corpo com dimensões finitas em relação a um campo SSY referência, é importante examinar a variação do parâmetro que quantifica esse desvio em função da distância à ponta da trinca normalizada. Para isto realizaram-se novas análises nas quais, para um carregamento dado, foi variado o raio adimensional usado para a obtenção do parâmetro Q .

As Figs. 32–38 apresentam valores do parâmetro Q computados para diferentes valores do raio adimensional, $1 \leq r\sigma_0/J \leq 5$, para os diferentes espécimes considerados e material com $n=10$ ($E/\sigma_0=500$) e diferentes valores de deformação. Os valores de Q para os espécimes C(T), SE(B) e SE(T)-P com trinca profunda apresentados nos gráficos das Figs. 32, 36 e 38 exibem uma grande dependência com o raio adimensional conforme a deformação aumenta. Em contraste, as Figs. 33, 34, 35 e 37 revelam que os valores de Q obtidos para os espécimes SE(B) e SE(T) com trinca rasa e para os espécimes M(T) com trinca rasa e profunda ($a/W=0.1$ e 0.5) são praticamente independentes da distância adimensional. Este comportamento somente reflete a interação do campo flexor remoto atuando no ligamento remanescente ($b=W-a$) com o campo de tensões locais, particularmente para valores altos de carregamento, e que produz escoamento generalizado na ponta da trinca. Nos corpos C(T), SE(B) e SE(T) com trinca profunda, o campo remoto de flexão tem um forte efeito sobre a ponta da trinca resultando em tensões menores em regiões afastadas desta. Em todos os espécimes com trinca rasa e para o espécime M(T) este efeito é menos pronunciado embora os valores de Q sejam fortemente negativos já para valores baixos de carregamento.

O fato que em algumas das geometrias estudadas os valores computados do parâmetro Q variem grandemente com o raio adimensional $r\sigma_0/J$, indica que o campo de tensões na frente da trinca não é bem descrito pelos parâmetros escalares J e Q . Já que a definição do parâmetro Q como descritor do nível de triaxialidade de tensões na ponta da trinca é baseada em que este parâmetro quantifica um campo hidrostático constante em uma região microestruturalmente significativa à frente da ponta da trinca $1 \leq r\sigma_0/J \leq 5$. Quando este parâmetro varia grandemente com o raio adimensional, está indicando que o campo hidrostático que descreve não é constante na região microestruturalmente significativa (portanto não sendo corretamente descrito por um só valor do parâmetro Q). Isto evidencia uma limitação da metodologia J - Q , a qual sugere que esta metodologia não é aplicável em geometrias nas quais o campo flexor atuante na frente da trinca é significativo (geralmente geometrias com trinca profunda).

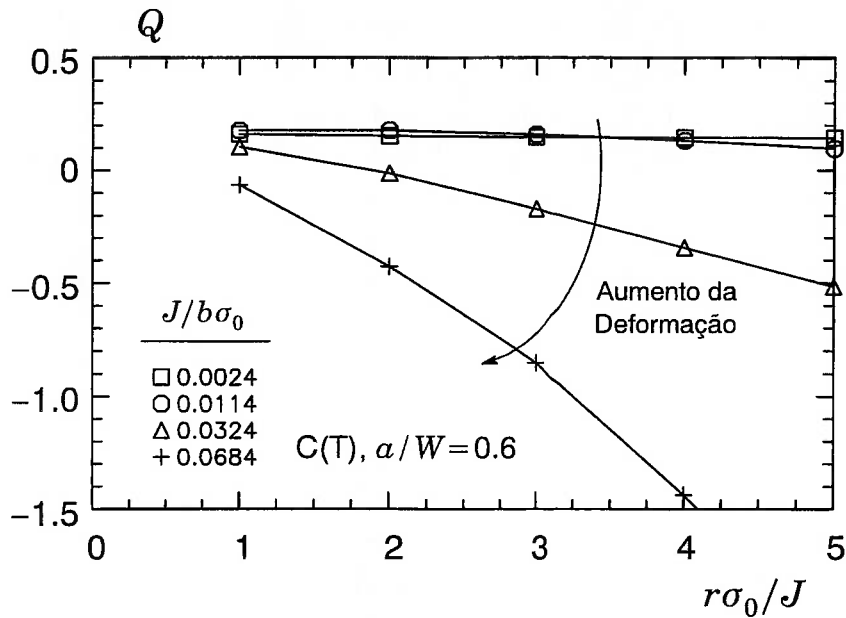


Figura 32 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime $C(T)$, $\alpha/W=0.6$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

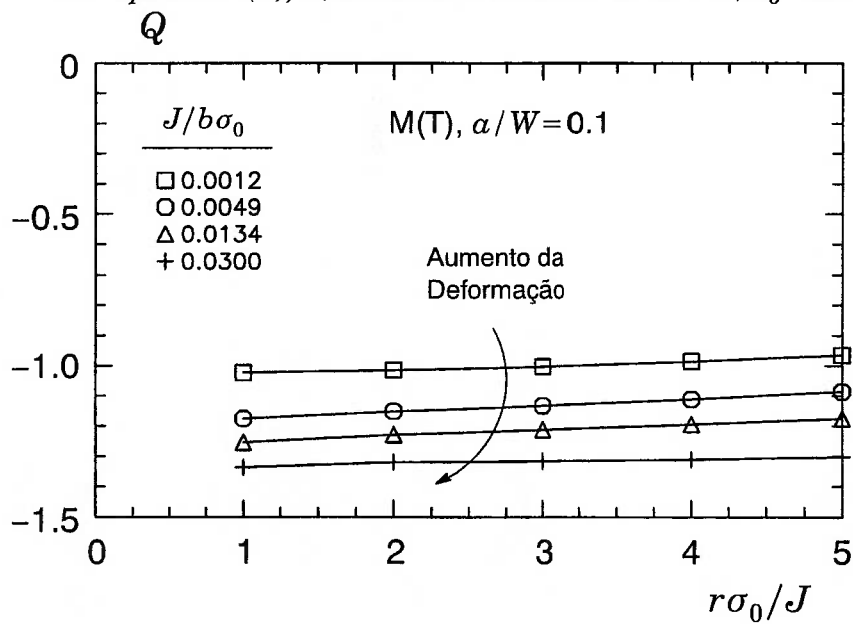


Figura 33 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime $M(T)$, $\alpha/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

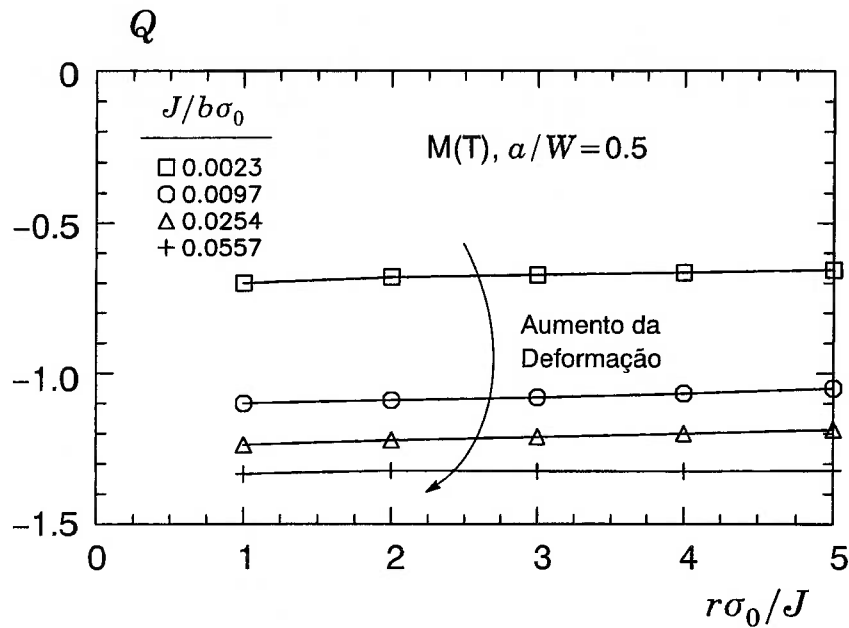


Figura 34 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime $M(T)$, $\alpha/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

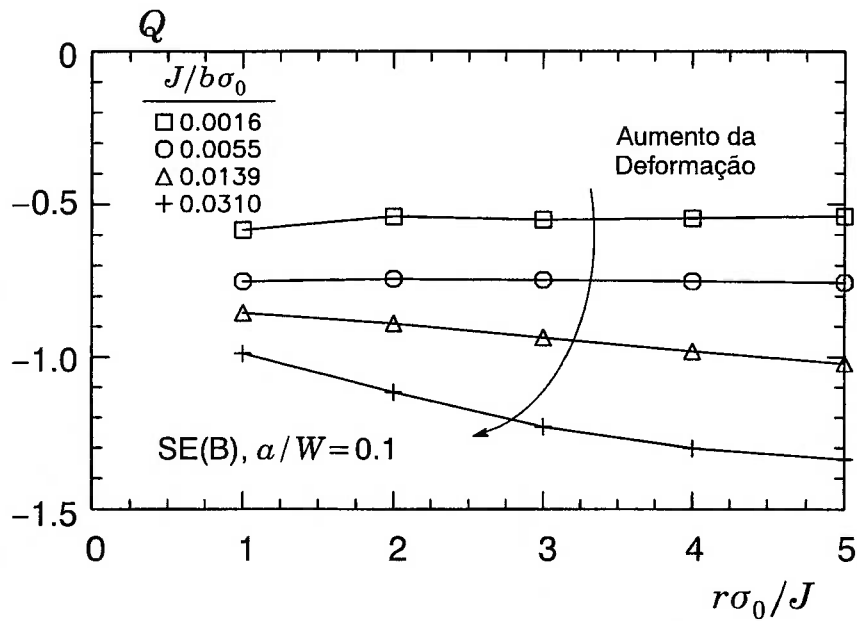


Figura 35 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime $SE(B)$, $\alpha/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

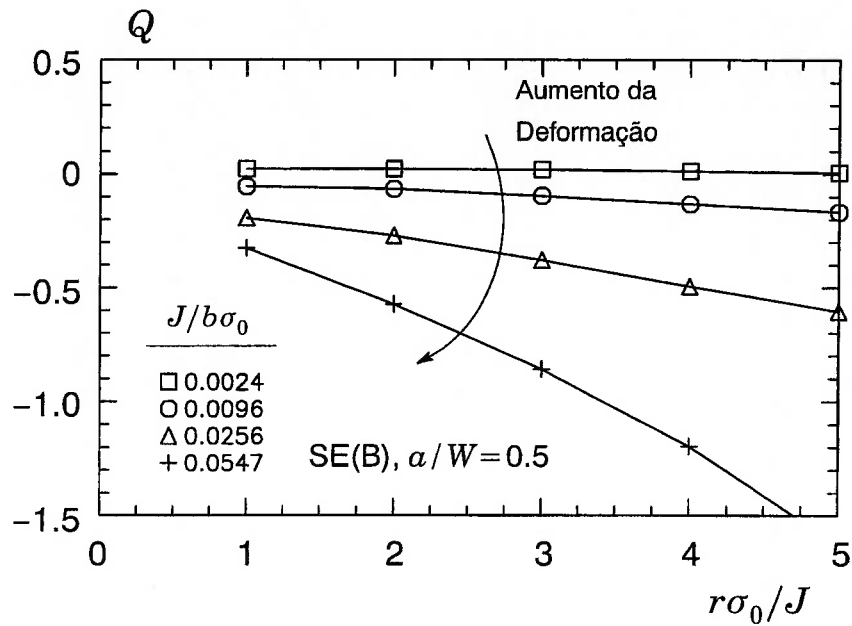


Figura 36 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(B), $a/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

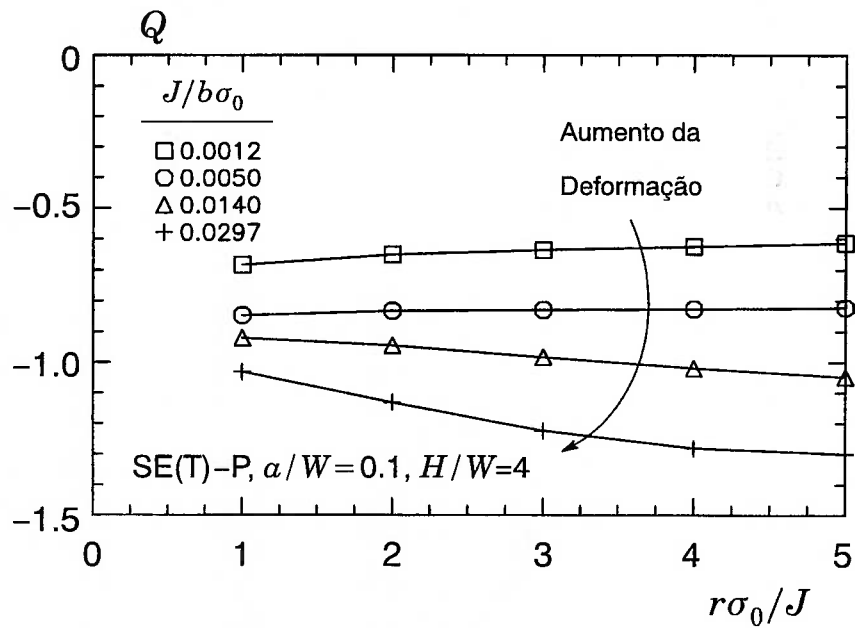


Figura 37 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(T), $a/W=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

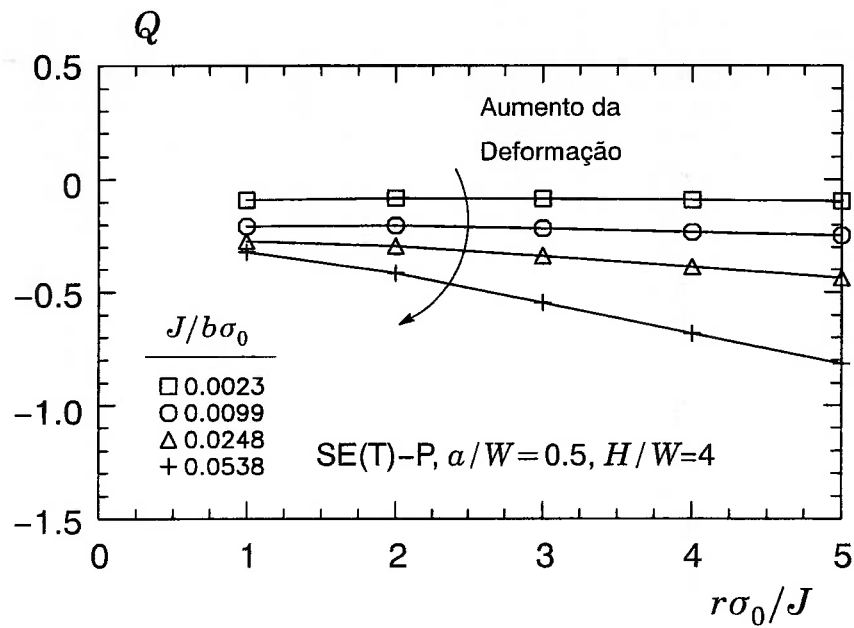


Figura 38 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um espécime SE(T), $a/W=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

CURVAS J - Q PARA DUTOS COM DEFEITOS LONGITUDINAIS

6

Neste capítulo são descritos os resultados obtidos dos modelos de dutos com defeitos longitudinais detalhados no capítulo 4. A atenção principal é dada ao estudo das condições de fratura das configurações já mencionadas em termos das trajetórias J - Q . A apresentação enfoca análises numéricas nos dutos com defeito para comparar a evolução da força motriz na frente da trinca com o aumento da deformação nos diferentes modelos de dutos e materiais. As análises conduzidas com os modelos dos dutos trincados examinam o efeito do material, tamanho da trinca e diâmetro do duto sobre a força motriz na frente da trinca. Estes resultados fornecem suporte para o desenvolvimento de espécimes especificamente projetados para caracterizar a força motriz na frente da trinca de componentes estruturais.

