

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais  
PPGEM

Determinação da Pressão de Colapso em Tubos API 5L X56 Aplicando o Método R6

Gabriel Alejandro Tarnowski

Dissertação para obtenção do título de Mestre  
em Engenharia

Porto Alegre  
2003

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais  
PPGEM

Determinação da Pressão de Colapso em Tubos API 5L X56 Aplicando o Método R6

Gabriel Alejandro Tarnowski  
Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Ciência dos Materiais

Porto Alegre  
2003

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração Ciência dos Materiais e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr Telmo Roberto Strohaecker, PPGEM/UFRGS

Banca Examinadora:

Prof. Dr Luis Claudio de Marco Meniconi, CENPES PETROBRAS

Prof. Dr Luis Carlos Pereira, COPPE/UFRJ

Prof. Dr Arnaldo Ruben González, EAE/UNAM

Prof. Dr. Carlos Koppe  
Coordenador do PPGEM

Dedicado a Pamela

A mis padres Marta y Ricardo

## AGRADECIMENTOS

Ao professor Telmo Roberto Strohaecker, pelo apoio fundamental para a realização deste trabalho.

Ao professor Vítor Frainer pela amizade, apoio e estímulo constantes.

Ao professor Dr. Ruben Gonzáles, pelo incentivo para a realização do curso de pós-graduação.

Aos colegas do LAMEF/UFRGS pelo apoio e amizade durante este período.

Ao Engenheiro José Cláudio G. Teixeira/CENPES/PETROBRAS pelo apoio nesta linha de pesquisa.

Ao Engenheiro Ricardo Feiten/PETROBRAS pela ajuda, apoio e amizade.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE TABELAS .....</b>	<b>XII</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XII</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS .....</b>	<b>XIII</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>XVI</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>XVII</b>
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>3</b>
2.1 FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	5
2.1.1 MECÂNICA DA FRATURA.....	5
2.1.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA - MFLE.....	6
2.1.2.1 TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA.....	7
2.1.2.2 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES.....	8
2.1.2.3 PLASTICIDADE NA PONTA DA TRINCA.....	9
2.1.2.4 LIMITAÇÕES DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA	12
2.1.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTOPLÁSTICA.....	12
2.1.2.1 CRACK TIP OPENING DISPLACEMENT .....	12
2.1.2.2 A INTEGRAL J.....	13
2.1.2.3 A INTEGRAL J COMO CRITÉRIO DE FRATURA .....	15
2.2 FAILURE ASSESSMENT DIAGRAM - O MÉTODO R6.....	16
2.2.1 FUNDAMENTAÇÃO.....	16
2.2.2 O MÉTODO R6 – REVISION 3.....	18
2.2.3 NÍVEL 3: DUCTILE TEARING ASSESSMENT .....	18
2.2.4 PRESSÃO DE COLAPSO.....	21
<b>3 METODOLOGIA DE TRABALHO .....</b>	<b>23</b>
<b>4 MATERIAL .....</b>	<b>24</b>
4.1 ENSAIO DE TRAÇÃO .....	25
4.2 ENSAIO PARA A CARACTERIZAÇÃO DA INTEGRAL J COMO TENACIDADE À FRATURA.....	26
4.2.1 CORPO DE PROVA.....	26
4.2.2 PROCEDIMENTO DE ENSAIO.....	28
4.2.2.1 PRÉ-TRINCA .....	28

4.2.2.2 CARGA .....	29
<b>5 ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS – AEF .....</b>	<b>29</b>
5.1 PROCEDIMENTO .....	29
5.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	31
5.3 MALHA .....	32
5.4 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA .....	32
5.4.1 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA COM ELEMENTOS “QUARTER POINT” .....	32
5.4.2 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA COM O LINE SPRING MODEL (LSM) .....	36
5.4.2.1 INTERPOLAÇÃO DO LSM .....	38
5.4.2.2 ELASTICIDADE NO LSM .....	38
5.4.2.3 PLASTICIDADE NO LSM .....	39
5.5 TRINCA MODELADA COM OS ELEMENTOS LINE SPRING .....	41
<b>6 RESULTADOS DO MATERIAL .....</b>	<b>43</b>
6.1 RESULTADOS ENSAIO DE TRAÇÃO .....	43
6.2 RESULTADOS DO ENSAIO PARA A CARACTERIZAÇÃO DA INTEGRAL J .....	45
6.2.1 CURVAS CARGA-COD .....	47
6.2.2 FRACTOGRAFIAS .....	48
6.2.3 COMPLIANCE .....	51
6.2.4 CURVAS $J-\Delta a$ .....	52
6.2.5 VALIDAÇÃO .....	52
6.2.6 DISCUSSÃO E VALORES ADOTADOS .....	53
<b>7 RESULTADOS DA ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>55</b>
7.1 K EM FUNÇÃO DA PRESSÃO .....	55
7.2 INTEGRAL J APLICADA EM FUNÇÃO DA PRESSÃO .....	57
<b>8 CÁLCULO DA PRESSÃO DE COLAPSO .....</b>	<b>59</b>
8.1 DIAGRAMAS FAD .....	59
8.2 PRESSÃO DE COLAPSO .....	60
8.3 RESULTADOS DA AEF NA PRESSÃO DE COLAPSO .....	65
<b>9 DISCUSSÃO .....</b>	<b>72</b>
<b>10 CONCLUSÕES .....</b>	<b>76</b>
<b>11 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>77</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>78</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Enfoque Tradicional e enfoque da Mecânica da Fratura .....	5
Figura 2 - Limites de aplicabilidade para a MFLE e a MFEP.....	6
Figura 3 - Trinca passante numa placa de dimensões infinitas submetida a tração. ....	7
Figura 4 - Tensões no plano nas proximidades da ponta da trinca.....	8
Figura 5 - Distribuição das tensões com plastificação na ponta da trinca.....	10
Figura 6 - Modelo de Dugdale.....	11
Figura 7 - Esquemática do CTOD.....	13
Figura 8 - Definição de um material elástico não linear.....	13
Figura 9 - Definição do caminho da Integral J. ....	14
Figura 10 - FAD Failure Assessment Diagram [20] .....	17
Figura 13 – Ductile Tearing Analysis para $\Delta a_g < 1,0$ mm.....	22
Figura 14 – Roteiro seguido para a realização do trabalho. ....	23
Figura 15 - Dimensões do corpo de prova para ensaio de tração.....	25
Figura 16 - Região onde foram extraídos os corpos de prova do tubo.....	25
Figura 17 – Foto do corpo de prova usado para o ensaio de tração .....	25
Figura 18 – Posição da extração do corpo de prova para obter as propriedades na direção de propagação da trinca.....	26
Figura 19 Esquema da posição de extração e foto do corpo de prova para o ensaio do Integral J.....	27
Figura 20 - Detalhe do entalhe para o início da trinca por fadiga.....	27
Figura 21 - Sistema de garras, corpo de prova e clip gage montado na máquina de ensaios MTS.....	28
Figura 22 - Trinca modelada na AEF .....	30
Tabela 3 - Profundidade e comprimento das trincas modeladas.....	30
Figura 23 – Um quarto da seção modelada .....	31
Figura 24 - Condições de contorno. ....	31
Figura 25 - Malha utilizada para a modelagem.....	32
Figura 26 - Elementos Quarter Point 2D e 3D .....	33
Figura 27 - Esquema da malha na ponta da trinca.....	33
Figura 28 - Diferentes situações para a presença de trincas .....	34
Figura 29 - Modelamento 3D da ponta da Fissura.....	34

Figura 30 - Figura da Deformada e do campo de Tensões na análise total 3D.....	35
Figura 31 - Exemplo de linha de condução de uma planta petroquímica.....	35
Figura 32 - a) Elementos Line Spring. b) Corpo de prova com entalhe simples (SEN, Single Edge Notched).....	36
Figura 33 - Coordenas para a definição dos elementos Line Spring[21] .....	37
Figura 34 - Superfície de escoamento generalizada usada nos elementos Line Spring. ....	40
Figura 35 - Elementos Line Spring existentes em ABAQUS [21].....	41
Figura 36 - Aspecto dos elementos Line Spring depois da aplicação da carga.....	41
Figura 37 - Detalhe dos elementos Line Spring. ....	42
Figura 38 - Curvas Tensão-Deformação .....	43
Figura 39 - Curvas média e verdadeira.....	44
Figura 40 – À esquerda observa-se o CP4. A direita, o CP5 com o entalhe lateral (Side-Grooved).....	45
Figura 41 - Relação entre o CMOD medido e o COD na linha de carregamento.....	46
Figura 42 – Corpo de Prova Compact Tension modelado para achar a relação CMOD/COD.....	46
Figura 43 – A esquerda observa-se a malha aplicada no cp. À direita, a Tensão de Von Mises em MPa para uma carga de 1600N aplicada no cp.....	47
Figura 44 – CMOD e COD em função da carga aplicada.....	47
Figura 45 – Carga versus COD para o CP4.....	48
Figura 46 – Carga versus COD para o CP5.....	48
Figura 47 – Foto geral do aspecto da superfície fraturada do CP4.....	49
Figura 48 – Foto ampliada da zona central do CP4, observasse a propagação plástica da trinca antes da fratura instável.....	49
Figura 49 - Foto geral do aspecto da superfície fraturada do CP5.....	50
Figura 50 – Zona de propagação estável no CP5.....	50
Figura 51 – Detalhe da propagação plástica estável. Notem-se as linhas verticais que correspondem aos incrementos na carga aplicada.....	50
Figura 52 – Compliance versus tamanho de trinca para o CP4.....	51
Figura 53 – Compliance versus tamanho de trinca para o CP5.....	51
Figura 54 – Gráfico dos pontos para a construção da curva $J_R$ .....	52
Figura 55 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 25% da parede.....	55
Figura 56 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 50% da parede.....	56
Figura 57 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 75% da parede.....	56

Figura 58 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 25% da espessura do tubo. ....	57
Figura 59 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 50% da espessura do tubo. ....	58
Figura 60 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 75% da espessura do tubo. ....	58
Figura 61 - FAD das seis situações apresentadas como $Kr=f(Lr)$ .....	59
Figura 62 – FAD das seis situações apresentadas como $Kr=f(p)$ .....	60
Figura 63 - Pressão de colapso para a trinca com 25% de profundidade. ....	61
Figura 64 - Pressão de colapso para a trinca de 50% de profundidade. ....	62
Figura 65 - Pressão de colapso para a trinca de 75% de profundidade .....	62
Figura 66 - Pressão de Colapso versus tamanho de trinca .....	63
Figura 67 - Tensão no Colapso na parede do tubo em função do tamanho e posição da trinca. ....	64
Figura 68 - Pressão de Colapso Normalizada versus Tamanho de Trinca. ....	65
Figura 69 - Trinca de 0,25 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).....	65
Figura 70 - Trinca de 0,25 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa). ....	66
Figura 71 - Trinca de 0,25a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).....	66
Figura 72 - Trinca de 0,25a/t externa, tensão de Von Misses (MPa). ....	66
Figura 73 -. Trinca de 0,25 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).....	67
Figura 74 - Trinca de 0,25a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).....	67
Figura 75 - Trinca de 0,5 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).....	67
Figura 76 - Trinca de 0,5 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa). ....	68
Figura 77 - Trinca de 0,5 a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).....	68
Figura 78 - Trinca de 0,5 a/t externa, Tensão de Von Misses (MPa). ....	68
Figura 79 - Trinca de 0,5 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).....	69
Figura 80 -. Trinca de 0,5a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).....	69
Figura 81 - Trinca de 0,75 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).....	69
Figura 82 - Trinca de 0,75 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa). ....	70

Figura 83 - Trinca de 0,75 a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).....	70
Figura 84 - Trinca de 0,75 a/t externa, Tensão de Von Misses (MPa).....	70
Figura 85 - Trinca de 0,75 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).....	71
Figura 86 - Trinca de 0,75 a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa) .....	71
Figura 87 – Efeito da pressão interna na abertura das trincas internas e externas. ....	73
Figura 88 - Comparação entre resultados experimentais e o Método R6.....	74

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Dimensões do Tubo.....	24
Tabela 2 - Propriedades mínimas necessárias para atingir o grau X56 [24]. .....	24
Tabela 3 - Profundidade e comprimento das trincas modeladas. ....	30
Tabela 4 - Valores médios das propriedades.....	44
Tabela 5 - Coeficientes para a equação 36. ....	44
Tabela 6 – Medidas principais dos corpos de prova usados.....	45
Tabela 7 – Comparação entre os valores calculados e os valores medidos da propagação plástica estável.....	53
Tabela 8 – Propriedades do material à Integral J.....	54
Tabela 9 – Tamanhos de trinca modelados após o avanço plástico. ....	61
Tabela 10 - Tamanho de Trinca versus Pressão de Ruptura.....	63
Tabela 11 - Tensões de Colapso em MPa para cada tamanho e posição da trinca.....	63

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	área das superfícies da trinca
$a$	profundidade da trinca
$ac$	tamanho crítico da trinca
$a_{ef}$	tamanho efetivo com a correção da zona plastificada
$a_t$	tamanho total da trinca no corpo de prova
$b$	comprimento da secção remanescente do corpo de prova
$B$	espessura do corpo de prova
$B_N$	mínima espessura do corpo de prova com entalhe lateral
$c$	metade do comprimento da trinca
$dm$	diâmetro médio do tubo
$E$	Modulo de Young
$E'$	$E/(1-\nu^2)$
$F$	Fator para o cálculo do valor de KI nos elementos Line Spring
$G$	taxa de liberação de energia
$G_C$	taxa crítica de liberação de energia
$J$	integral J
$J_C$	valor crítico da integral J
$J_{IC}$	valor crítico da integral J no modo I de deformação
$J_{ela}$	valor da integral J no comportamento elástico do material
$J_p$	valor da integral J no comportamento plástico do material
$J_R$	curva de comportamento do material à integral J
$K$	fator de intensidade de tensões
$K_C$	valor crítico da intensidade de tensões
$K_{ef}$	valor efetivo do fator de intensidade de tensões
$K_{IC}$	valor crítico do fator de intensidade de tensões no modo I de deformação
$K_g$	fator de intensidade de tensões para o máximo crescimento da trinca deduzido da curva $J_R$
$K_{mat}$	fator de intensidade de tensões do material no início do crescimento da trinca
$K_r$	relação entre K aplicado e K do material
$l$	semicomprimento da trinca nos corpos de prova Single Edge Notched

Option 3	$Lr$	relação entre a tensão aplicada e tensão de escoamento efetiva no
	$m$	coeficiente de encruamento
	$M$	fator de relação entre a intergral J e o valor do CTOD; momento aplicado no elemento Line Spring
	$\mathbf{n}$	vetor normal à trinca
	$N$	força aplicada no elemento Line Spring
	$p$	pressão interna no tubo
	$P$	carga
	$P_M$	carga para a pré-trinca
	$\mathbf{q}$	vetor normal à trinca
	$r$	distância até a ponta da trinca
	$r_y$	raio da zona plástica no modelo de Irwin
	$Rm$	raio meio do tubo
	$Sr$	relação entre a tensão aplicada e a resistência do material no Option 1.
	$t$	espessura do tubo
	$\mathbf{t}$	vetor tangente à trinca no plano da mesma
	$\mathbf{T}$	vetor de tração
	$\mathbf{u}$	vetor deslocamento
	$W$	largura do corpo de prova
	$w$	densidade de energia de deformação
	$X$	coordenada do eixo horizontal na relação constitutiva no modelo plástico para o elemento Line Spring
	$Y$	fator de forma, coordenada do eixo vertical na relação constitutiva no modelo plástico para o elemento Line Spring
	$\alpha$	fator para o cálculo da K aplicado no elemento Line Spring
	$\Delta$	incremento
	$\Delta a_g$	máximo crescimento da trinca na curva $J_R$
	$\Delta u$	deslocamento na abertura da trinca
	$\Delta \phi$	rotação na abertura da trinca
	$\delta$	valor do CTOD
	$\varepsilon$	deformação real
	$\in$	deformação de engenharia

$\gamma$	energia de tensão superficial por unidade de área
$\Gamma$	contorno para a integração
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\Pi$	energia potencial
$\theta$	ângulo em relação à trinca, rotação do nó no elemento Line Spring
$\rho$	tamanho da zona plastificada segundo o método de Dugdale
$\sigma$	tensão
$\sigma_0$	coeficiente de resistência, tensão de escoamento no modelo constitutivo

do elemento Line Spring

$\sigma_y$	tensão de escoamento, tensão no eixo y
$\sigma_{ys}$	tensão de escoamento efetiva

## RESUMO

O presente trabalho tem como objetivo determinar a pressão de colapso de tubos API 5L X56 de parede fina com trincas longitudinais internas e externas submetidas a pressão interna. Foi utilizado o método R6 conforme a norma BS7910:1999 e a Análise por Elementos Finitos.

Foram feitos ensaios de tração e de caracterização da tenacidade do material utilizado por integral J, assim como o modelamento por Elementos Finitos do tubo e a aplicação dos “Failure Assessment Diagram” FAD para determinar a pressão de colapso.

Verificou-se que para trincas internas a pressão de colapso é levemente maior que em trincas externas. Isto é mais acentuado para trincas com uma profundidade maior que a metade da parede do tubo. As predições da pressão de colapso em função do tamanho da trinca do método R6 em comparação com alguns resultados experimentais mostraram uma precisão satisfatória, porem em alguns casos não conservadora.

## ABSTRACT

The aim of this work is to determine the collapse pressure of API 5L X56 pipes with internal and external longitudinal cracks, by the application of the R6 by means of BS7910:1999 standard and Finite Element Analysis.

In this work the proprieties of tension test and the J integral characterization were performed and the Failure Assessment Diagram was used together with Finite Element Analysis to calculate the collapse pressure.

It was verified that internal cracks have lower collapse pressure than external ones. This is especially true for cracks with a depth greater than 50% of the pipe thickness. The results are in good agreement with experimental results.