6.1 Curvas J - Q de Dutos

As Figs. 39-43 fornecem a descrição da restrição na ponta da trinca em termos das trajetórias J - Q para os dutos analisados. As Figs. 39-41 apresentam a evolução de J normalizado por $b\sigma_0$ com o parâmetro Q para o duto de 508 mm (20") de diâmetro exterior ($D/t=40$) com diferentes relações profundidade de trinca-espessura e diferentes valores do encruamento para os materiais com ($n=5, 10$ e 20). Para estes gráficos b é o ligamento remanescente ($t-a$) e Q é avaliado sobre a distância adimensional $r = 2J/\sigma_0$. Como pode ser esperado e para todos os materiais considerados, os dutos com trinca rasa exibem uma significativa perda de restrição na ponta da trinca comparados com os dutos com trinca profunda. Esta tendência é similar à apresentada pelos corpos de provas analisados anteriormente (ver Figs. 28-31). Nas Figs. 39-41 pode-se observar que no caso de dutos com trinca rasa ($a/t=0,1$) o efeito das propriedades do material é maior comparado com o efeito das mesmas nos corpos de provas com a mesma relação profundidade de trinca *vs.* largura.

Para examinar o efeito da relação D/t na restrição da ponta da trinca, são consideradas as análises dos dutos com material $n=10$ e $a/t=0,1, 0,5$. As Figs. 42-43 comparam as trajetórias J - Q para as três relações D/t . Para um valor fixo de carregamento aplicado medido por J , o parâmetro Q quase não varia com a relação D/t , particularmente para os modelos de dutos com trinca rasa ($a/t=0,1$). Resultados similares foram obtidos utilizando outras propriedades de materiais, $n=5$ e 20 . As trajetórias J - Q para os dutos com trinca profunda ($a/t=0,5$) exibem uma sensibilidade

algo maior à relação D/t , especialmente para valores altos de J . Pode-se notar que o efeito de D/t é mais significativo na faixa $20 \leq D/t \leq 40$.

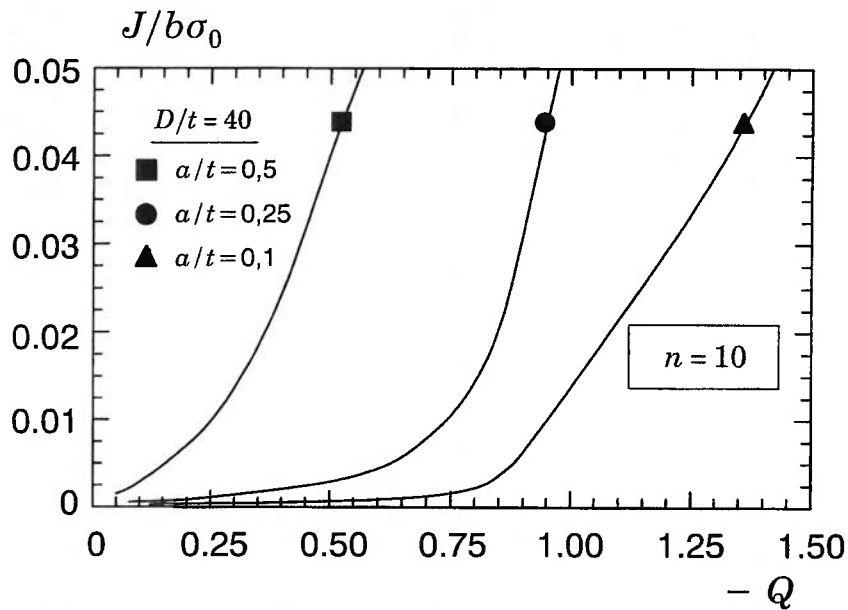


Figura 39 Trajetórias J - Q de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

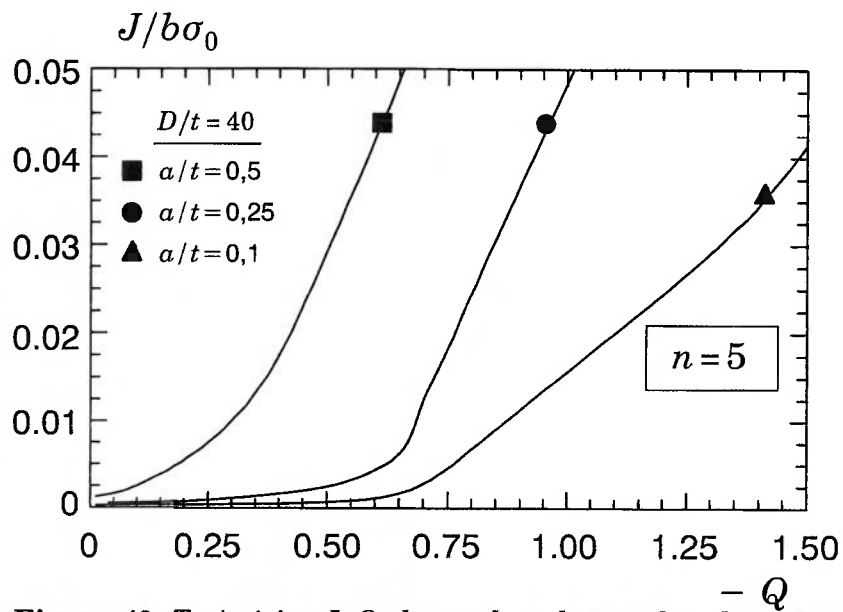


Figura 40 Trajetórias J - Q de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=5$ e $E/\sigma_0=800$.

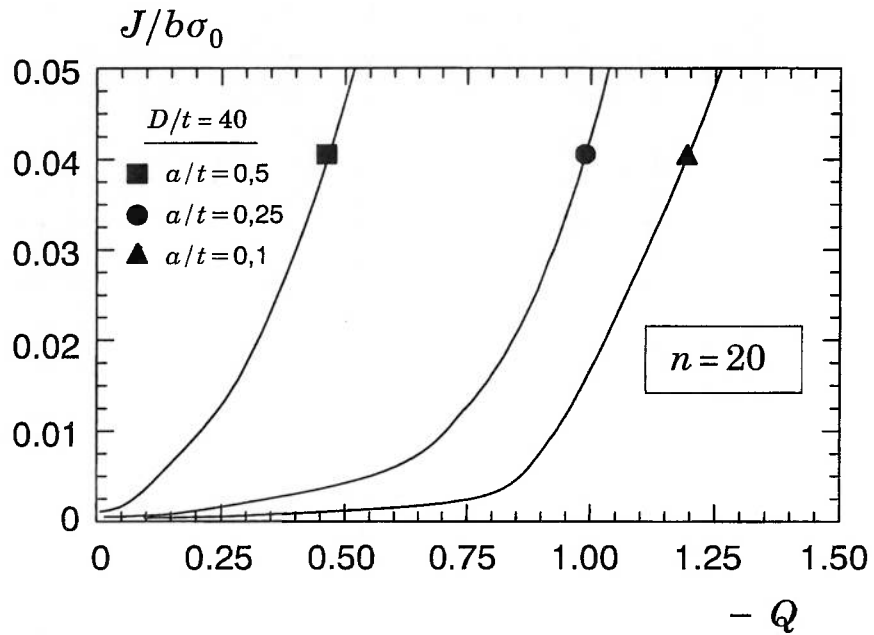


Figura 41 Trajetórias J - Q de um duto de 20 polegadas e diferentes profundidades de trinca, material com $n=20$ e $E/\sigma_0=300$.

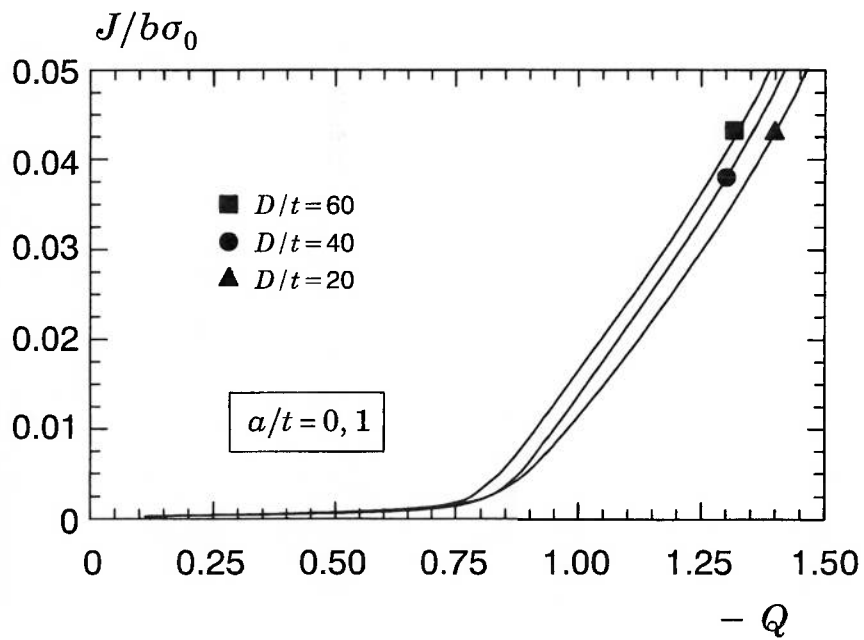


Figura 42 Efeito da relação D/t sobre a curva J - Q de um duto com trinca rasa, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

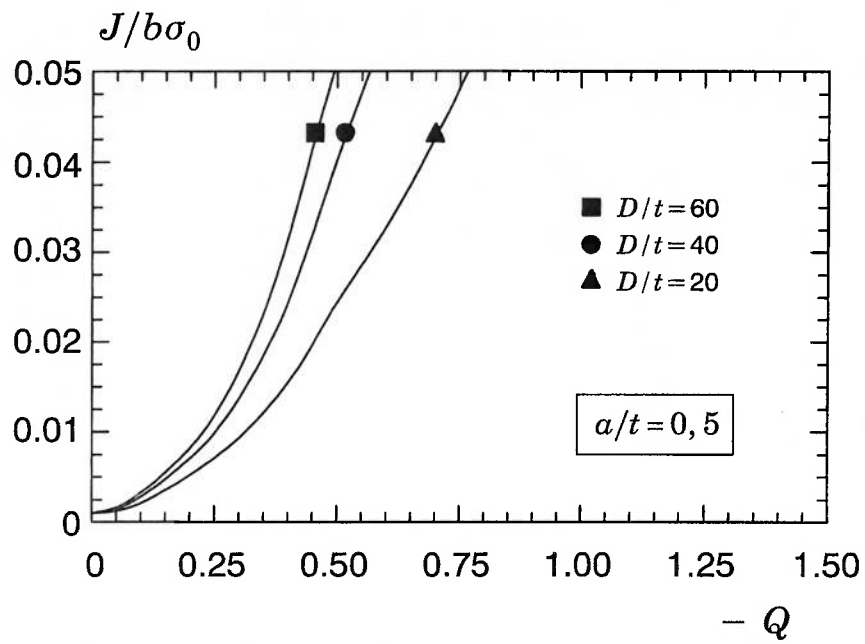


Figura 43 Efeito da relação D/t sobre a curva $J-Q$ de um duto com trinca profunda, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

6.2 Estudo da variação do Parâmetro Q com o Raio Adimensional

Por conveniência, os valores de Q para as curvas J - Q das Figs. 39-43, foram obtidos a uma distância $r = 2J/\sigma_0$. Uma vez que o parâmetro Q é uma medida do desvio do campo de tensões de um corpo com dimensões finitas em relação a um campo SSY referência, é importante examinar a variação do parâmetro que quantifica esse desvio em função da distância normalizada à ponta da trinca. Da mesma forma que no capítulo anterior, realizaram-se novas análises nas quais, para um carregamento dado, foi variado o raio adimensional usado para a obtenção do parâmetro Q . As Figs. 44-46 apresentam valores do parâmetro Q computados para diferentes valores do raio adimensional, $1 \leq r/(J/\sigma_0) \leq 5$, para um duto de 508 mm (20") com $a/W = 0,1, 0,25, 0,5$ e diferentes valores de deformação. Estas figuras mostram que o parâmetro Q é essencialmente constante para os dutos com trinca rasa. Entretanto, os valores de Q para o duto com trinca profunda apresentado no gráfico da Fig. 46 exibem uma dependência maior com a distância à ponta da trinca particularmente para valores grandes de carregamento. Neste caso o efeito é devido principalmente a valores grandes de relação a/t combinados com a parede delgada do duto. Devido ao parâmetro Q ser avaliado para valores fixos do raio adimensional, os valores altos de carregamento implicam que as tensões sejam medidas em regiões muito próximas da parede interna do duto. A superfície livre na parede interna do duto produz um relaxamento das tensões e, conseqüentemente, afeta a computação dos valores de Q .