## 1 INTRODUÇÃO

Na instalação de estruturas e componentes mecânicos existem sempre defeitos inerentes aos processos de montagem e fabricação. Porém tais defeitos nem sempre são de importância tal que justifiquem o seu reparo pelas diversas técnicas de reparos existentes. Estas técnicas podem introduzir mais defeitos e assim acabam produzindo mais danos que benefício. Para estabelecer critérios de aceitação foram desenvolvidas várias metodologias de análise para estas estruturas com defeitos.

Na área de transporte de fluídos, mais especificamente de petróleo e seus derivados, o reparo de uma tubulação implica um grande investimento de tempo e dinheiro, fazendo-se necessário a aplicação de métodos que permita avaliar de forma segura e simples a integridade estrutural da tubulação.

Este trabalho é apresentado no contexto da análise relativa ou método “adequação para a prática/ou uso” (Fitness for Purpose ou FFP), também referido como Engineering Critical Analysis (ECA). Mais precisamente na aplicação do Método R6, que permite estimar ou calcular a real significância de defeitos presentes ou, em outras palavras, o nível de segurança de uma tubulação submetida a esforços, que contêm trincas e defeitos.

O Método R6 tem sido utilizado com frequência como base para o desenvolvimento de normas modernas para a avaliação da segurança de estruturas, permitindo a análise tanto no regime elástico quanto no regime plástico. Porém, o uso de este método requer cálculos analíticos complexos com a estimativa do valor de vários fatores para cada situação.

A análise por elementos finitos é um método confiável e já estabelecido na engenharia atual para o cálculo das tensões e deformações em uma estrutura. Este método, porém, carece de um critério de falha que permita afirmar se a estrutura é segura ou não. Isto é mais acentuado no caso em que se pretenda analisar estruturas com trincas, já que estas induzem altas concentrações de tensões que escapam à natureza discreta da análise por elementos finitos.

Com o objetivo de exemplificar a vinculação das vantagens complementares destes dois métodos, Método R6 e a Análise por Elementos Finitos, é apresentado este trabalho. O Método R6 possui uma ampla e rigorosa base na Mecânica da Fratura, que

estabelece critérios precisos de falha; Análise por Elementos Finitos proporciona uma forma simples e confiável de calcular as tensões e deformações na estrutura analisada.

A motivação do trabalho nasce de situações que surgem em instalações de linhas de transporte de produtos derivados do petróleo e gás, as quais são periodicamente submetidas a sobrepensões (testes hidrostáticos) para avaliar a capacidade da linha. Em tais situações surge a necessidade de saber qual é o valor da pressão máxima que poderá ser aplicada nas tubulações que contém trincas, sem provocar o colapso da linha. E em serviço, qual é a real margem de segurança de operação da mesma.

O objetivo é de se estabelecer a relação entre a pressão aplicada e o tamanho do defeito, seguindo o Método R6 através de diagramas de avaliação de falha (FAD ou Failure Assessment Diagram), para uma tubulação API 5L X56 usada para o transporte de gás.

Esta junção entre o Método R6 e a análise por elementos finitos objetiva a substituição dos ensaios em escala real, tendo em vistas as complicações operacionais, os altos custos, tempo e o perigo associado a estes ensaios.

Nos capítulos 2º e 3º são apresentados os fundamentos teóricos da abordagem da mecânica da fratura. Nos capítulos 4 e 5 a metodologia e o material analisado. No capítulo 6 a aplicação do Método por Elementos Finitos aplicado a Mecânica da Fratura e nos capítulos 7 e 8 os resultados experimentais e os resultados da Análise por Elementos Finitos. O cálculo da pressão de colapso e a discussão dos resultados são apresentados nos capítulos 9 e 10.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Maioria dos códigos de fabricação e de projeto para a avaliação de defeitos apresentam uma coleção esparsa de Ensaio Não Destrutivo (NDT). Tais códigos estabelecem arbitrariamente a aceitabilidade dos defeitos, tendo como referência principal o tamanho dos mesmos, sem analisar profundamente o verdadeiro impacto desses defeitos na confiabilidade da estrutura. Tem sido estimado que reparar desnecessariamente tais defeitos inócuos podem aumentar em até 10% os custos de instalação, sem considerar que o reparo pode induzir defeitos muito mais prejudiciais que os defeitos iniciais [1].

O primeiro trabalho que propôs um método mais científico para a avaliação dos defeitos foi apresentado em 1968 [2]. Nesta publicação fazia-se menção às observações apresentadas no parágrafo anterior, donde se conclui que já naquela época dispunham-se ferramentas necessárias para confeccionar uma norma mais “racional” para a aceitabilidade de defeitos.

Logo depois desta publicação surgiu uma etapa de desenvolvimento de várias normas e códigos. Em 1970 foi formado um comitê pelo British Standards Institute, que depois de 10 anos de trabalho publicou em 1980 o documento PD6493:1980 [3], que tinha as bases assentadas em um procedimento de “adequação para a prática” (Fitness for Purpose). Neste documento considera-se a possibilidade de fratura frágil baseada em  $K_{IC}$  ou CTOD (Crack Tip Opening Displacement). A possibilidade de falha por colapso plástico é tratada em um tópico diferente e de forma totalmente independente.

Paralelamente, em 1976 [6], o Central Electricity Generation Board desenvolvia um método que logo foi conhecido como o método R6 [7]. Embora seja elaborada especificamente para os requisitos de operação em centrais nucleares, foi aplicada com sucesso na engenharia em geral. Como será explicado em maior detalhe na Seção 3, existem dois modos básicos de falha: por fratura frágil e por colapso plástico. O colapso plástico é controlado pela plasticidade generalizada no componente ou estrutura, e a fratura frágil está dominada pelos altos gradientes de tensão. As duas situações limites são ligadas por uma curva, que determina a falha em zonas intermédias, em diagramas denominados FAD (Failure Assessment Diagrams).

Em 1991 foi publicado outro documento pela British Standards Institute, o PD 6493:1991 [4], que incorpora alguns conceitos principais do método R6. Este documento transformou-se em norma em 1999, passando a denominação de BS7910:1999 [5], incorporando quase todos os conceitos do método.

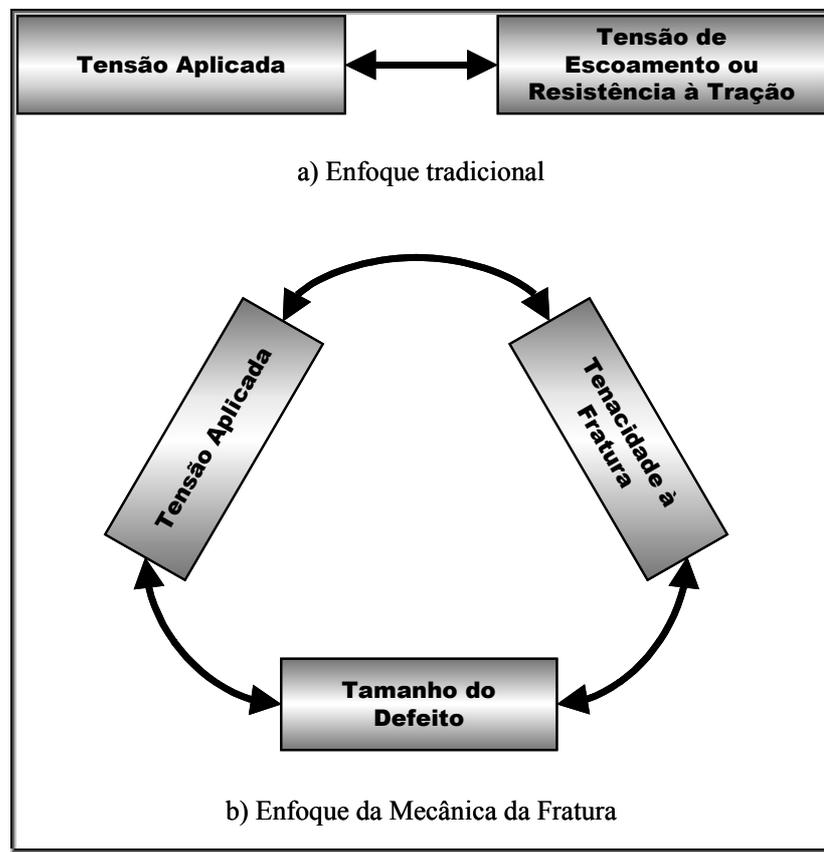
Ao mesmo tempo, o método R6 também é considerado no projeto SINTAP [8], que envolve uma serie de países de Europa.

Os FAD do método R6 foram adotados também nos Estados Unidos pela Fitness for Purpose Standard API 579 e no Japão mediante o rascunho do código  ICSME

Atualmente o método R6 encontra-se na sua Revisão 4.

## 2.1 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

### 2.1.1 MECÂNICA DA FRATURA



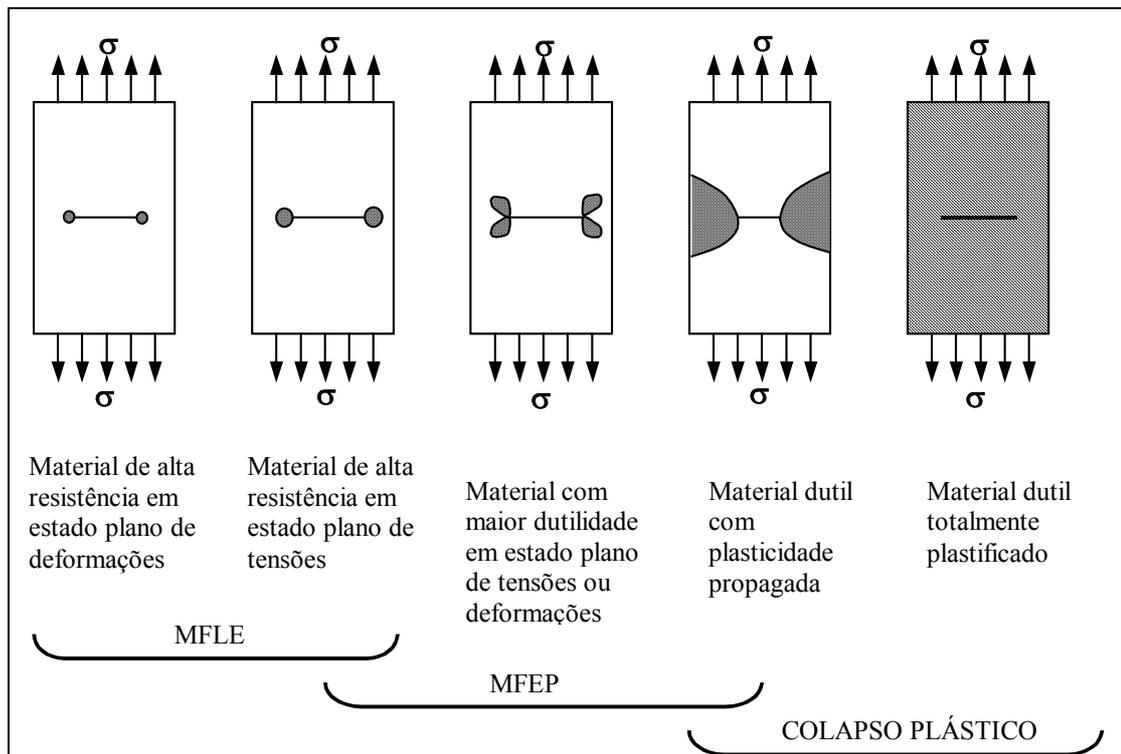
**Figura 1 - Enfoque Tradicional e enfoque da Mecânica da Fratura**

No enfoque tradicional, a análise de estruturas considera as mesmas como seguras ao relacionando-as aos esforços aplicados com alguma propriedade de resistência do material, como a tensão de escoamento ou a resistência à tração, garantindo que o esforço seja sempre menor que a resistência a tração do material (Figura 1 a).

Este tipo de análise, porém, não consegue avaliar a segurança em estruturas ou componentes que apresentem defeitos, induzidos pela própria fabricação ou criados ao longo da vida da peça. Tais defeitos provocam altas solicitações localizadas, não consideradas nos cálculos tradicionais. Parte-se para outro tipo de análise, onde o nível de segurança do componente ou estrutura é avaliado com um conjunto de características (Figura 1 b). Ou seja, o estado de solicitação é a conjunção de um parâmetro que caracterize o defeito, de uma

propriedade do material que represente a sua resistência na presença de dito defeito e do valor das tensões aplicadas. É com essa abordagem que nasce a Mecânica da Fratura.

A Mecânica da Fratura pode ser estudada dividindo-a em dois grandes grupos. A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), que estuda o crescimento de trincas e a fratura do material em condições essencialmente linear elásticas; e a Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP), que se aplica a materiais que apresentam comportamento não-linear, como a deformação .



**Figura 2 - Limites de aplicabilidade para a MFLE e a MFEP.**

A Figura 2 apresenta uma representação esquemática das faixas de aplicabilidade da MFLE e da MFEP. Observa-se que não existe um limite determinado entre as duas abordagens.

### 2.1.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA - MFLE

Considerando um comportamento linear elástico existem dois métodos de estudo principais para a MFLE: o critério da energia, denominado taxa de liberação de energia; e o critério do fator de intensidade de tensões.

### 2.1.2.1 TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA

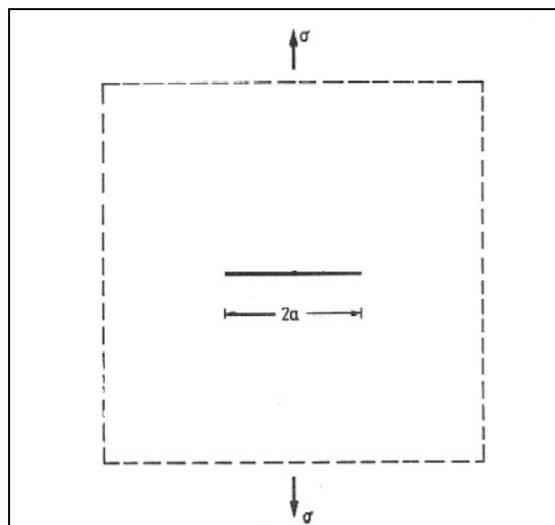
No estudo da energia envolvida no comportamento de fissuras é estabelecido que a mesma vai propagar quando a energia disponível para o crescimento da trinca é suficiente para superar a resistência do material. A resistência do material deve incluir a energia de superfície, o trabalho plástico, ou outro tipo de energia dissipada associada com a propagação da trinca. A propagação da fissura pode ser estável ou instável dependendo de como varia a resistência do material com o crescimento da trinca.

Griffith[11] foi o primeiro em propor o critério da energia aplicado a fratura, mais foi Irwin[12] quem formulou a presente versão deste critério. Nesta abordagem é definida a taxa de liberação de energia,  $G$ , que representa a taxa de variação da energia potencial por unidade de área da trinca, para um material linear elástico. No início do crescimento da trinca,  $G$  deve ser igual a um valor crítico, denominado  $G_c$ , que é uma medida da tenacidade à fratura do material. Para a propagação da trinca, deve-se cumprir que  $G=G_c$ .

Para uma fissura de comprimento  $2a$  numa placa infinita submetida a uma tensão de tração remota (Figura 3), a taxa de liberação de energia é dada por:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad \mathbf{1}$$

onde  $E$  é o módulo de Young,  $\sigma$  é a tensão remotamente aplicada e  $a$  é a metade do comprimento da trinca.



**Figura 3 - Trinca passante numa placa de dimensões infinitas submetida a tração.**

No momento da fratura  $G=G_c$ . Na Equação 2 são apresentadas as combinações críticas de tensão e tamanho de trinca que levam a falha:

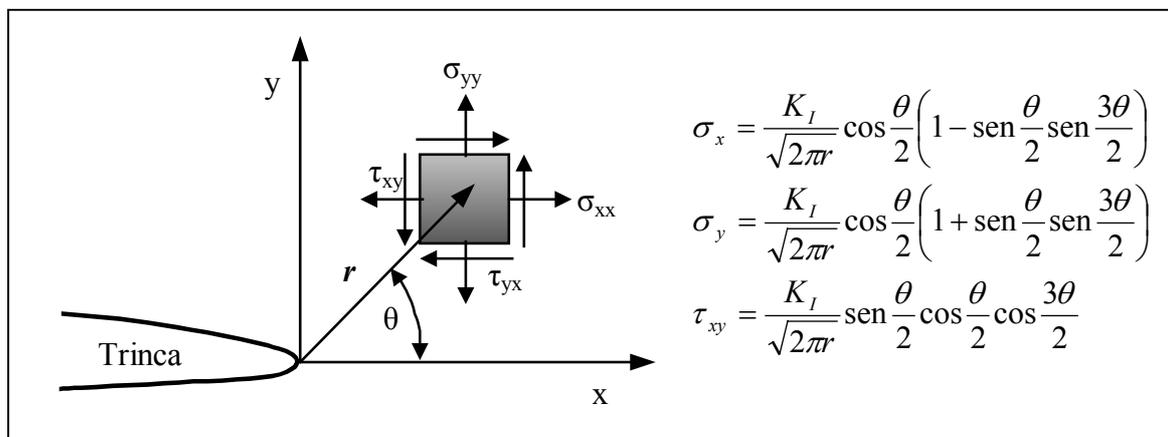
$$G_c = \frac{\pi \sigma_{falha}^2 a_c}{E} \quad 2$$

Note-se que para um valor constante de  $G_c$ , a tensão de falha,  $\sigma_{falha}$ , varia com  $1/\sqrt{a}$ .

A taxa de liberação de energia,  $G$ , é a energia que motiva a fratura do material, e  $G_c$  é a medida da resistência do material à fratura. Uma consideração fundamental para a mecânica da fratura é que a tenacidade à fratura do material ( $G_c$ ) é independente do tamanho e a geometria do corpo fissurado. Isto será verdadeiro sempre e quando o comportamento do material seja predominantemente linear elástico.