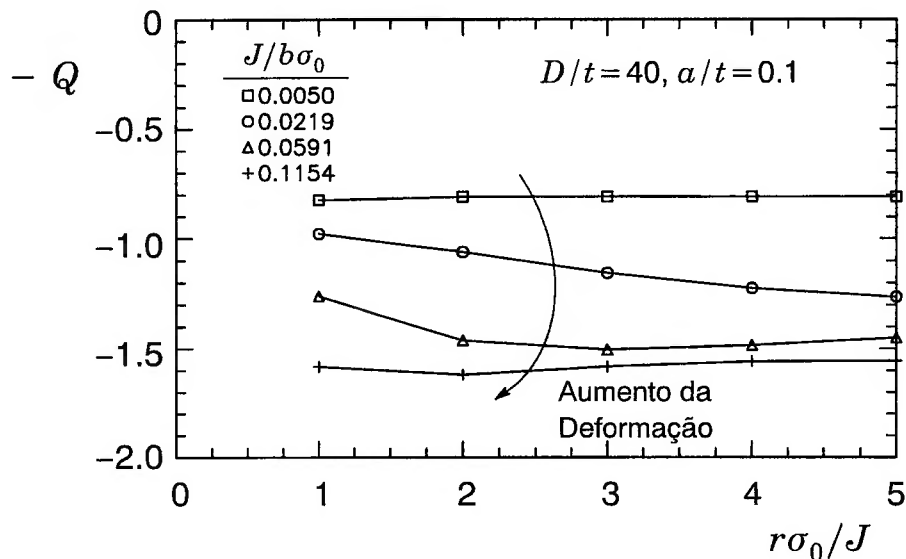


Figura 44 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.1$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

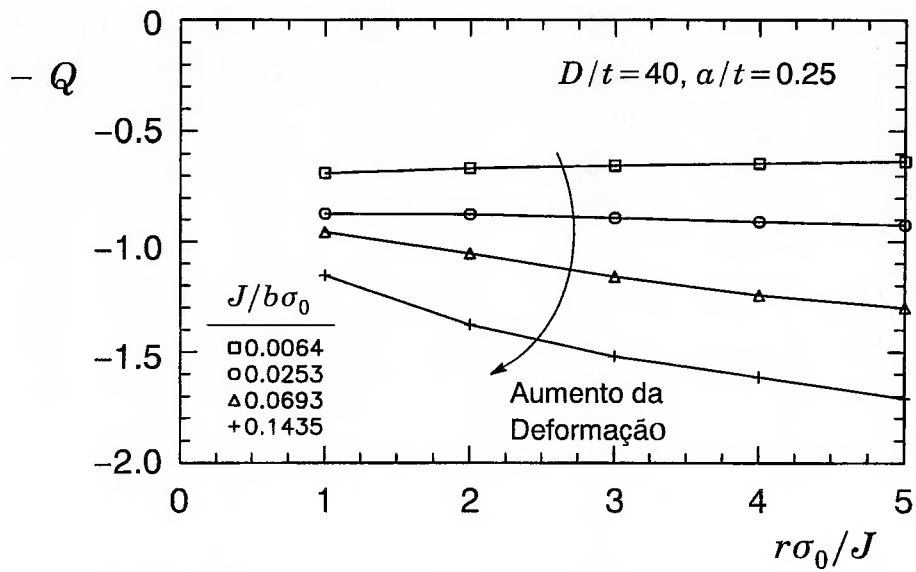


Figura 45 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.25$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

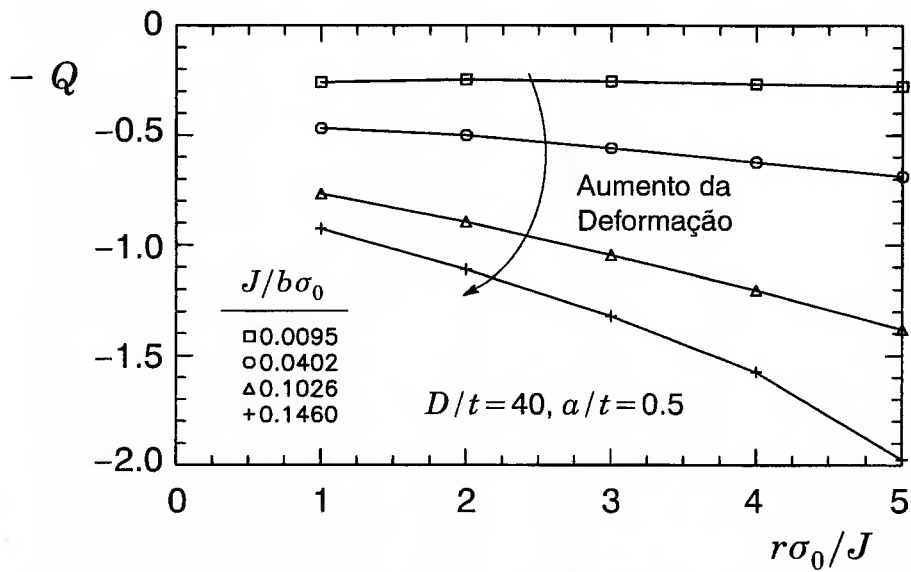


Figura 46 Variação do parâmetro Q com o raio adimensional para um duto de 20 polegadas, $a/t=0.5$ com material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

AMPLIAÇÃO DAS ANÁLISES PARA ESPÉCIMES SE(T)

7

As trajetórias $J-Q$ dos corpos de provas e dutos com defeito apresentadas nos capítulos 5 e 6 fornecem suporte para a utilização de geometrias SE(T) na avaliação de defeitos em componentes carregados à tração tais como dutos pressurizados com trincas longitudinais (veja Fig. 47). No entanto, o uso destes corpos de provas como uma configuração adequada para a avaliação de defeitos requer análises adicionais para investigar os efeitos da geometria e condições de carregamento sobre o seu comportamento à fratura.

7.1 Trajetórias $J-Q$ para Espécimes SE(T) com Fixação por Pinos e por Garras

Foram analisados os efeitos da relação profundidade de trinca *vs.* espessura (a/W), relação comprimento *vs.* largura (H/W), modo de fixação (fixação por pino *vs.* fixação por garra) e o efeito da excentricidade do ponto de aplicação da carga (EPAC) nas trajetórias $J-Q$ de espécime SE(T) carregados por pinos. Na Tabela 1 são apresentados os modelos SE(T) analisados e na Fig. 16 foram apresentadas as geometrias dos corpos de provas SE(T).

	$H/W=6$	$H/W=4$	$H/W=2$
SE(T)-P, $a/W=0,5$	✓	✓	✓
SE(T)-G, $a/W=0,5$	✓	✓	✓
SE(T)-P, $a/W=0,35$	✓	✓	✓
SE(T)-G, $a/W=0,35$	✓	✓	✓
SE(T)-P, $a/W=0,25$	✓	✓	✓
SE(T)-G, $a/W=0,25$	✓	✓	✓
SE(T)-P, $a/W=0,2$	✓	✓	✓
SE(T)-G, $a/W=0,2$	✓	✓	✓
SE(T)-P, $a/W=0,1$	✓	✓	✓
SE(T)-G, $a/W=0,1$	✓	✓	✓

As Figs. 48–49 comparam o efeito das condições de carregamento (carregamento por pino *vs.* carregamento por garra) para os espécimes SE(T) com $H/W=4$ e diferentes relações a/W ; estes espécimes são identificados como SE(T)-P (pino) e SE(T)-G

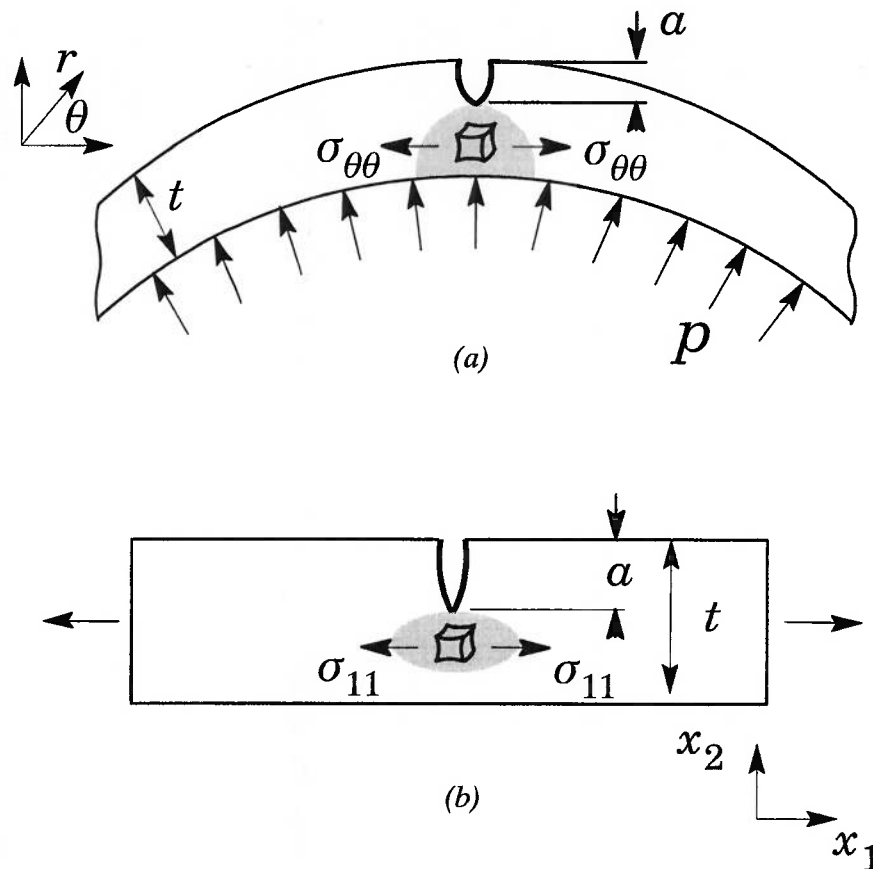


Figura 47 (a) Defeito planar (orientado axialmente) idealizado na forma de uma trinca macroscópica em um duto pressurizado; (b) Corpo de prova com geometria SE(T).

(garra). As propriedades do material usado correspondem àquelas com encruamento moderado, $n=10$. Similarmente às análises prévias, o parâmetro Q é definido pela eq.(26) com $r = 2J/\sigma_0$ enquanto que J é normalizado por $b\sigma_0$ com b denotando o ligamento remanescente ($W-a$). Cabe destacar que a condição de carregamento tem um grande efeito nas trajetórias $J-Q$ dos espécimes SE(T). O espécime SE(T) carregado por pinos apresenta uma forte dependência com a profundidade da trinca mostrando uma grande perda de restrição quando a relação a/W diminui. Em contraste, os espécimes carregados por garra apresentam pequena dependência das trajetórias $J-Q$ com a relação a/W . Uma característica digna de atenção dos espécimes fixados por garra é que uma grande perda de restrição ocorre para baixos valores de deformação e todas as relações a/W , mesmo para trincas profundas ($a/W=0,35$ e $0,5$).

O fato de conseguir uma ampla faixa de triaxialidades na ponta da trinca para o espécime SE(T) com fixação por pinos somente variando a relação a/W permite uma implementação experimental mais simples de ensaios para estes corpos de provas que

os espécimes SE(T) com fixação por garra. Isto porque a avaliação experimental de J se torna independente da rigidez da máquina de ensaios assim também como da distância entre os pinos que aplicam o carregamento (relação H/W) como será mostrado a seguir.

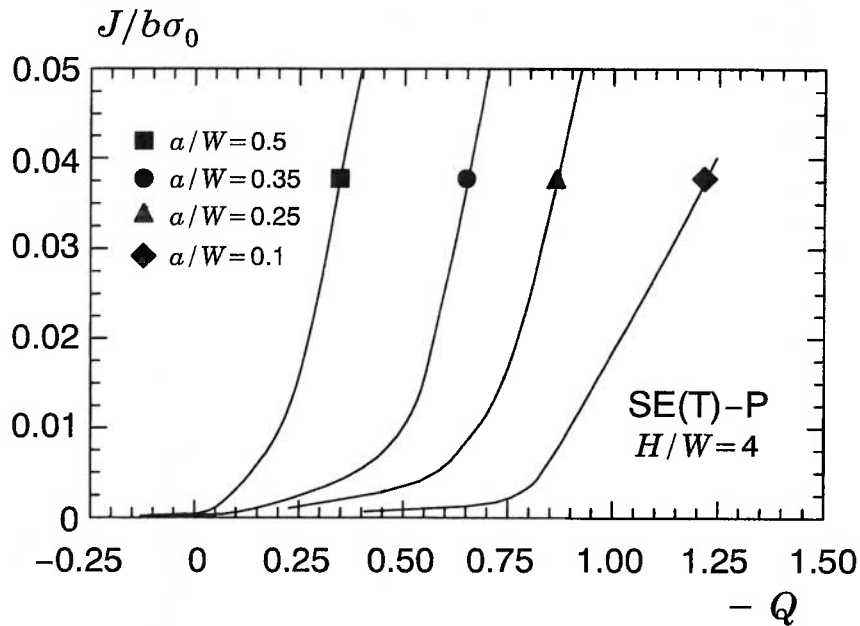


Figura 48 Curvas $J-Q$ dos espécimes SE(T) com diferentes profundidades de trinca e fixação simulada por pinos, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

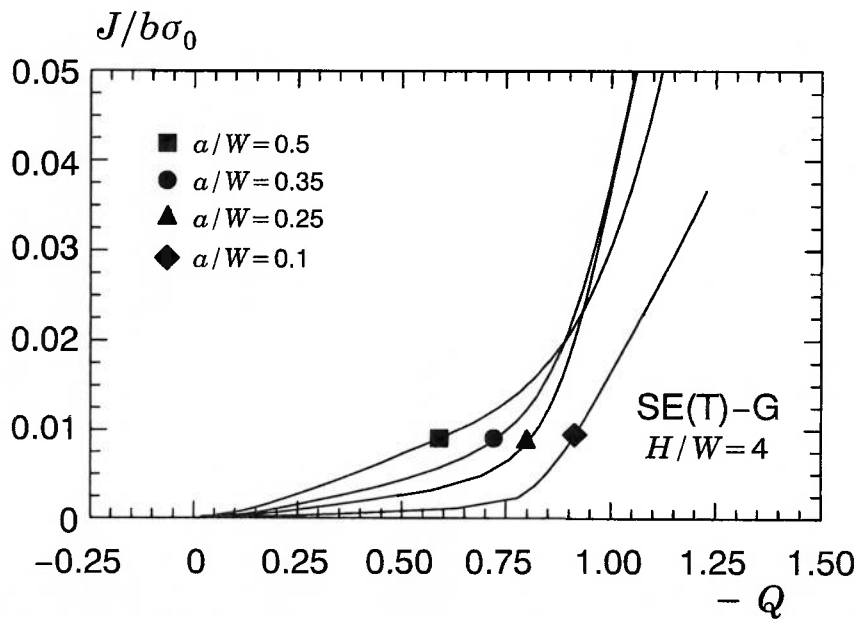


Figura 49 Curvas $J-Q$ dos espécimes SE(T) com diferentes profundidades de trinca e fixação simulada por garras, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

O efeito da relação H/W nas trajetórias $J-Q$ para os espécimes SE(T) com diferentes relações a/W e $n=10$ é apresentado nas Figs. 50–51. Os resultados apresentados nestas figuras seguem a mesma tendência já observada onde as trajetórias $J-Q$ dependem bastante das condições de carregamento. Além disso, estes resultados revelam que os espécimes com trinca curta ($a/W=0,1$) para ambas condições de fixação (pino e garra) dependem fracamente da relação H/W , particularmente para os espécimes com fixação por garra (Fig. 51); nesta figura a relação H/W tem um efeito desprezível nas trajetórias $J-Q$. Em contraste, o espécime SE(T) com trinca profunda e fixação por garra (Fig. 51) apresenta uma dependência (relativa) muito maior com a relação H/W ; neste caso, o espécime com trinca profunda ($a/W=0,5$) e $H/W=2$ tem níveis de restrição similares aos apresentados pelos espécimes SE(T) com trinca curta e fixação por garra. Uma trajetória $J-Q$ interessante é apresentada na Fig. 50 para o espécime com trinca profunda ($a/W=0,5$) e fixação por pinos. Enquanto as curvas $J-Q$ para os espécimes com $H/W=4$ e 6 permanecem similares, o espécime com $H/W=2$ responde essencialmente igual ao espécime C(T) com trinca profunda (ver Fig. 28 (a)).