#### 2.1.2.2 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES

A Figura 4 mostra em forma esquemática um elemento perto da ponta da fissura num material elástico. Na mesma figura são apresentadas as equações que calculam as tensões atuantes no plano  $XY$ , em função da posição em relação à origem, dado pelo vetor  $r$  e o ângulo  $\theta$ . Cada componente da tensão no ponto examinado é proporcional ao fator  $K_I$ . Se este fator é conhecido, toda a distribuição de tensões perto da fissura pode ser calculado com as equações da Figura 4. Esta constante, chamada fator de intensidade de tensões, caracteriza completamente as condições perto da ponta da trinca num material linear elástico.



**Figura 4 - Tensões no plano nas proximidades da ponta da trinca.**

Considerando que o material falhe localmente numa combinação particular de tensões e deformações, a fratura acontecerá quando  $K_I$  atinge um valor crítico,  $K_{IC}$ . Desta forma,  $K_{IC}$  é uma medida da tenacidade à fratura.

Para a placa apresentada na Figura 3, o fator de intensidade de tensões é dado por:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad 3$$

A falha do material acontecerá quando  $K_I = K_{IC}$ .

$$K_I = K_{IC} = \sigma_{falha} \sqrt{\pi a_c} \quad 4$$

Neste caso,  $K_I$  é a carga que induz à fratura, e  $K_{IC}$  é a medida da resistência do material. Assim como  $G_c$ , as propriedades de similitude devem ser aplicadas ao  $K_{IC}$ . Ou seja, o valor de  $K_{IC}$  deve ser independente da geometria e o tamanho.

Se compararmos as Equações 2 e 3, podemos achar uma relação entre  $K_I$  e  $G$  para uma placa infinita submetida à tração:

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad 5$$

A mesma relação existe entre  $G_c$  e  $K_{IC}$ . Desta forma, os critérios energéticos e de intensidade de tensões da mecânica da fratura são essencialmente equivalentes em materiais com comportamento linear elástico.

### 2.1.2.3 PLASTICIDADE NA PONTA DA TRINCA

Uma análise puramente linear elástica leva a estimar tensões infinitas na ponta da fissura. Porém, em materiais reais, as deformações plásticas levam a um relaxamento das tensões na ponta da trinca, e a análise puramente elástica torna-se mais inexata na medida que o tamanho da região plastificada cresce.

Existem correções simples para a MFLE em situações onde a plasticidade na ponta da fissura é restrita. Em configurações onde a região plastificada é mais extensa, deve-se optar por utilizar outros parâmetros (desenvolvidos na Mecânica da Fratura Elastoplástica) que consideram o comportamento não linear do material.

Dois métodos são principalmente utilizados para estimar o tamanho da região plastificada na ponta da fissura, a correção de Irwin[12] e o método de Dugdale[13].

Irwin considera a plasticidade na ponta da fissura mediante a definição de um tamanho de trinca efetivo, que se estende até o centro da região plastificada (Figura 5).

O tamanho efetivo é definido como a soma do comprimento original mais o raio da zona plastificada:

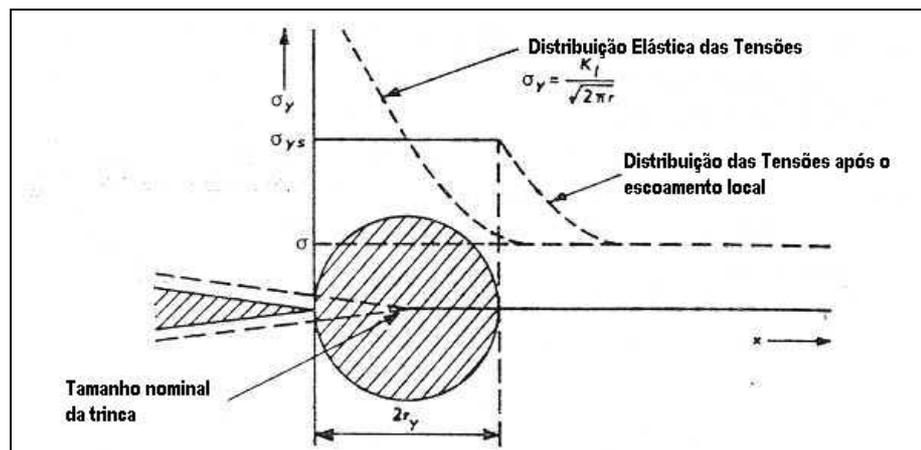
$$a_{ef} = a + r_y \tag{6}$$

onde em estado plano de tensões  $r_y$  é dado por:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \tag{7}$$

No estado plano de deformações, a triaxialidade das tensões na ponta da trinca restringe a capacidade de deformação plástica do material, reduzindo a zona plastificada em um fator de três:

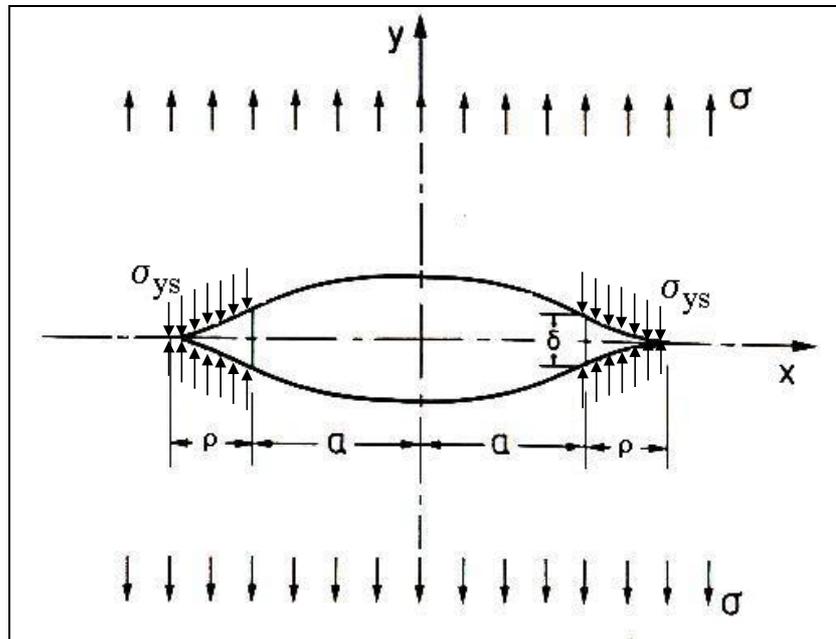
$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \tag{8}$$



**Figura 5 - Distribuição das tensões com plastificação na ponta da trinca.**

O modelo de Dugdale baseia-se na superposição de efeitos. Aproxima o comportamento elastoplástico superpondo duas soluções elásticas conhecidas: uma trinca

passante submetida a tração remota  $\sigma$  e uma trinca passante com tensões de fechamento  $\sigma_{ys}$  na ponta da trinca (Figura 6).



**Figura 6 - Modelo de Dugdale**

O tamanho da zona plastificada é deduzida considerando uma trinca de comprimento  $2a+2\rho$ , onde  $\rho$  é o comprimento da zona plastificada. O tamanho relativo desta zona plastificada é:

$$\frac{a}{a + \rho} = \cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}}\right)$$

$$\rho = \frac{a}{\cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}}\right)} - a$$

9

Note-se que na medida que a tensão remota  $\sigma$  aproxima-se da tensão de escoamento, o tamanho da zona plastificada tende a infinito.

Burdekin e Stone [14] obtiveram para este modelo o valor aproximado do fator de intensidade de tensões:

$$K_{ef} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}}\right) \right]^{1/2}$$

10

desta forma, para um material elástico-perfeitamente plástico (sem encruamento) o valor de  $K_{ef}$  é infinito quando a tensão aplicada equivale à tensão de escoamento, e zona plastificada se estende em toda a seção da placa, atingindo a placa a sua máxima capacidade de carregamento. Este modelo foi usado para derivar os diagramas de avaliação de falha (FAD ou Failure Assessment Diagram) que serão apresentados na seção 

#### 2.1.2.4 LIMITAÇÕES DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

A medida que as tensões aumentam, a região plastificada na frente da trinca aumenta bem mais, invalidando as considerações para a derivação da análise no campo da mecânica da fratura linear elástica.

A tensão de falha do material isolada da equação 4 toma a forma:

$$\sigma_{falha} = \frac{K_{IC}}{\sqrt{\pi a_c}} \quad 11$$

Para materiais com alto valor de  $K_{IC}$  ou com tamanho de trinca muito pequeno, a tensão de fratura calculada desta forma pode ser maior que a resistência à tração do material o que obviamente não é possível.

#### 2.1.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTOPLÁSTICA

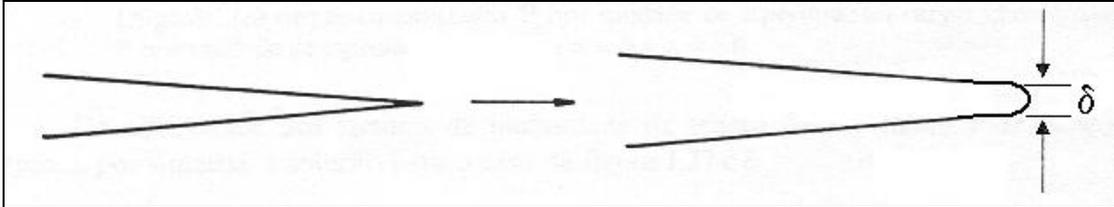
Os materiais metálicos são em sua maioria dúcteis, e foi necessária a extensão das teorias da MFLE para materiais e situações onde a plasticidade era importante.