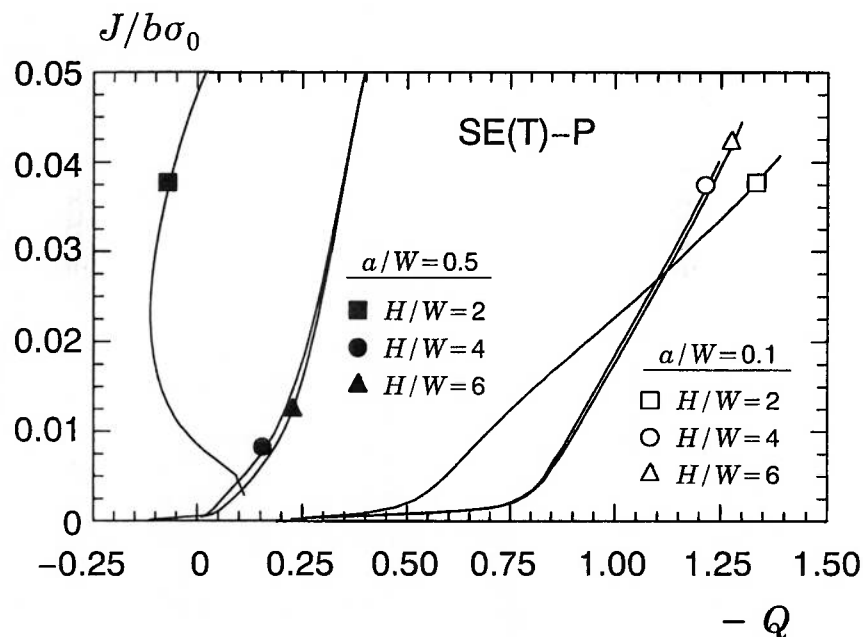


Figura 50 Curvas $J-Q$ dos espécimes SE(T) com trinca profunda e rasa e diferentes relações H/W , material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

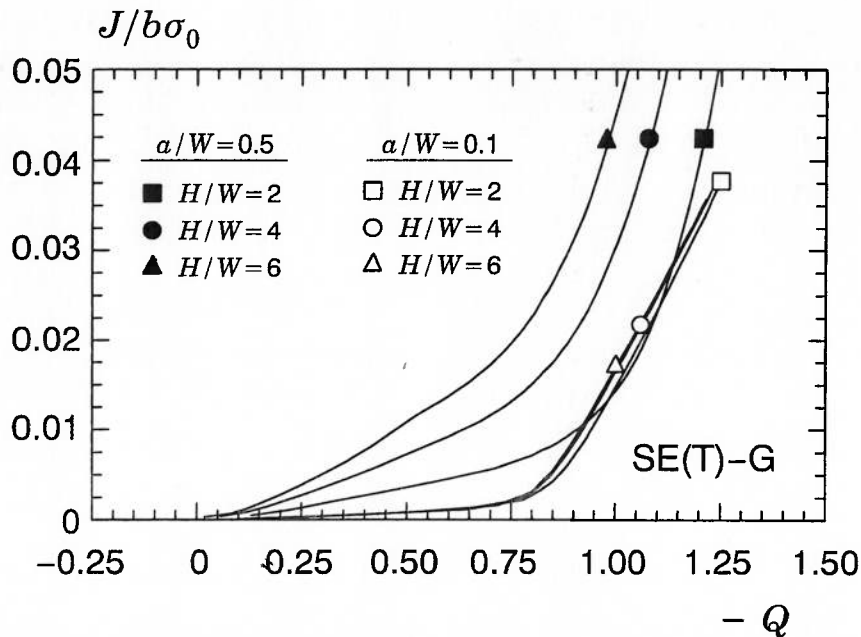


Figura 51 Curvas $J-Q$ dos espécimes $SE(T)$ com trinca profunda e rasa e diferentes relações H/W , material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

7.2 Efeito da Excentricidade do Ponto de Aplicação da Carga nas Trajetórias $J-Q$ de Espécimes $SE(T)-P$

Os diferentes comportamentos à fratura de corpos de provas $SE(T)$ fixados por pino ou por garra (no presente contexto descritos pelas trajetórias $J-Q$) apresentados nas figuras anteriores originam-se pela componente flexional que surge no carregamento aplicado por pinos. Isto sugere que uma excentricidade no ponto de aplicação da carga em relação ao centro do espécime (na direção da largura W) como ilustrado na Fig. 52, induziria um momento fletor adicional modificando a trajetória $J-Q$.

A Fig. 53 apresenta o efeito da excentricidade do ponto de aplicação da carga (*EPAC*) sobre a curva $J-Q$ de um espécime $SE(T)$ carregado por pinos com $H/W=4$ e $a/W=0,5$ (notar que a escala usada para o parâmetro Q é diferente da escala usada nas figuras anteriores, Figs. 48–51). Nesta figura a excentricidade do ponto de aplicação da carga é medido como uma fração (negativa ou positiva) da largura do espécime W , como indicado na Fig. 52. Notavelmente, na Fig. 53 aprecia-se um efeito bastante significativo da excentricidade do ponto de aplicação da carga nas trajetórias $J-Q$ do espécime $SE(T)$. Variando a distância da excentricidade δ , o carregamento de tração induz um momento fletor secundário o qual abre ou fecha a trinca (dependendo do sentido da excentricidade δ).

Análises similares foram conduzidos no caso de espécime $SE(T)$ com trinca rasa, estes resultados são apresentados na Fig. 54. Nesta figura pode-se observar que para

excentricidade δ negativa o efeito é muito pequeno e, no caso de δ positiva, o efeito é considerável. Possivelmente pelo fechamento da trinca o que produz uma grande redução das tensões geradas na frente desta. Na Fig. 54 correspondente ao corpo SE(T) com $a/W=0,1$ pode-se observar que não é apresentada a curva $J-Q$ correspondente a $\delta=0,1$ isto é devido a que não foi possível obter solução convergente para carregamentos elevados.

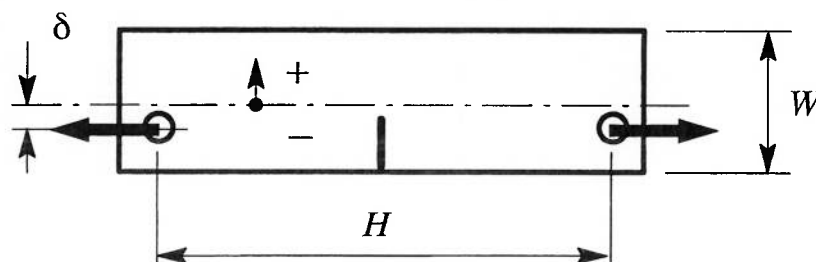


Figura 52 Ilustração esquemática da excentricidade do ponto de aplicação da carga em espécimes SE(T)-P.

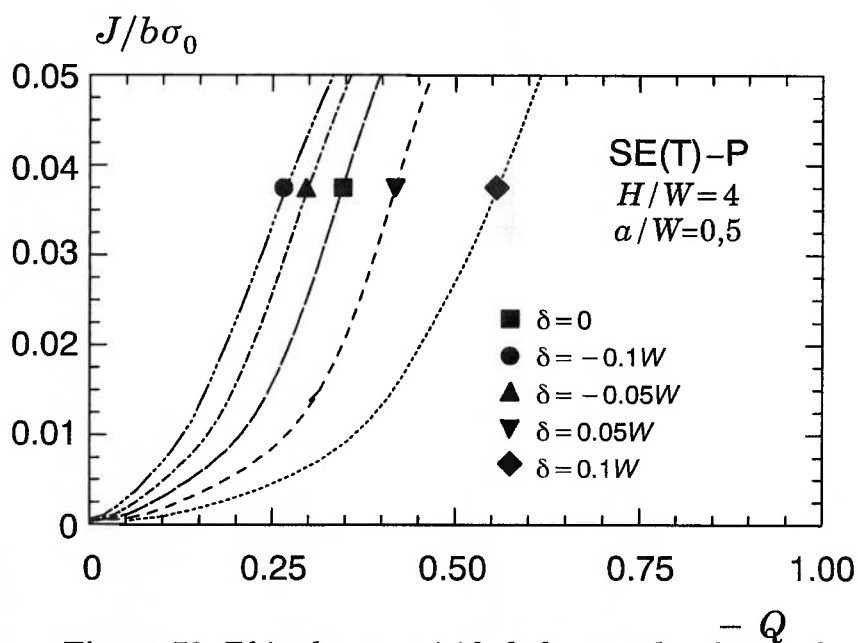


Figura 53 Efeito da excentricidade do ponto de aplicação da carga nas trajetórias $J-Q$ de espécime SE(T)-P com $H/W=4$ e $a/W=0,5$, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

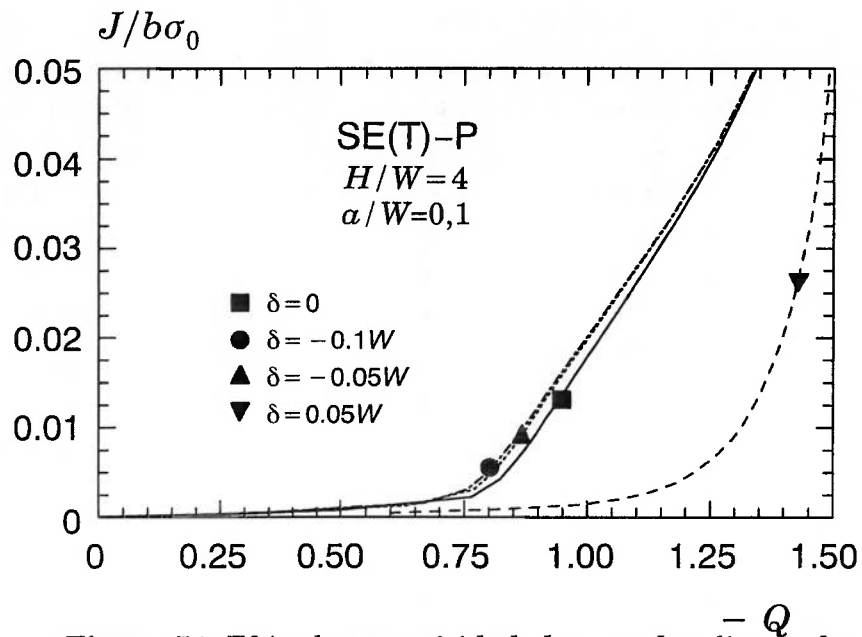


Figura 54 Efeito da excentricidade do ponto de aplicação da carga nas trajetórias $J-Q$ de espécime SE(T)-P com $H/W=4$ e $\alpha/W=0,1$, material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

COMPARAÇÃO DE CURVAS $J-Q$ ENTRE DUTOS E CORPOS DE PROVAS

8

Segundo a metodologia $J-Q$, geometrias com comportamentos similares referentes à sua triaxialidade de tensões na ponta da trinca (medida pelo parâmetro Q) apresentarão comportamentos similares à fratura. Portanto, obtendo uma geometria para um corpo de prova que apresente curvas $J-Q$ próximas às curvas $J-Q$ de dutos, é de se esperar que o comportamento à fratura do espécime seja similar ao comportamento do duto. Os capítulos anteriores exploram a restrição na ponta da trinca em diferentes configurações, incluindo dutos com trincas longitudinais, as quais claramente indicam que os espécimes SE(T) exibem vantagens em relação a espécimes mais convencionais para a caracterização da fratura frágil em dutos com defeitos. Para fornecer maior suporte à aplicabilidade dos dados de resistência à fratura obtidos de ensaios em corpos SE(T) na avaliação à fratura de dutos pressurizados, este capítulo apresenta resultados adicionais de trajetórias $J-Q$ para espécimes SE(T) e dutos contendo trincas longitudinais.

Nas Figs. 55–59 são comparadas as trajetórias $J-Q$ de corpos de provas SE(B), SE(T) e dutos contendo uma trinca longitudinal. Na Fig. 55 apresentam-se as curvas para corpos SE(B) com relações $a/W=0,1, 0,25$ e $0,5$ e duto de 508 mm (20") de diâmetro exterior com relações $a/t=0,1, 0,25$ e $0,5$. Nestas curvas aprecia-se que para trinca rasa e para trinca profunda as curvas dos corpos de provas SE(B) são relativamente próximas às curvas do duto de 508 mm com as mesmas profundidades de trinca. No entanto para valores intermediários de profundidades de trinca ($a/W=0,25$) as diferenças entre o duto e o corpo de prova são mais significativas.

As Figs. 56–59 apresentam alguns dos resultados anteriores de corpos SE(T) e compara a evolução do parâmetro Q com o carregamento na ponta da trinca (medido pela integral J) para estes espécimes carregados por pinos e por garras com $H/W=4$ e 6 e dutos de diâmetro $D=508$ mm (20"). As análises consideram profundidades de trinca relativas (a/W) iguais para os corpos SE(T) e os dutos, a/W e $a/t=0,1, 0,25, 0,5$ e material com $n=10$ ($E/\sigma_0=500$). Em todas as curvas, Q é definido pela eq.(26) com a distância normalizada dada por $r = 2J/\sigma_0$ onde J é normalizado por $b\sigma_0$ onde b denota o ligamento remanescente $W-a$ (corpo de prova) ou $t-a$ (duto com defeito).

As Figs. 56–57 claramente demonstram a efetividade dos espécimes SE(T) carregados por pinos para caracterizar a fratura em dutos com trinca para toda a faixa de profundidades de trincas, particularmente para trincas médias e rasas ($a/t=0,1$ e $0,25$) e para ambas relações H/W . As trajetórias $J-Q$ para as configurações com trinca

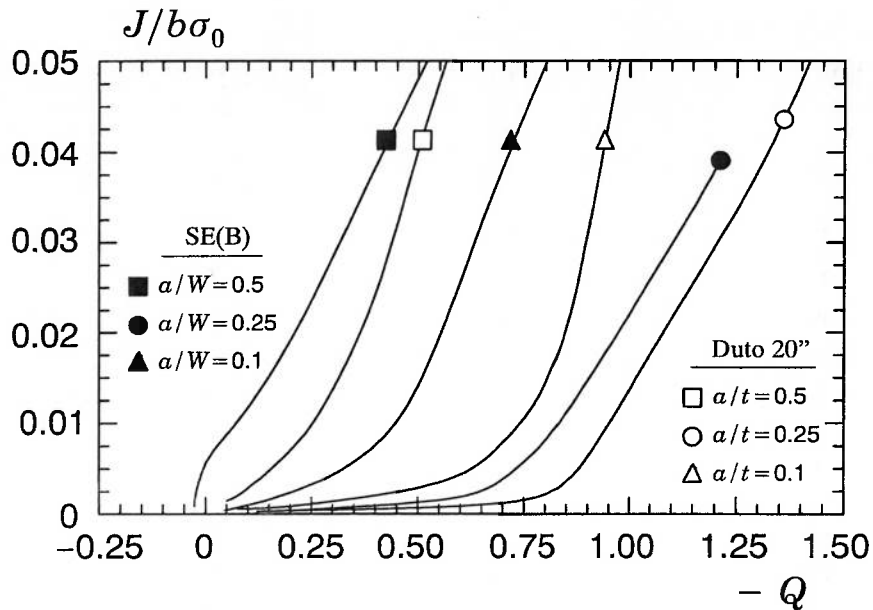


Figura 55 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime SE(B) e duto de 508 mm (20"), material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

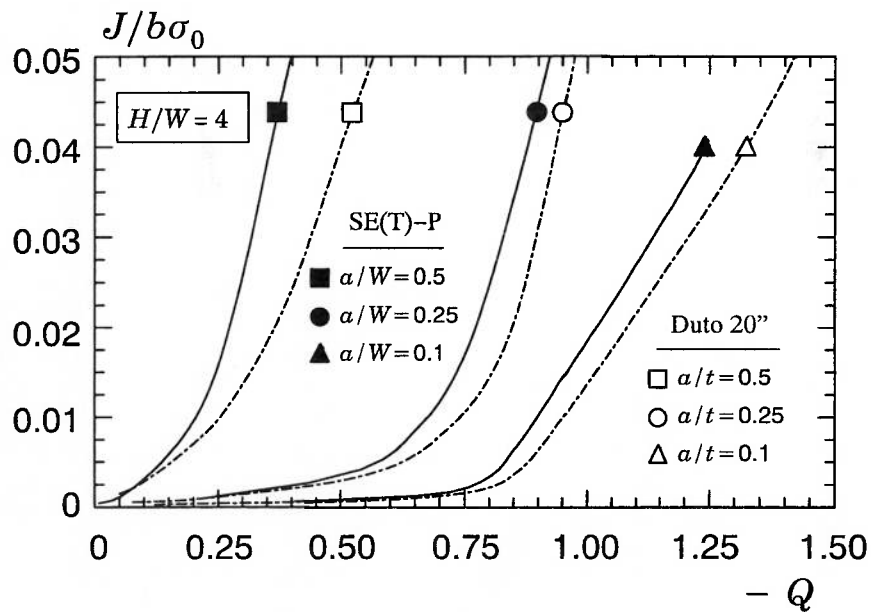


Figura 56 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime SE(T)-P com $H/W=4$ e duto de 508 mm (20"), material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

profunda (a/W e $a/t=0,5$) apresentam as maiores diferenças (comparado com as outras configurações analisadas) para valores altos da integral J ; mesmo assim ainda podem ser consideradas razoavelmente próximas. Em contraste, as Figs. 58-59 revelam que as curvas $J-Q$ para os espécimes SE(T) carregados por garras e $a/W=0,5$ diferem significativamente das curvas correspondentes do duto trincado com $a/t=0,5$. No

entanto, os espécimes SE(T) carregados por garras com trincas médias e rasas ($a/W=0,1$ e $0,25$) exibem trajetórias $J-Q$ similares às curvas correspondentes aos dutos trincados ($a/t=0,1$ e $0,25$).

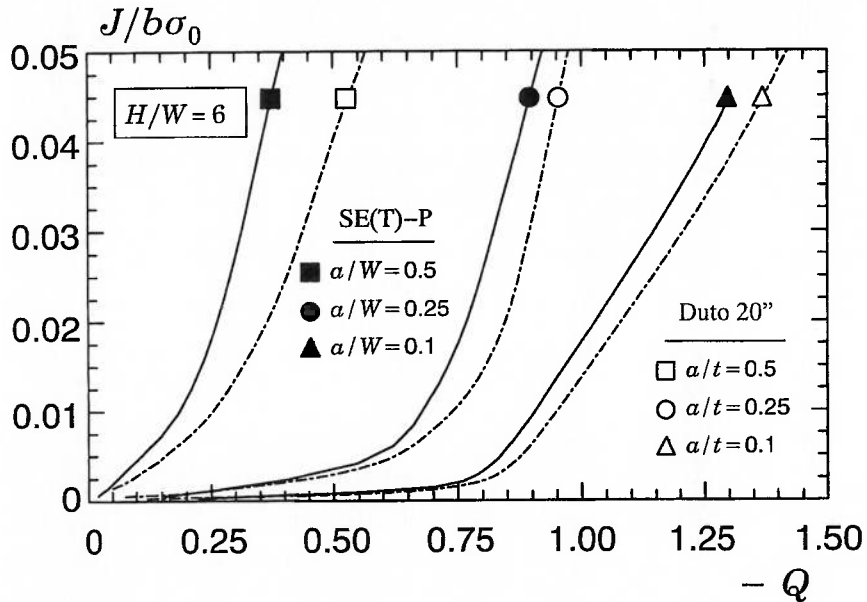


Figura 57 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime SE(T)-P com $H/W=6$ e duto de 508 mm (20''), material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

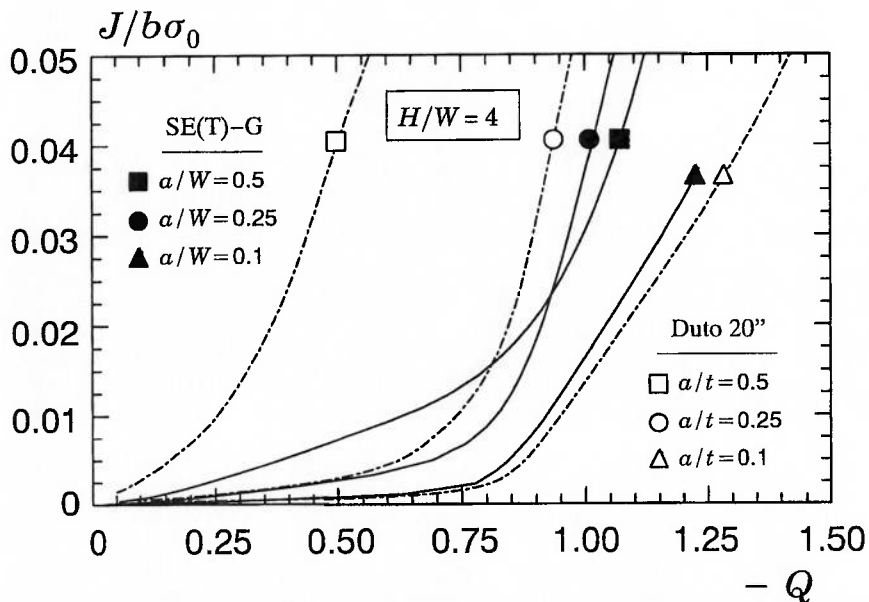


Figura 58 Comparação de curvas $J-Q$ entre espécime SE(T)-G com $H/W=4$ e duto de 508 mm (20''), material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

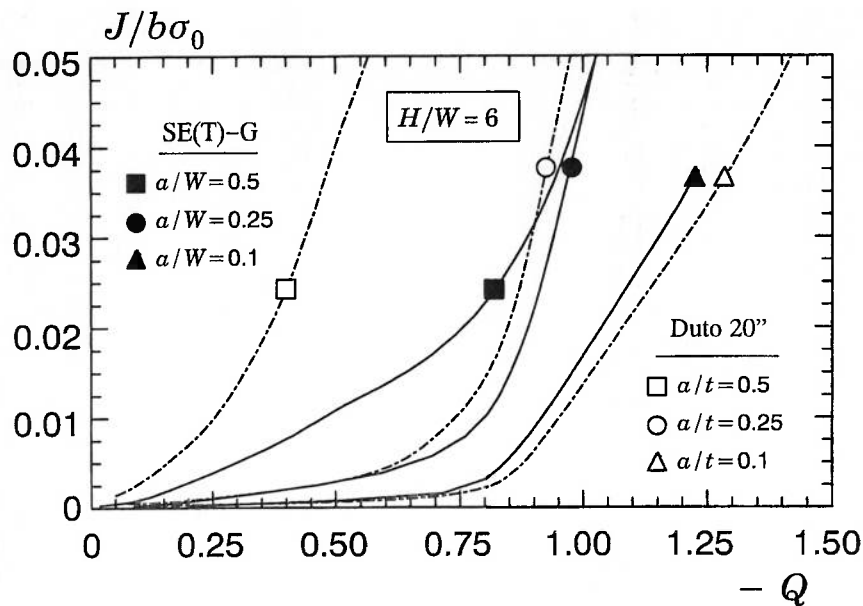


Figura 59 Comparação de curvas J - Q entre espécime SE(T)-G com $H/W=6$ e duto de 508 mm (20''), material: $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

Uma diferença adicional do espécime SE(T) carregado por pinos em relação ao carregado por garras é a possibilidade da excentricidade do ponto de aplicação da carga (EPAC). Como foi apresentado no capítulo 7, a excentricidade do ponto de aplicação da carga tem um forte efeito no comportamento à fratura do espécime SE(T) (descrito pelas trajetórias J - Q). A Fig. 60 apresenta o efeito do EPAC sobre as curvas J - Q de um espécime SE(T) carregado por pinos com $H/W=4$ e $a/W=0,5$ e as compara com a curva J - Q do duto de 508mm (20'') de diâmetro e uma relação $a/t=0,5$ (notar que a escala usada para o parâmetro Q é diferente da escala usada nas figuras anteriores, Figs. 55-59). Pode-se observar que uma excentricidade do ponto de aplicação da carga $\delta=0,05W$ produz uma curva J - Q muito similar à curva J - Q do duto.

Esta vantagem aparente do efeito do EPAC pode ser questionada devido aos motivos descritos a seguir. O ponto de aplicação da carga nos modelos numéricos em estado plano de deformações dos espécimes SE(T) é simulado como uma excentricidade imposta sobre um par de nós o qual pode diferir da situação real em que o carregamento é aplicado por um pino de diâmetro finito com os conseqüentes efeitos de contato. A simulação do pino de diâmetro finito escapa ao alcance desta dissertação e não será abordada.

Para aumentar as evidências da forte correlação das condições na ponta da trinca entre corpos de provas SE(T) carregados por pinos e dutos com trincas longitudinais, a Fig. 61 (a-d) compara os contornos das zonas plásticas na zona da ponta da trinca para espécimes SE(T), SE(B) e dutos com trinca profunda e rasa (a/W e $a/t=0,1, 0,5$)

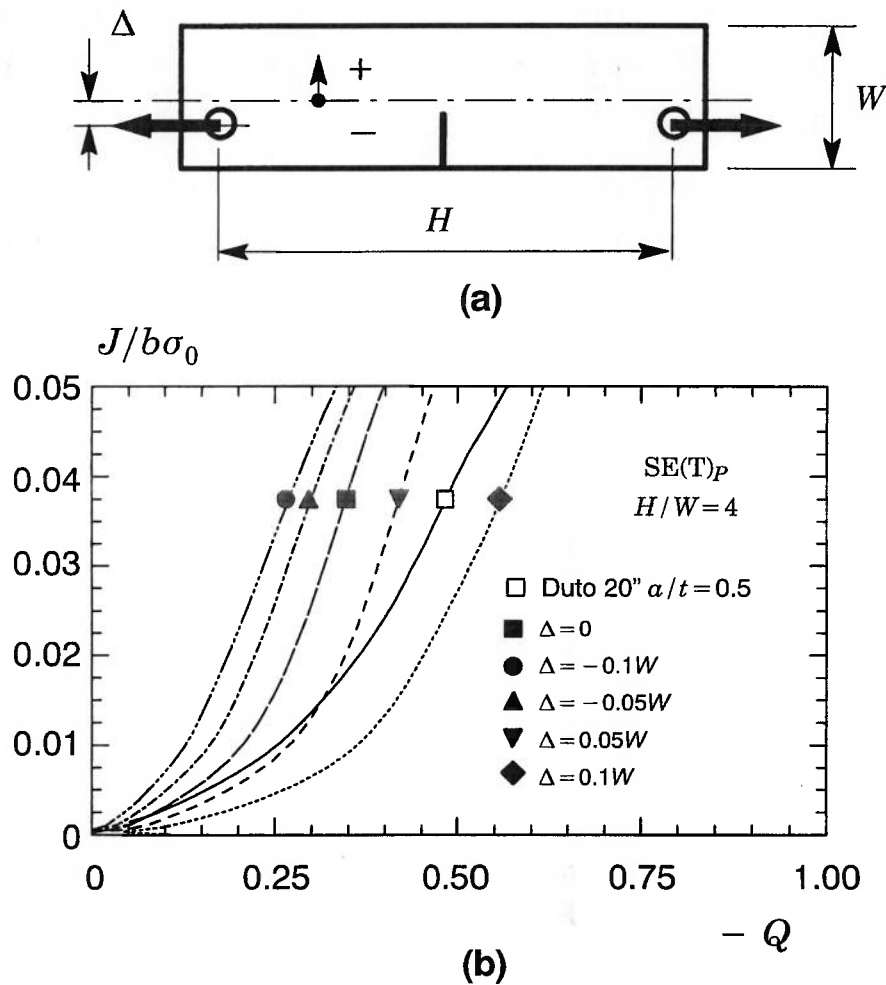


Figura 60 a) Ilustração esquemática da excentricidade do ponto de aplicação da carga em espécimes SE(T)-P. b) Efeito da excentricidade do ponto de aplicação da carga nas trajetórias J - Q de espécime SE(T)-P com $H/W=4$ e $a/W=0,5$ comparadas com a curva de um duto de 508mm (20") com material $n=10$ e $E/\sigma_0=500$.

para o mesmo valor de carregamento normalizado, $J/b\sigma_0$. Nos gráficos, as coordenadas (x e y) são normalizadas por b para quantificar a extensão relativa das zonas plásticas na ponta da trinca dos espécimes SE(T) e dos dutos com trinca longitudinal. Apesar de algumas diferenças no refinamento da malha (notar que os contornos das zonas plásticas são desenhados sobre coordenadas normalizadas usando carregamento normalizado e não valores absolutos), a deformação plástica permanece essencialmente igual entre os espécimes SE(T) e dutos com trinca profunda e rasa (Fig. 61 (a, b, d, e)), embora, as formas das zonas plásticas para os espécimes SE(B) com trinca profunda e rasa (Fig. 61 (c, f)) difiram significativamente. Esta similitude claramente evidencia a similaridade entre o comportamento à fratura para os espécimes SE(T) e dutos com trincas longitudinais.