Atualmente existem duas análises consagradas e equivalentes entre si, porém com fundamentos distintos. A primeira é “Abertura da Ponta da Trinca” ou “Crack Tip Opening Displacement” (CTOD) e a segunda é a Integral J.

##### 2.1.2.1 CRACK TIP OPENING DISPLACEMENT

Wells[15] observou que em materiais dúcteis, as superfícies das trincas afastavam-se arredondando a ponta da trinca, antes de produzir a fratura. Este afastamento esta relacionado com as deformações plásticas na ponta da fissura, especialmente se é medido na ponta da trinca (Figura 7). Wells propôs como critério de tenacidade a abertura na ponta da fissura provocada pela aplicação das cargas, medida diretamente na ponta da trinca. Este

parâmetro pode ser relacionado com um valor crítico característico de abertura, que seria uma propriedade do material. Quando o material atingisse o valor crítico de abertura, se produziria a propagação da trinca.



**Figura 7 - Esquemática do CTOD**

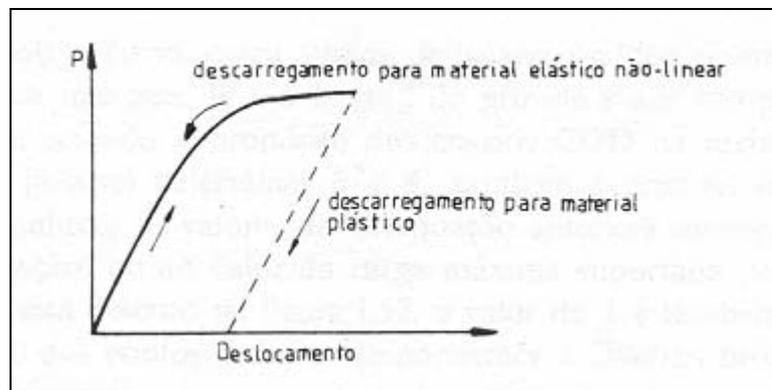
Para uma placa infinita com uma trinca passante (Figura 3) e um material elástico-perfeitamente plástico em estado plano de tensões, pode ser demonstrado que [16][18]:

$$\delta = \frac{K_I^2}{\sigma_{ys} E} = \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad 12$$

desta forma, na presença de deformações plásticas restritas na ponta da trinca, existe uma equivalência entre os critérios da MFLE y o CTOD.

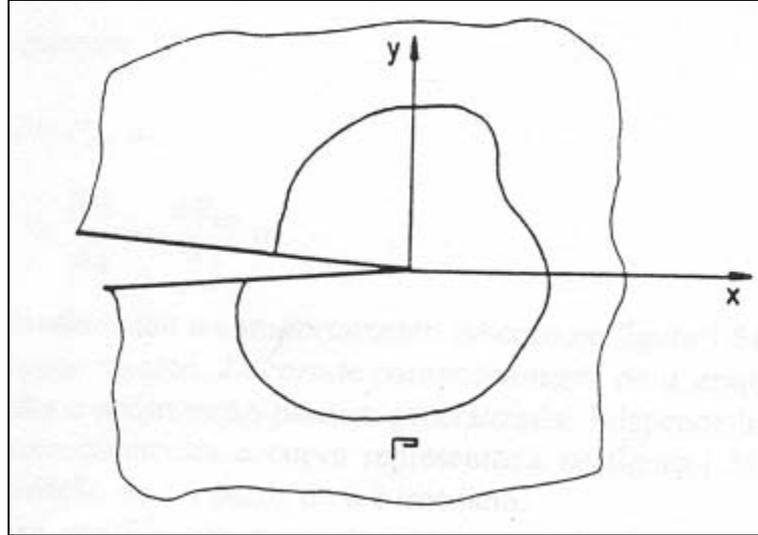
#### 2.1.2.2 A INTEGRAL J

A integral J foi introduzida por Rice[18], sendo definida como uma integral de contorno, resolvida pressupondo comportamento elástico não linear(Figura 8).



**Figura 8 - Definição de um material elástico não linear**

Esta integral de contorno é independente do caminho  $\Gamma$  escolhido para o cálculo (Figura 9), característica que contorna as dificuldades decorrentes da caracterização do estado de tensões na extremidade da trinca.



**Figura 9 - Definição do caminho da Integral J.**

A integral J é dada analiticamente por [19][20]:

$$J = \int_{\Gamma} w dy - \int_{\Gamma} \mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} ds \quad 13$$

onde  $w$  é a densidade de energia de deformação em pontos do contorno,  $\mathbf{T}$  é o vetor tração,  $\mathbf{u}$  é o deslocamento e  $ds$  o elemento do contorno  $\Gamma$ . Esta complicada formulação matemática tem, porém, uma interpretação física muito simples: é a energia potencial (por unidade de área da trinca) disponível para o crescimento da trinca num material elástico não linear.

Para o caso especial de um material linear a integral J equivale a  $G$ [17]:

$$J = G \quad 14$$

J é, portanto, uma extensão do conceito de G proposto por Griffith ao comportamento elástico não linear. Da mesma forma, pode-se demonstrar que

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad 15$$

A relação entre a integral J e o CTOD pode ser estabelecida como [16]:

$$J = M\delta\sigma_{ys}$$

16

onde  $\sigma_{ys}$  é a tensão de escoamento do material e o fator  $M$  varia entre 1,15 e 2,95 para a maioria das configurações.

Uma importante consequência é que sob certas condições este comportamento não linear elástico pode ser usado para modelar o comportamento plástico do material. A principal restrição é que não pode acontecer descarregamento durante a aplicação da carga, dado que a deformação plástica do material é um processo irreversível.

### 2.1.2.3 A INTEGRAL J COMO CRITÉRIO DE FRATURA

A integral  $J$  pode ser vista como um parâmetro que caracteriza o estado de energia na região ao redor da trinca. Este argumento é amparado pelas seguintes propriedades de  $J$  [20]:

- (i) A integral de contorno  $J$  é independente do caminho escolhido, tanto em materiais elásticos lineares como elásticos não lineares.
- (ii)  $J$  é idêntico ao parâmetro  $G$ .
- (iii)  $J$  pode ser determinado facilmente de forma experimental.

Devido a estas propriedades características da integral  $J$ , a mesma foi proposta como uma candidata a critério de fratura. Sob um modo de carregamento que provoque a abertura da trinca, o critério de iniciação do crescimento da trinca toma a forma de

$$J = J_c$$

17

onde  $J_c$  é uma propriedade do material para uma dada espessura sob condições específicas do meio. Em condições de estado plano de deformação, o valor crítico de  $J$ ,  $J_{Ic}$ , é relacionado à tenacidade no estado plano de deformações,  $K_{Ic}$  por

$$J_{Ic} = \frac{1-\nu^2}{E} K_{Ic}^2$$

18

onde  $E$  é o módulo de elasticidade e  $\nu$  o coeficiente de Poisson.

As propriedades acima mencionadas da integral J, que justificam seu uso como critério de fratura, foram derivadas sob resposta elástica não linear do material, ou seja, são inteiramente válidas para situações nas quais não acontece um descarregamento das cargas aplicadas.

## 2.2 FAILURE ASSESSMENT DIAGRAM - O MÉTODO R6

### 2.2.1 FUNDAMENTAÇÃO

Uma estrutura feita de um material com tenacidade suficiente pode não ser susceptível à ruptura frágil na presença de defeitos mesmo se ela for sobrecarregada. A falha potencial da estrutura cai dentro dos limites:

- O primeiro é a fratura em condições onde a Mecânica da Fratura adequadamente descreve o fenômeno.
- O segundo é o colapso plástico da estrutura, na presença do defeito.

O conceito da avaliação baseado nestes dois critérios é introduzido e representado por um FAILURE ASSESSMENT DIAGRAM (FAD).

Este diagrama derivado do modelo de Dugdale, é descrito brevemente a seguir.

Retomando a equação 10 (aplicável à Figura 3):

$$K_{ef} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{ys}} \right) \right]^{1/2} \quad 19$$

Se dividirmos esta equação pela equação que representa a  $K_I$ ,  $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$ ,

$$\frac{K_{ef}}{K_I} = \frac{\sigma_{ys}}{\sigma} \sqrt{\frac{\pi a}{\pi a}} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{ys}} \right) \right]^{1/2} \quad 20$$

$$\frac{K_{ef}}{K_I} = \frac{\sigma_{ys}}{\sigma} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{ys}} \right) \right]^{1/2}$$

vemos que a relação não só fica adimensional, mas também independente do tamanho da trinca.

Definem-se as duas variáveis que estabeleceram o estado de segurança da estrutura como  $Kr$  (possibilidade de falha na Mecânica da Fratura Linear Elástica) e  $Sr$  (possibilidade de colapso plástico), sendo as mesmas:

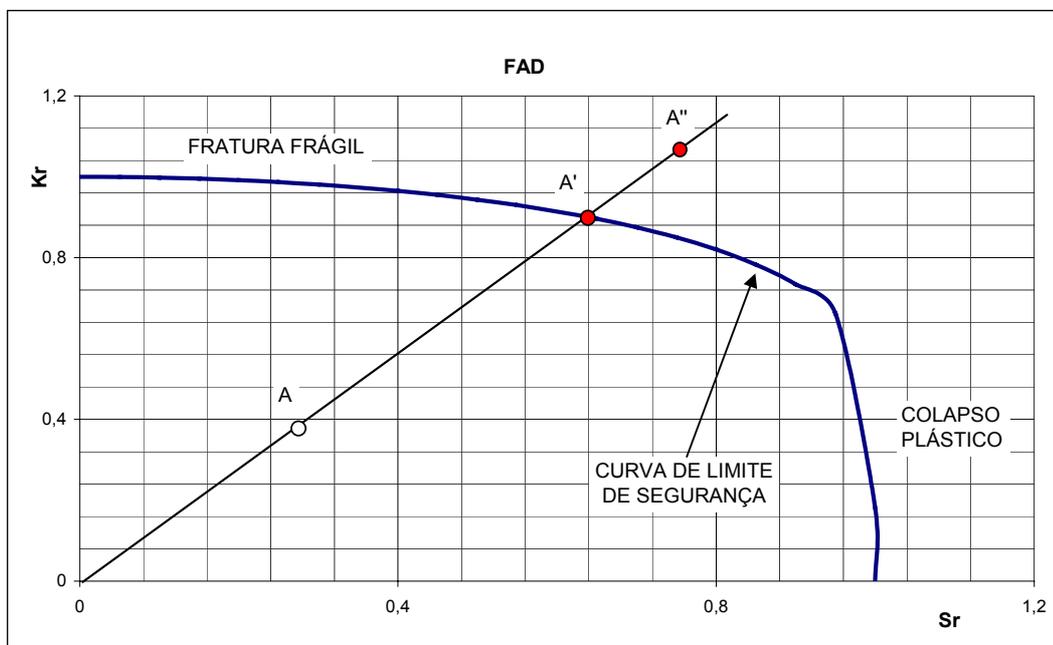
$$Kr = \frac{K_I}{K_{ef}} \quad 21$$

$$Sr = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \quad 22$$

Se substituirmos em 20 as relações 21 e 22, podemos achar a curva que contorna os pontos que são aceitáveis para a estrutura:

$$Kr = Sr \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left( \frac{\pi Sr}{2} \right) \right]^{-1/2} \quad 23$$

Na Figura 10 pode observar-se o gráfico  $Sr = f(Kr)$ .



**Figura 10 - FAD Failure Assessment Diagram [20]**

O “estado de solicitação” da estrutura é definido então pelo material (dado pelos valores de  $K_I$  e  $\sigma_{ys}$ ), pelas cargas aplicadas (que determinam  $\sigma$ ) e pela presença de trincas (o “ $K$ ” aplicado). Cada estado de solicitação pode ser totalmente definido pela conjunção destes três parâmetros, representado com um ponto na Figura 10.

A avaliação da segurança da estrutura é delimitada pela linha, onde o estado de tensões e o  $K$  aplicado determinam um ponto no gráfico. Se este ponto cai entre os eixos e a curva (por exemplo, o ponto A) a situação da estrutura pode ser estabelecida como segura. Se o ponto cai sobre ou fora da linha (pontos A’ e A’’), a situação da estrutura é insegura.

### 2.2.2 O MÉTODO R6 – REVISION 3

Na terceira revisão do método R6 apresentaram-se algumas modificações, mais as bases do método continuam sendo as mesmas.  Principalmente mudaram algumas definições ( $Sr$  passou a ser denominado  $Lr$ ).

 Dependendo da exatidão dos dados do material, o método permite a escolha do entre três níveis de análise para o cálculo do  $K$  e da Integral  $J$  aplicada [6]:

- 1.- Nível 1, método de avaliação utilizado quando a informação sobre as propriedades do material é limitada,
- 2.- Nível 2, o denominado procedimento normal de avaliação,
- 3.- Nível 3, apropriado para materiais dúteis e permite realizar a “análise à resistência ao rasgamento” (Tearing Resistance Analysis).

A intenção deste trabalho é utilizar nível 3, o mais preciso deste método, para o cálculo da pressão de falha da tubulação.

### 2.2.3 NÍVEL 3: DUCTILE TEARING ASSESSMENT

Esta análise considera a falha baseada na iniciação do crescimento plástico da trinca (ductile tearing). As quantidades  $Kr$  e  $Lr$  (que substitui ao parâmetro  $Sr$  definido no ponto anterior) são calculadas para cada tamanho de trinca, considerando que esta cresce em forma dútil, sendo que a propriedade  $K_{mat}$  estabelece quando começa o crescimento da trinca.

$Kr$  e  $Lr$  são definidos neste Nível como:

$$Kr = \left( \frac{J_{ela}}{J} \right)^{1/2} \quad 24$$

$$Lr = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \quad 25$$

onde  $J_{ela}$  é o valor da Integral J no regime elástico e J é o valor total (plástico mais elástico) da Integral J

Para realizar este tipo de análise,  $Kr$  e  $Lr$  são calculados para sucessivos incrementos no tamanho da trinca,  $\Delta a_i$ , e para várias cargas aplicadas. A “resistência ao rasgamento” (tearing resistance)  $K_{mat}$  como função do crescimento plástico  $K_{mat}=f(\Delta a)$  é determinada mediante o uso da curva  $J_R$ , através da escolha de normas adequadas [26].

É apresentado o procedimento usado na norma BS7910:1999 [5]:

- a) Define-se o tamanho inicial da trinca,  $a_0$ .
- b) Constrói-se o diagrama FAD correspondente a cada trinca.
- c) Define-se  $\Delta a_g$ , o máximo crescimento da trinca tomado da curva  $J_R$ , e  $K_g$ , o valor da tenacidade associado com este crescimento.
- d) Se  $\Delta a_g < 1,0$  mm, calcula-se  $Lr$  usando a Equação 25 e  $Kr$  como:

$$Kr = \frac{K_I}{K_g} \quad 26$$

$K_I$  e  $\sigma_{ref}$  são calculados com o tamanho de trinca  $a = a_0 + \Delta a_g$ .

- e) Se  $1,0 \text{ mm} < \Delta a_g < 5,0 \text{ mm}$ , são definidos os intervalos do incremento da trinca como:

$$\Delta a_0 = 0;$$

$$\Delta a_1 = 1,0 \text{ mm};$$

$$\Delta a_2 = 2,0 \text{ mm, etc.}$$

Se  $\Delta a_0 > 5,0$  mm, os intervalos do incremento do tamanho da trinca são definidos como:

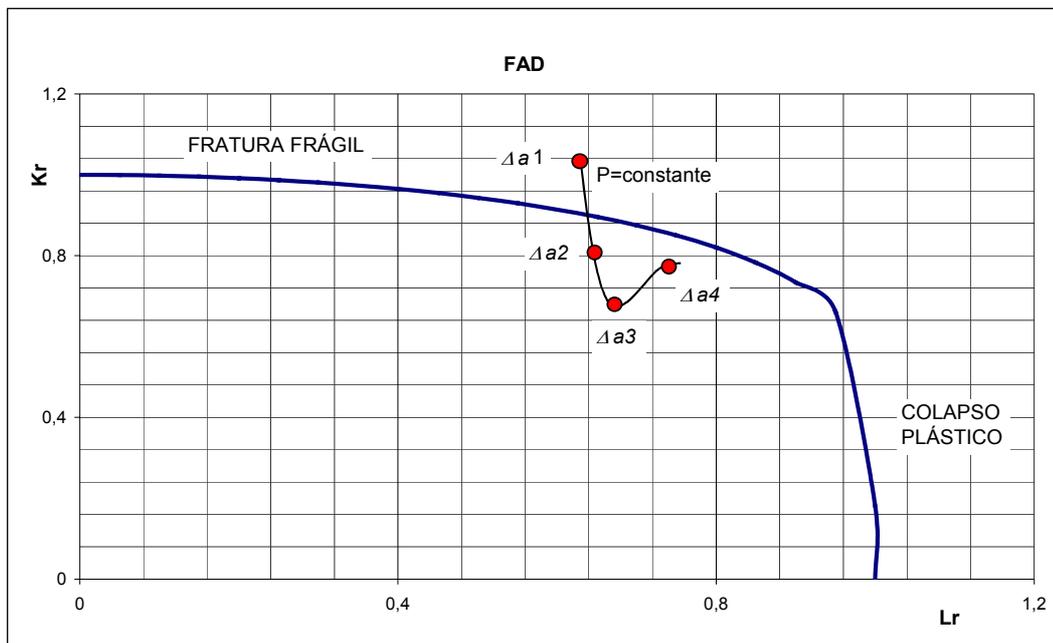
$$\Delta a_0 = 0$$

$$\Delta a_1 = 1,0 \text{ mm};$$

$$\Delta a_2 = 0,2 \Delta a_0;$$

$$\Delta a_3 = 0,4 \Delta a_0, \text{ etc.}$$

f) stroem-se todos os pares de  $L_r$  e  $K_r$  como coordenadas no gráfico FAD para achar a linha definida pelo lugar geométrico dos pontos de avaliação. Se esta linha cai completamente fora da linha FAD, a trinca é considerada inaceitável. Se esta linha atravessa a curva FAD, é possível que aconteça crescimento dútil (Ductile Tearing), porém, a trinca é considerada dentro da segurança.