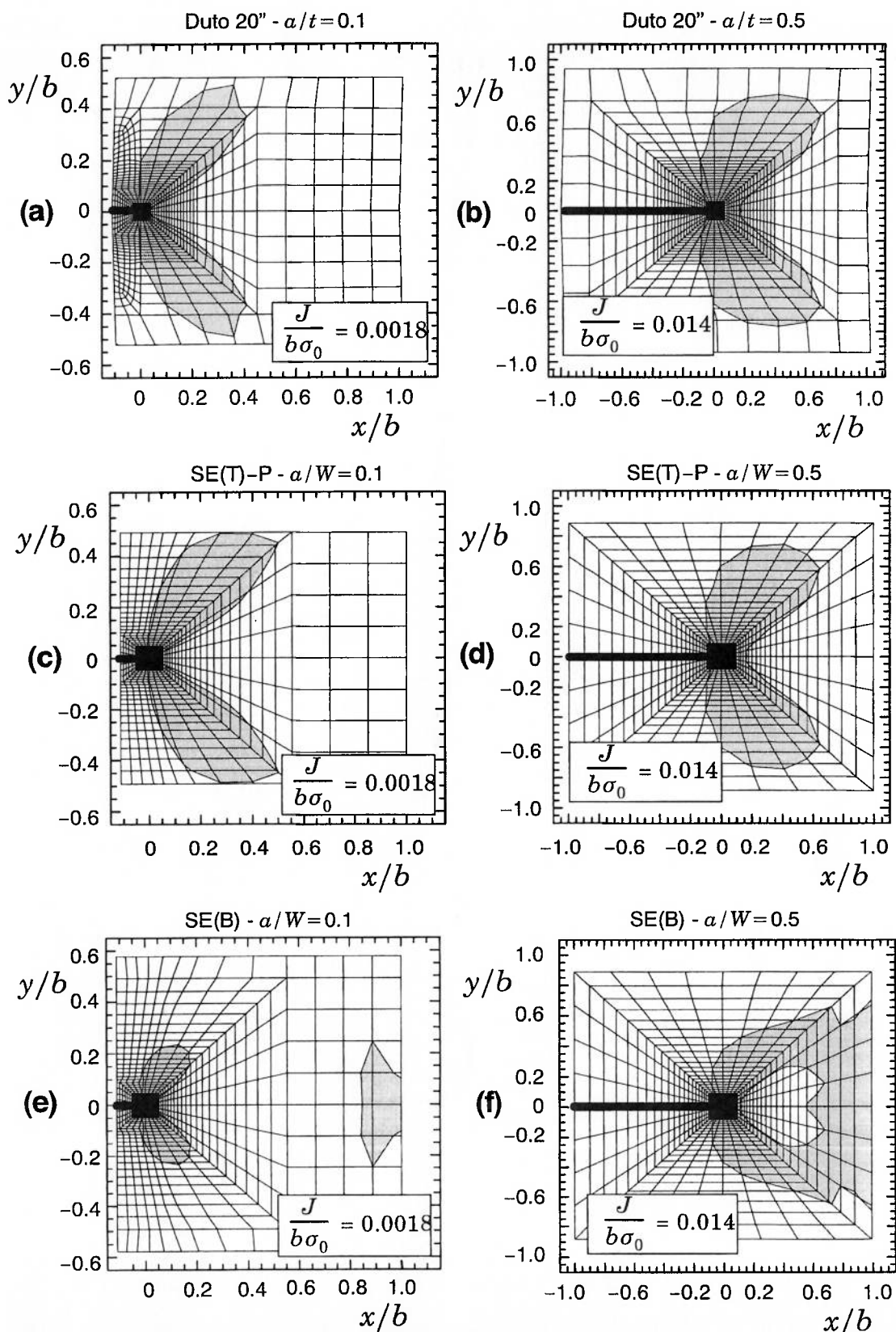


Figura 61 Contorno das zonas plásticas dos espécimes SE(T) carregados por pinos com $H/W=4$, espécimes SE(B) e dutos contendo trincas com $D=508$ mm (20") para $n=10$ ($E/\sigma_0=500$) e diferentes profundidades de trinca (a/T e $a/W = 0,1, 0,5$).

CORREÇÃO DE DIAGRAMAS DE AVALIAÇÃO DE DEFEITOS (DAD)

9

O aumento aparente da resistência à fratura de componentes trincados que apresentam um baixo nível de restrição plástica na ponta da trinca (veja secção 2.3) pode ser considerado na construção de Diagramas de Avaliação de Defeitos (DAD ou, do inglês, FAD, *Failure Assessment Diagram*). Existem trabalhos referentes a este tema nos quais é apresentado procedimento para a implementação do parâmetro Q para a correção de curvas DAD [45–47]. Estes trabalhos estabeleceram a base da metodologia usada pelo procedimento SINTAP (*Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry*) [48] a qual é usada neste capítulo.

A seguir detalha-se um estudo exploratório para a inclusão da perda de restrição plástica em Diagramas de Avaliação de Defeitos (DAD). O presente capítulo baseia-se no procedimento SINTAP [48], a seção seguinte faz uma interpretação do deste logo após especificam-se as propriedades do material e por último apresentam-se os resultados de pressão de colapso obtidos da aplicação do SINTAP comparados com resultados experimentais.

9.1 Procedimento para a Construção de Curvas DAD e Modificação para a Inclusão da Perda de Restrição

Este capítulo exploratório não pretende fazer uma explicação detalhada do procedimento e fórmulas para a construção de curvas DAD. Somente os aspectos mais relevantes do procedimento e das hipóteses assumidas serão apresentados. Para um maior detalhamento pode-se referir ao procedimento SINTAP [48].

A metodologia de avaliação de defeitos pela construção de curva DAD é muito usada pelas normas internacionais devido à sua simplicidade de implementação e porque permite num mesmo gráfico a avaliação de uma estrutura tanto à fratura como ao colapso plástico. A metodologia consiste na construção sobre um sistema de coordenadas x, y (onde o eixo x representa o carregamento que induz o colapso plástico e o eixo y representa o carregamento que induz colapso por fratura frágil) da curva DAD a qual limita a zona de operação segura da estrutura em questão. A curva DAD basicamente é construída por uma função da forma

$$K_r = f(L_r) \tag{30}$$

onde K_r representa a resistência à fratura frágil como função do carregamento aplicado (L_r).

O procedimento SINTAP define diferentes formas para a função $f(L_r)$ as quais dependem do nível usado para a avaliação. Também determina um limite máximo para L_r o qual determina o colapso plástico. Este limite usado para determinar o colapso plástico é obtido do carregamento que produz o escoamento do material (dado pela tensão de escoamento) e o que produz a ruptura plástica (dada pela tensão de ruptura do material) como apresentado na seguinte equação

$$L_r^{\max} = \frac{1}{2} \left(\frac{F_y - F_r}{F_y} \right) \quad (31)$$

onde F_y é o carregamento aplicado que produz o escoamento da estrutura e F_r é o carregamento que produz a a ruptura plástica da a estrutura.

O procedimento apresenta 3 níveis padrão (nível 1, 2 e 3) e outros níveis mais avançados. Estes níveis exigem o conhecimento de maior ou menor quantidade de dados sobre o comportamento mecânico do material que compõe a estrutura a ser avaliada. O nível 1 só exige o conhecimento das tensões de escoamento e ruptura do material, o nível 2 é aplicável a juntas soldadas e não será abordado no presente capítulo e finalmente o nível 3 exige o conhecimento da curva tensão-deformação completa. Além das propriedades à tração em todos os níveis, é preciso conhecer a resistência à fratura do material. Este valor de resistência à fratura pode ser obtido por meio de ensaio à fratura de corpo de prova convencional. No entanto, se não estão disponíveis valores de resistência à fratura, o procediemnto apresenta um método para derivar valores de resistência à fratura a partir de resultados de ensaios Charpy. Este método garante um limite inferior para o valor de resistência à fratura obtido.

A curva DAD obtida de qualquer um dos níveis padrões, pode ser modificada usando o nível 4 do procediemnto para ter em conta a correção por perda de restrição na ponta da trinca. Isto se consegue modificando a função $f(L_r)$ da seguinte forma,

$$K_r = f(L_r) \cdot \left[1 + \alpha(-\beta L_r)^m \right] \quad (32)$$

onde α e m são parâmetros que definem a sensibilidade do material à perda de restrição e β é o parâmetro que define a perda de restrição. No caso de usar o parâmetro hidrostático Q (como é feito neste capítulo) para quantificar a perda de restrição, β está definido por

$$\beta = Q/L_r \quad (33)$$

Uma vez obtida a curva DAD, dois parâmetros devem ser obtidos da estrutura para a avaliação da sua integridade estrutural, o parâmetro L_r dado por

$$L_r = F/F_y \quad (34)$$

onde F é o carregamento aplicado à estrutura e F_y é o carregamento que produz o escoamento da estrutura o qual é proporcional à tensão de escoamento (σ_y) do material. O segundo parâmetro para a avaliação da integridade estrutural é

$$K_r = K_I/K_{mat} \quad (35)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensões aplicado (o qual depende do carregamento) e o parâmetro K_{mat} é a resistência à fratura (frágil ou de iniciação) do material obtido de ensaios experimentais usando corpos de prova com elevada restrição na ponta da trinca.

Podem ser obtidos diferentes pares (L_r , K_r) avaliando a estrutura para diferentes níveis de carregamento. Desta forma pode ser construída uma reta e, no ponto em que a reta intercepta a curva DAD, será definida a carga que produz o colapso da estrutura. Uma representação esquemática deste procedimento é apresentada na Fig. 62.

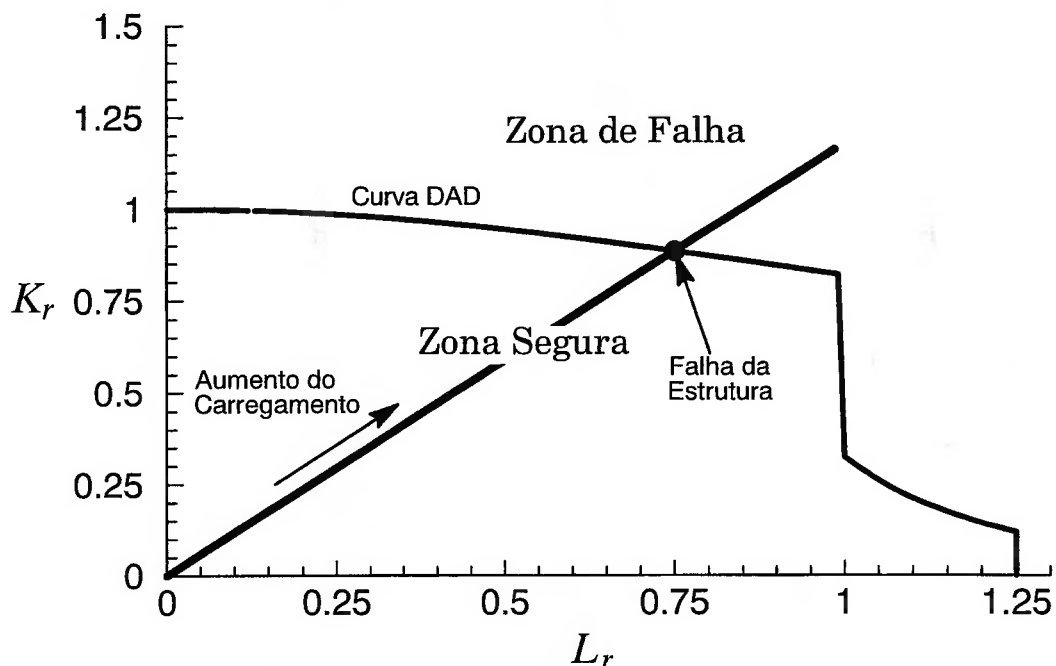


Figura 62 Esquema de avaliação de defeitos usando o método da curva DAD.

9.2 Aplicação à Avaliação de Duto com Trinca Longitudinal Externa Submetido a Pressão Interna

A Petrobrás conduziu uma série de testes hidrostáticos em dutos de 508 mm (20") com espessura de parede de 15,8 mm e diferentes dimensões de trinca longitudinal de forma

semielíptica [49]. Para avaliar o uso de curvas DAD corrigias pela perda de restrição na ponta da trinca, os resultados experimentais foram comparados com os calculados usando o procedimento SINTAP.

O material dos dutos usados nos ensaios hidrostáticos é aço API 5L X60. Deste material se tem como dados a curva tensão *vs.* deformação do material obtida de ensaio à tração e a curva $J-\Delta a$ obtida de corpo de prova compacto [50]. Na Tabela 4 estão as principais propriedades usadas na construção das curvas DAD. Os testes considerados nas análises deste capítulo são correspondentes a trinca externa longitudinal com dimensões $a \times c = 3 \times 60$ [mm], 7×140 [mm], 10×200 [mm] (onde a é a profundidade da trinca e c é o comprimento da mesma).

Modulo de Elasticidade	$E = 210000$ [MPa]
Tensão de Escoamento	$\sigma_y = 583$ [MPa]
Tensão de Ruptura	$\sigma_u = 689$ [MPa]
Resistência à Fratura	$K_{Ic} = 164,3$ [MPa·m ^{1/2}]

O valor de K_{mat} usado nos procedimentos de curva DAD apresentados neste capítulo foi obtido do valor de J de iniciação dado pela curva $J-\Delta a$ do material [50] (usando a eq.(5), capítulo 2). O valor para K_{mat} foi comparado com o valor K_{mat} obtido de resultados Charpy¹. Os valores obtidos pelos dois métodos (J de iniciação e Charpy) são muito similares com uma diferença menor a 5%. Para um melhor esclarecimento sobre a derivação de valores K_{mat} de resultados Charpy veja SINTAP seção VI.1.3.

Outra questão importante é a dos valores assumidos para α e m (veja eq.(32)) os quais dependem da sensibilidade do material à perda de restrição plástica e determinam quanto é modificada a curva DAD com a perda de restrição. A bibliografia disponível sobre este tema é escassa e os principais trabalhos encontrados foram de Sherry e Sanderson [51] e Ainsworth [47]. A faixa de valores para α é de 0,6 a 1,5 e para m de 1,0 a 2,0. Nestes trabalhos os valores adotados para α e m para aços com propriedades mecânicas similares às do X60 são $\alpha=1$ e $m=1$. Portanto estes são os valores usados na correção das curvas DAD apresentadas nas Figs. 63–65.

9.2.1 Discussão dos Resultados

Foram construídas curvas DAD do nível 1e 3 do SINTAP, para este último nível foi aplicada a correção por perda de restrição plástica usando a expressão da eq.(32). As Figs. 63–65 apresentam estas curvas DAD para cada um dos dutos considerados.

1 F. Dotta. Valores de Resistência à Fratura do aço X60. [Mensagem pessoal]. Mensagem recebida por: <sebastian.cravero@poli.usp.br> em 20/05/2004.

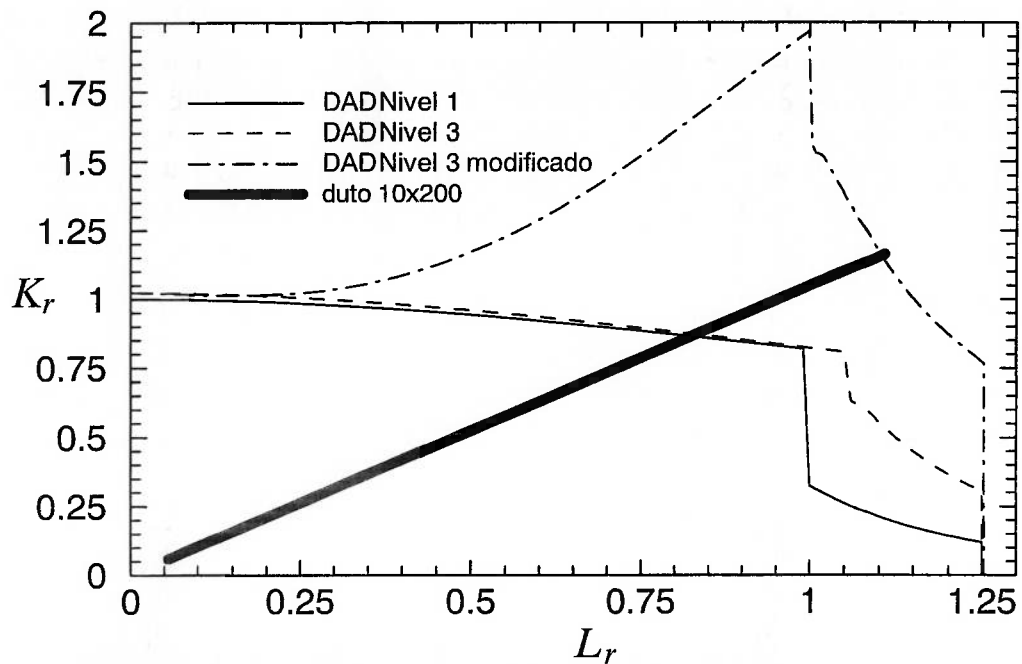


Figura 63 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=10\text{mm}$ e $c=200\text{mm}$.

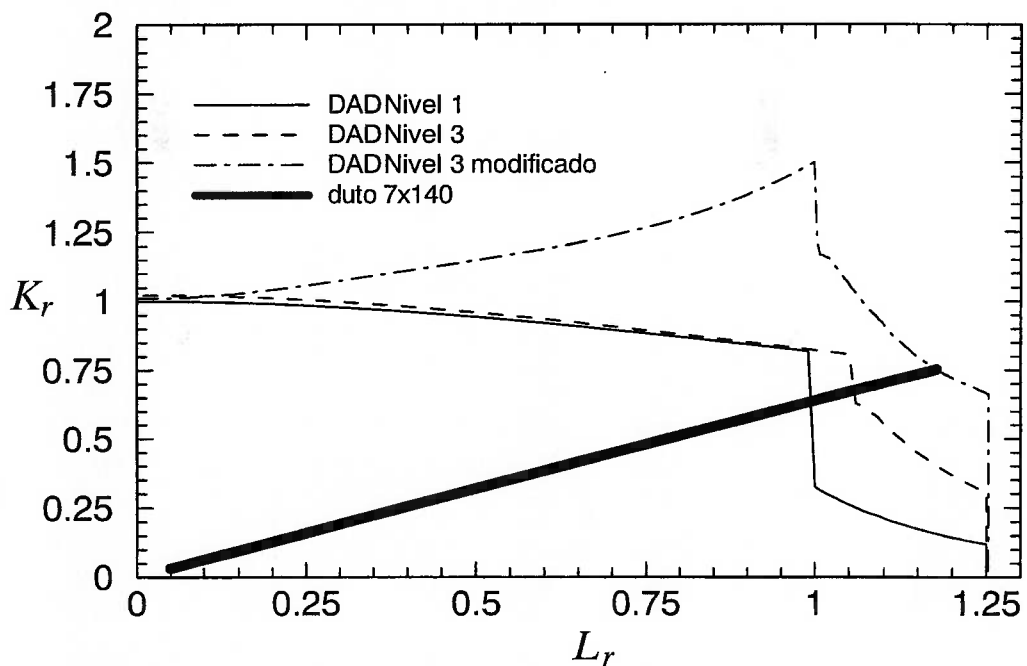


Figura 64 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=7\text{mm}$ e $c=140\text{mm}$.

Para a obtenção dos pares (K_r, L_r) para a construção da reta que indica a evolução do carregamento (veja Fig. 62) é preciso conhecer o carregamento (neste caso a pressão interna) que produz o colapso plástico e também o fator de intensidade de tensões como função da pressão aplicada. A pressão de colapso foi obtida de um trabalho de A. G.

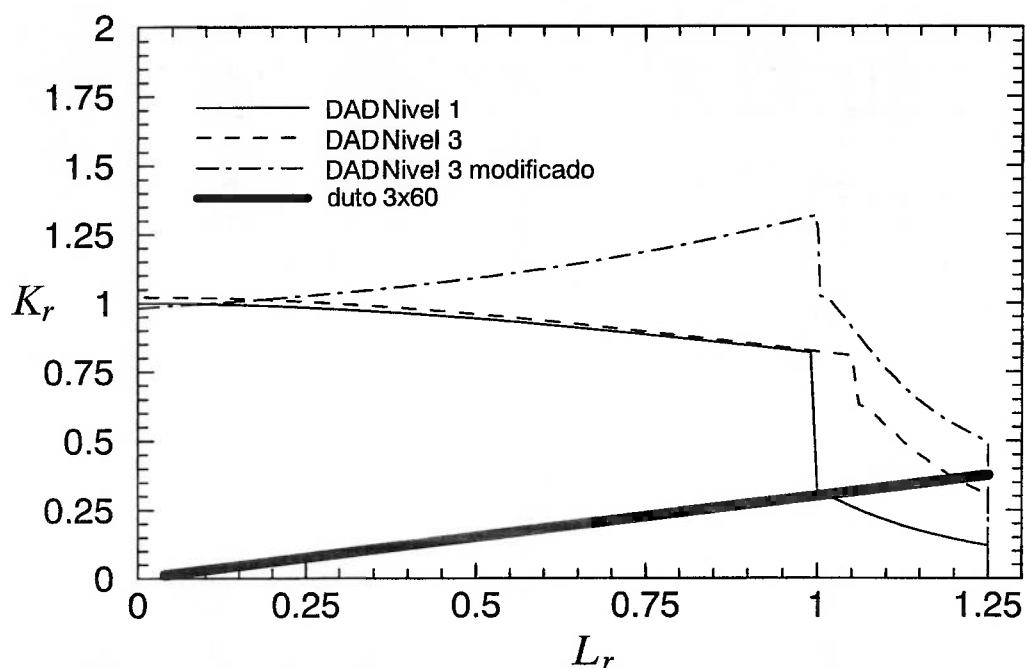


Figura 65 Curvas DAD dos níveis 1, 3 e 3 corrigido por restrição para o duto com trinca de dimensões $a=3\text{mm}$ e $c=60\text{mm}$.

Miller [52] e o fator de intensidade de tensões foi computado com a construção de modelos de dutos em estado plano de deformações similares aos modelos apresentados no capítulo 4 mas, com dimensões correspondentes às dos dutos usados nos testes hidrostáticos. Com estes modelos executaram-se análises lineares elásticas para que os valores computados de J fossem equivalentes ao fator de intensificação de tensões K_I ($J = K_I^2/E'$) [10]. Desta forma conseguiram-se valores de K_I para diferentes valores de pressão aplicada. Com estes mesmos modelos, mas agora usando as propriedades reais do material (aço X60), executaram-se novas análises (elasto-plásticas) e computaram-se os valores do parâmetro Q para diferentes valores de pressão.

Uma vez obtidos o fator de intensidade de tensões K_I e o parâmetro hidrostático Q para diferentes valores de pressão aplicada, por interpolação foram obtidos valores de K_I e Q para toda a faixa de pressão (de 0 à pressão de colapso). Com estes valores é possível construir a curva DAD modificada e avaliar os pares (K_r, L_r) . Na Tabela 5 podem ser comparadas as pressões calculadas com as obtidas experimentalmente.

Uma contradição nos gráficos das Figs. 63–65 é que a maior mudança ou modificação na curva DAD é produzida pelo duto com trinca mais profunda o qual apresenta a menor perda de restrição (devido à trinca mais profunda, veja capítulo 6). Aparentemente isto é porque no procedimento de correção por restrição apresentado no SINTAP o parâmetro Q é avaliado em função da pressão e não como função do J ou K_I aplicado. Se observamos a Fig. 66 onde são apresentadas as curvas $P-Q$ dos dutos e não $J-Q$ como nos capítulos anteriores vemos que efetivamente o parâmetro Q (para

uma mesma pressão) é mais negativo no caso de trinca profunda que no caso de trinca rasa. Isto explica porque a modificação da curva DAD é mais pronunciada na avaliação do defeito dos dutos com trinca profunda.

Os comentários acima são contraditórios ao apresentado nos capítulos anteriores nos quais mostrou-se que dutos com trinca profunda apresentam uma perda de restrição menor que os dutos com trinca rasa (isto é corroborado pelas curvas $J-Q$ apresentadas no capítulo 6). Este capítulo não se estenderá mais sobre esta incongruência devido a seu caráter exploratório o qual não permite um maior estudo deste fenômeno.

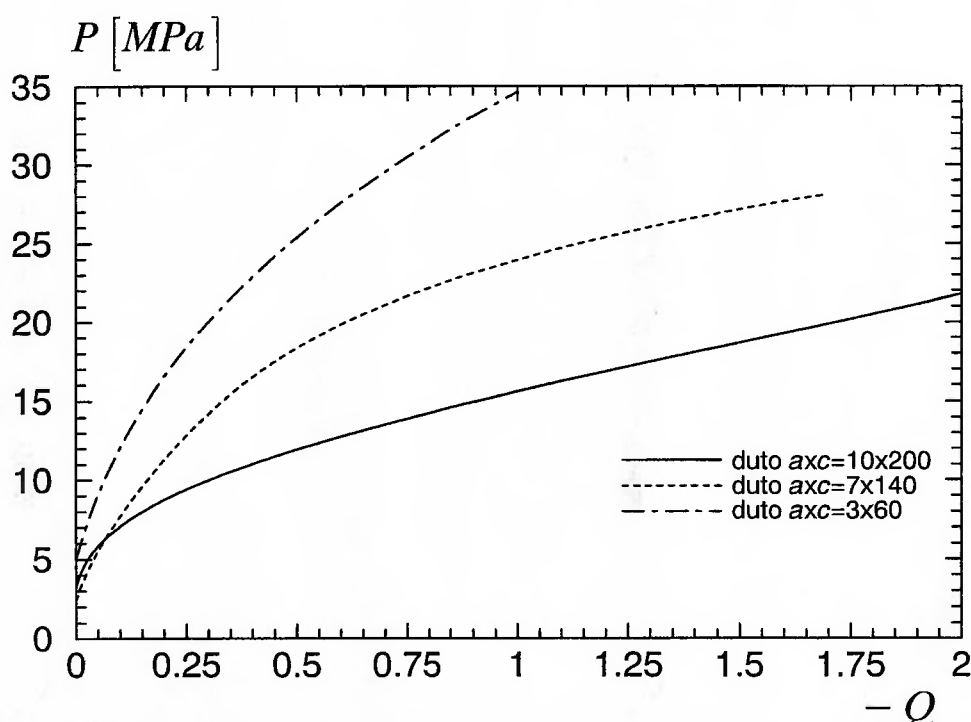


Figura 66 Parâmetro Q como função da pressão aplicada para os dutos com trinca $axc=10x200$, $7x140$ e $3x60$.

Na Tabela 5 vemos que os valores calculados usando o nível 3 corrigido pelo nível de restrição não é conservador no caso das trincas mais profundas.

Tabela 5 Pressões medidas experimentalmente e calculadas para as diferentes dimensões de trinca nos dutos com $D = 508$ mm e $t = 15,8$ mm.

Trinca (axc) [mm]	Pressão Experimental [MPa]	Pressão calculada pelo SINTAP [MPa]		
		Nível 1	Nível 3	Nível 3 corrigido
10x200	21	15	15	20
7x140	25	22,3	23,7	26,5
3x60	31,5	28	33,2	34,6

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA A CONTINUAÇÃO DO TRABALHO

10

10.1 Conclusões

Esta dissertação apresenta um estudo sobre os efeitos geométricos, modo de carregamento e propriedades de material na triaxialidade de tensões de diferentes corpos de prova e dutos com trinca longitudinal. Atenção especial é dada ao estudo de espécimes SE(T) adequados à avaliação de defeitos em dutos. Esta investigação incorpora uma grande quantidade de análises não lineares em estado plano de deformações para espécimes de fratura e dutos trincados que revelam o forte efeito dos parâmetros geométricos (relações a/W , H/W , D/t e a/t), condições de carregamento e propriedades de material na triaxialidade da ponta da trinca. Para descrever a evolução da triaxialidade de tensões na ponta da trinca com o aumento do carregamento, é empregada a metodologia J - Q para caracterizar a fratura em diferentes configurações trincadas e submetidas a diferentes condições de carregamento. Sob valores similares dos parâmetros escalares (J e Q), os campos de tensões e deformações na frente da trinca que controlam a fratura também são similares. Conseqüentemente, corpos trincados com trajetórias J - Q similares exibem condições à fratura similares. Esta característica é fundamental para a escolha apropriada de espécimes à fratura para avaliação estrutural de componentes estruturais com defeitos.

Um resultado chave desta investigação é que valores de resistência à fratura medidos através de espécimes SE(T) aparentam ser mais aplicáveis para a predição de fratura frágil de dutos com defeitos longitudinais que os espécimes convencionais com trinca profunda. As análises demonstram que os espécimes SE(T) carregados por pinos fornecem condições na ponta da trinca essencialmente iguais às condições encontradas em dutos com trincas longitudinais e iguais relações profundidade da trinca-espessura, particularmente para trincas de dimensões moderadas e pequenas. Espécimes SE(T) carregados por garras e dutos, ambos com trincas curtas, também apresentam níveis de triaxialidade similares, mas o nível de triaxialidade para estes espécimes com trinca profunda difere grandemente do nível do duto com relação de trinca equivalente. O espécime SE(T) fixado por pinos aparenta fornecer uma melhor descrição do duto com trinca longitudinal. Além disso, ensaios destes espécimes podem ser mais simples que ensaios de espécimes fixados por garras já que a avaliação experimental de J se torna independente da rigidez da máquina de ensaios como assim também da distância entre os pinos que aplicam o carregamento. Estas conclusões são

consistentes com estudos prévios de Nyhus [53, 54] os quais também incluem desenvolvimento de procedimentos para a avaliação de dutos usando espécimes SE(T).

As análises em estado plano de deformações conduzidas neste trabalho não incluem efeitos 3D (conseqüentemente não incluindo o efeito de acoplamento entre campos de tensões e deformações no plano e fora do plano da espessura do espécime), os resultados apresentados motivam novas pesquisas no desenvolvimento de espécimes SE(T) projetados considerando a triaxialidade da ponta da trinca na avaliação estrutural de dutos com defeitos longitudinais.

10.2 Sugestões para a Continuação do Trabalho

O autor considera que um aspecto chave no sucesso do emprego de espécimes à fratura considerando a triaxialidade na ponta da trinca é a extensão desta a análises 3D. Trabalhos prévios de Nevalainen e Dodds [55] demonstraram que os efeitos 3D podem mudar apreciavelmente a força motriz de espécimes à fratura convencionais, tais como espécimes C(T) e SE(B). Além disso, uma vez que o *verdadeiro* mecanismo de fratura frágil depende tanto das tensões como também das dimensões da zona de processo de fratura (a qual quantifica o número de micro trincas para a nucleação da trinca macroscópica) [23], isto demonstra a necessidade de comparar o comportamento à fratura de espécimes SE(T) e dutos contendo trincas por meio de modelos micromecânicos.

As sugestões para próximos trabalhos são indicadas a seguir:

- Estender o estudo da triaxialidade da ponta da trinca em espécimes SE(T) e dutos por meio da construção de modelos 3D.
- Ampliação do estudo das condições de fratura por meio de modelos micromecânicos (Modelo de Weibull).
- Esta dissertação discute o efeito da restrição plástica na ponta da trinca no comportamento à fratura frágil de diferentes configurações estruturais. Também apresenta resultados que suportam o desenvolvimento de espécimes SE(T) na avaliação de dutos contendo defeitos planares. No entanto, dutos com defeitos apresentam crescimento estável do mesmo antes da fratura. Portanto o passo seguinte no desenvolvimento de espécimes SE(T) pode ser a investigação do efeito da restrição plástica no crescimento estável de trincas (curvas $J-R$).

REFERÊNCIAS

1. PETROBRAS MAGAZINE. Rio de Janeiro: s.n., vol. 7, n^o 32, 2001.
2. O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., *Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter: Part I – Structure of Fields*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 39., No. 8, pp. 989–1015, 1991.
3. O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., *Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter: Part II – Fracture Applications*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 40, pp. 939–963, 1992.
4. Inglis, C. E., *Stresses in a Plate due to a Presence of Cracks and Sharp Corners*, **Transactions of the Institute of Naval Architects**, Vol. 55, 1913, pp. 219–241.
5. Westergaard, H. M., *Bearing Pressures and Cracks*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 6, 1939, pp. 49–53.
6. Sneddon, I. N., *The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid*, **Proceedings, Royal Society of London**, Vol. A-187, 1946, pp. 229–260.
7. Williams, M. L., *Stress Singularities Resulting from Various Boundary Conditions in Angular Corners of Plates in Extension*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 74, 1952, pp. 526–528.
8. Williams, M. L., *On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 24, 1957, pp. 109–114.
9. Irwing, G. R., *Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 24, 1957, pp. 361–364.
10. Anderson, T. L., **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications** - 2nd Edition, CRC Press, New York, 1995.
11. Rice, J. R., *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 35, 1968, pp. 379–386.
12. Griffith A. A., *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*, **Philosophical Transactions**, Series A, Vol. 221, 1920, pp. 163–198.
13. Hutchinson, J. W., *Singular Behavior at the end of a tensile Crack Tip in a Hardening Material*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 16, 1968, pp. 13–31.
14. Rice, J. R. and Rosengren, G. F., *Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 16, 1968, pp. 1–12.

15. Ritchie, R. O., Knott, J. F., and Rice J. R., *On the Relationship between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 21, 1973, pp. 395–410.
16. Hutchinson, J.W., *Fundamentals of the Phenomenological Theory of Nonlinear Fracture Mechanics*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 50, pp. 1042–1051, 1983.
17. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM), **Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials**, *ASTM E 399*, Philadelphia, 1991.
18. K. Wallin, *Application of the Master Curve Method to Crack Initiation and Crack Arrest*, **Fracture, Fatigue and Weld Residual Stress**, *PVP-Vol.393*, ASME, pp. 3–9, 1999.
19. D. E. McCabe, M. A. Sokolov, *Experimental Validation Work to Prove the Master Curve Concept*, **Fracture, Fatigue and Weld Residual Stress**, *PVP-Vol.393*, ASME, pp. 29–34, 1999.
20. J. A. Joyce, R. L. Tregoning, *Development of the T_0 Reference Temperature From Precracked Charpy Specimens*, **Fracture, Fatigue and Weld Residual Stress**, *PVP-Vol.393*, ASME, pp. 53–62, 1999.
21. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM), **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**, *ASTM E 1820-99a*, Philadelphia, 1999.
22. C. F. Shih, M. D. German, *Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR Singularity*, **International Journal of Fracture**, Vol.17, pp. 27–43, 1981.
23. Ruggieri, C. and Dodds, R. H., *A Transferability Model for Brittle Fracture Including Constraint and Ductile Tearing Effects: A Probabilistic Approach*, **International Journal of Fracture**, Vol. 79, pp. 304–340, 1996.
24. Dodds, R. H. Jr., Ruggieri, C. and Koppenhoefer, K., *3-D Constraint Effects on Models for Transferability of Cleavage Fracture Toughness*, **Fatigue and Fracture Mechanics**, 28th Volume, ASTM STP 1321 (Underwood and MacDonald, Ed.), American Society for Testing and Materials, pp. 179-196, 1997.
25. Wiesner, C. S. and Goldthorpe, M. R., *The Effect of Temperature and Specimen Geometry on the Parameters of the Local Approach to Cleavage Fracture*, **International Conference on Local Approach to Fracture (MECAMAT 96)**, Fontainebleau, France, 1996, pp. C6-295–304.
26. Betegón, C., and Hancock, J.W., *Two-Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack Tip Fields*, **Journal of Applied Mechanics**, Vol. 58, pp. 104–113, 1991.

27. Du, Z. Z., and Hancock, J.W., *The Effect of Non-Singular Stresses on Crack-Tip Constraint*, **Journal of Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 39, pp. 555-567, 1991.
28. Parks, D.M., *Advances in Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields*, **Topics in Fracture and Fatigue**, A. S. Argon, Ed., Springer Verlag, pp. 59-98, 1992.
29. Rice, J. R. , *Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue*, **Fatigue Crack Propagation**, ASTM STP 415, American Society for Testing and Materials, pp. 247-309, 1967.
30. Larsson, S. G. and Carlsson, A. J., 1973, *Influence of Non-Singular Stress Terms and Specimen Geometry on Small Scale Yielding at Crack-Tip in Elastic-Plastic Materials*, **Journal of Mechanics and Physics of Solids**, Vol.21., pp. 263-277.
31. Trovato, E. and Ruggieri, C., *Constraint Effects on Brittle Fracture Under Small Scale Yielding Conditions - Part I: Reference Fields for Elastic-Plastic Materials*, **Sixth Panamerican Congress of Applied Mechanics - (PACAM IV)**, Vol. 7, pp. 943-946, Rio de Janeiro, 1999.
32. Trovato, E. and Ruggieri, C., *Micromechanics Characterization of Constraint and Ductile Tearing Effects in Small Scale Yielding Fracture*, **International Journal of Solids and Structures**, Vol. 38, pp. 2171-2187, 2001.
33. Rice, J. R., *Limitation to the Small Scale Yielding Approximation for for Crack Tip Plasticity*, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Vol. 22., pp. 17-26, 1974.
34. Leever P. S. and Radon J. C., *Inherent Stress Biaxiality in Various Fracture Specimen Geometries*, **Journal of Fracture**, Vol. 19, 1982, pp. 311-325.
35. Kirk, M. T., Koppenhofer, K. C. and Shih, C. F., *Effect of Constraint on Specimen Dimensions Needed to obtain structurally Relevant Toughness Measures in Constraint Effects in Fracture*, **ASTM STP 1171**, pp. 79-103, 1993.
36. TENARIS-CONFAB, Comunicado pessoal.
37. Koppenhofer, K., Gullerud, A., Ruggieri, C., Dodds, R. and Healy, B., *WARP3D: Dynamic Nonlinear Analysis of Solids Using a Preconditioned Conjugate Gradient Software Architecture*, **Structural Research Series (SRS) 596**, UILU-ENG-94-2017, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1994.
38. Hughes, T. J., *Generalization of Selective Integration Procedures to Anisotropic and Nonlinear Media*, **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, Vol. 15, pp. 1413-1418, 1980.
39. Nagtegaal, J. C., Parks, D. M., and Rice, J. R., *On Numerically Accurate Finite Element Solutions in the Fully Plastic Range*, **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, Vol. 4, pp. 153-178, 1974.

40. Moran, B., and Shih, C. F., *Crack Tip and Associated Domain Integrals from Momentum and Energy Balance*, **Engineering Fracture Mechanics**, Vol. 27, pp. 615-642, 1978.
41. Moran, B., and Shih, C. F., *A General Treatment of Crack Tip Contour Integrals*, **International Journal of Fracture**, Vol. 35, pp. 295-310, 1987.
42. MSC Patran Reference Manual, <http://mscsoftware.com>.
43. Cravero, S. e Ruggieri C., 2003, *JQCRACK Versão 1.0 Cálculo Numérico do Parâmetro Hidrostático Q para componentes Estruturais 2D Contendo Trinca*, **Boletim Técnico da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo**, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, BT/PNV/59.
44. Tada, H., Paris, P. C., Irwin, G. R., **The Stress Analysis of Cracks Handbook** - 3rd Edition, ASME, New York, 2000, pp. 47.
45. Ainsworth, R. A. and O'Dowd, N. P., *Constraint in the Failure Assessment Diagram Approach for Fracture Assessment*, **Journal of Pressure Vessel Technology**, 117th Volume, Transactions of the ASME, pp. 260-267, 1995.
46. MacLennan, Hancock, J. W., *Constraint-based failure assessment diagrams*, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, 64th Volume, Elsevier Science Ltd., pp. 287-298, 1995.
47. Ainsworth, R. A., *A Constraint-based failure assessment diagram for fracture assessment*, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, 64th Volume, Elsevier Science Ltd., pp. 277-285, 1995.
48. SINTAP: **Structural Integrity Assessment Procedure for European Industry**. Final Procedure, 1999.
49. PETROBRÁS, *Ensaio de Ruptura de Tubos de 20 polegadas*, Correspondência particular, 2002.
50. Silva, M. S., *Determinação da Tenacidade à Fratura de Aços Para Dutos API X60 Utilizando A Metodologia de Integral J com Determinação do Tamanho da Trinca por Queda de Potencial*, **Tese de Mestrado**, COPPE, Universidade Federal de Rio de Janeiro, 2002.
51. Sherry, A. H., Sanderson, D. J., *Assessment of Constraint Effects on Cleavage Fracture Using the Modified R6 Framework*, **AEA Report TSD 0612** (1995).
52. Miller, A. G., *Review of Limit Loads of Structures Containing Defects*, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, 32th Volume, Elsevier Science Ltd., pp. 197-327, 1988.
53. Nyhus, B., *Oseberg Gas Transportation - OGT Repair Welding*, **SINTEF Report, STF24 F99277**, Norwegian University of Technology (NTNU), 1999.
54. Nyhus, B. and Ostby, E., *SENT Testing of High Strength Steel*, **2nd International Symposium on High Strength Steel**, Verdal, Norway, 2002.

- 55 Nevalnien, M. and Dodds, R. H., *Numerical Investigation of 3-D Constraint Effects on Brittle Fracture in SE(B) and C(T) Specimens*, **International Journal of Fracture**, Vol 74, pp. 131–161, 1995.

APÊNDICE - Trabalhos Publicados ou Submetidos

- “JQCRACK Versão 1.0 Cálculo Numérico do Parâmetro Hidrostático Q para componentes Estruturais 2D Contendo Trinca”, Publicado no *Boletim Técnico da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo*, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, BT/PNV/59.
- “ANÁLISE DE EFEITOS GEOMÉTRICOS E DO MODO DE CARGA SOBRE O COMPORTAMENTO À FRATURA DE COMPONENTES ESTRUTURAIS”, Publicado e apresentado em forma oral no *58º congresso anual da ABM, 21-24 de julho de 2003*.
- “J-Q APPROACH FOR CLEAVAGE FRACTURE IN DIFFERENT STRUCTURAL COMPONENTS”, Publicado e apresentado em forma oral no *17th International Congress of Mechanical Engineering (COBEM 2003), 10-14 de novembro de 2003*.
- “A Two-Parameter Framework to Describe Effects of Constraint Loss on Cleavage Fracture and Implications for Failure Assessments of Cracked Components”, Publicado no Periódico Internacional, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, (ISSN 1678-5878), Vol XXV - No. 3, 2003.
- “ASSESSMENTS OF CLEAVAGE FRACTURE IN HIGH PRESSURE PIPELINES WITH AXIAL FLAWS USING CONSTRAINT DESIGNED TEST SPECIMENS - PART I: PLANE-STRAIN ANALYSES”, Aceito para publicação no periódico internacional, *Engineering Fracture Mechanics*.
- “DEFECT ASSESSMENTS OF PIPELINES USING CONSTRAINT DESIGNED SE(T) SPECIMENS”, Publicado no congresso internacional, *OMAE'04, 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, June 20-25, 2004. Vancouver, British Columbia, Canada*.
- “NUMERICAL SOLUTIONS OF J-Q DRIVING FORCES FOR FRACTURE ASSESSMENTS OF CRACKED PIPELINES USING CONSTRAINT-DESIGNED SE(T) SPECIMENS”, Submetido para publicação no congresso: *XXV Iberian Latin American Congress on Computational Methods (CILAMCE 2004)*, 10-12 de novembro de 2004.