**Figura 11 – Exemplo de Ductile Tearing Analysis [5].**

Na Figura 11 se observam quatro pontos que definidos por quatro intervalos de crescimento dútil da trinca. Estes pontos desenham a linha do *lugar geométrico* de  $K_r$ - $L_r$ , correspondendo sempre à mesma carga ( $p$ =constante). Estas linhas geralmente apresentam

uma forma de “gancho”, porém, não é uma regra, já que dependem da curva  $J_R$  do material, da geometria da trinca e do campo de tensões aplicado.

☞ durante o crescimento dútil da trinca, o lugar geométrico dos pontos  $Kr-Lr$  intercepta a curva FAD, considera-se que a estrutura é segura para a carga analisada, como mostra a Figura 11. Quando todos estes pontos estão fora da curva FAD, a estrutura é considerada insegura. A carga limite é aquela que gera uma serie de pontos  $Kr-Lr$  que desenham uma linha tangente a curva FAD.

#### 2.2.4 PRESSÃO DE COLAPSO

Para calcular a pressão de colapso devemos repetir o procedimento em intervalos de pressão definidos, e traçar várias linhas que representem o crescimento dútil da trinca em cada uma destas cargas analisadas.

☞ seja, uma vez obtido o diagrama FAD com o tamanho de trinca inicial, é definida uma pressão inicial e desenhada uma primeira a linha dos lugares geométricos de  $Kr-Lr$ . Este procedimento é repetido para várias cargas, traçando uma série de curvas a carga constante ( $P_1$  a  $P_4$  na Figura 12).

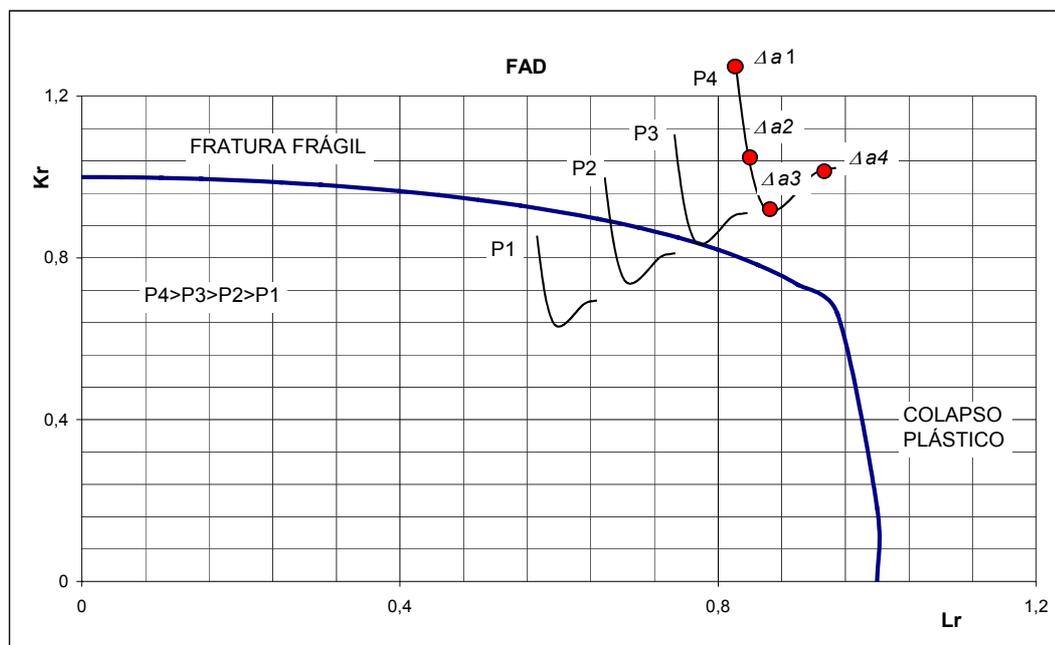


Figura 12 – Exemplo de carga de falha para o Ductile Tearing Assessment [5].

A carga limite para a estrutura será aquela que faça o lugar geométrico dos valores  $Kr$ - $Lr$  ser tangente à curva FAD. Na Figura 12 a carga de falha correspondente é  $P_3$ . Este procedimento, Option 3 Ductile Tearing Analysis, é o procedimento mais preciso para o cálculo da carga de falha segundo o método R6 [6].

Note-se que segundo o procedimento descrito no ponto anterior, item “e”, se o crescimento máximo da trinca é menor que 1,0 mm ( $\Delta a_g < 1,0$  mm), o procedimento é mais simples.

O cálculo do valor de  $Kr$  e  $Lr$  neste crescimento máximo, e cada linha dos lugares geométricos na Figura 12 transforma-se num ponto. Para determinar a carga de falha, basta considerar um tamanho de trinca  $a = a_0 + \Delta a_g$  e calcular os valores de  $Kr$ - $Lr$  correspondentes a cada pressão. Estes pontos irão traçando uma “linha de carregamento” que interceptará à curva FAD. O ponto no qual acontece a intersecção corresponderá à pressão que provoca a falha.

Na Figura 13 se observa um exemplo que corresponde a um material com  $\Delta a_g < 1,0$  mm. Os pontos P1...P5 são pares de valores  $Kr$ - $Lr$  correspondentes à cargas em aumento e traçam a curva que permite achar a carga de falha, que neste exemplo corresponde a P4.

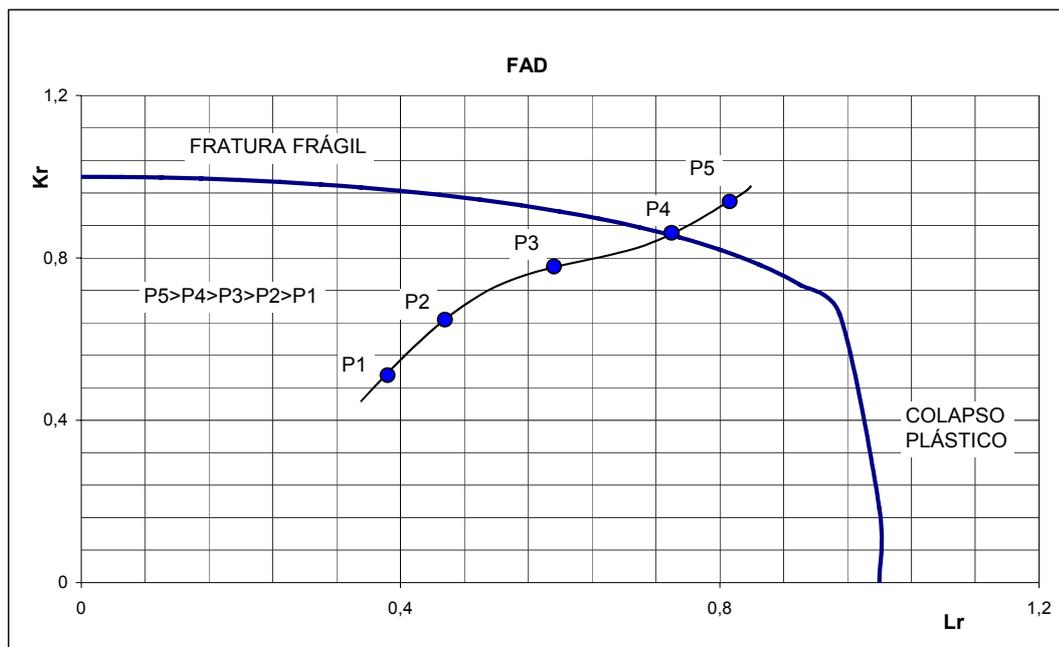


Figura 13 – Ductile Tearing Analysis para  $\Delta a_g < 1,0$  mm.

### 3 METODOLOGIA DE TRABALHO

O trabalho consistiu na análise estrutural de um tubo API XL-X56 com trinca externa e interna, com profundidades equivalentes de 0,25, 0,5 e 0,75 da espessura, usando o método “Fitness For Purpose R6 Option 3”, seguindo as recomendações da Norma BS7910-1999.

O roteiro a ser utilizado é apresentado na Figura 14. Foram feitos ensaios de Tração e de caracterização à Integral J do material do tubo para determinar as suas propriedades e poder aplicar o método. Logo, foram feitas várias Análises por Elementos Finitos para diferentes tamanhos e posições das trincas. Estas análises permitem o cálculo de  $Lr$  e  $Kr$  com os dados experimentais das propriedades do material.

Do ensaio de caracterização à Integral J será obtida a curva  $J_R$  do material, dado que permitirá obter os valores de  $K_g$  e  $K_{mat}$ , que juntamente com os resultados da Análise por Elementos Finitos, permitem determinar as curvas FAD para cada situação.

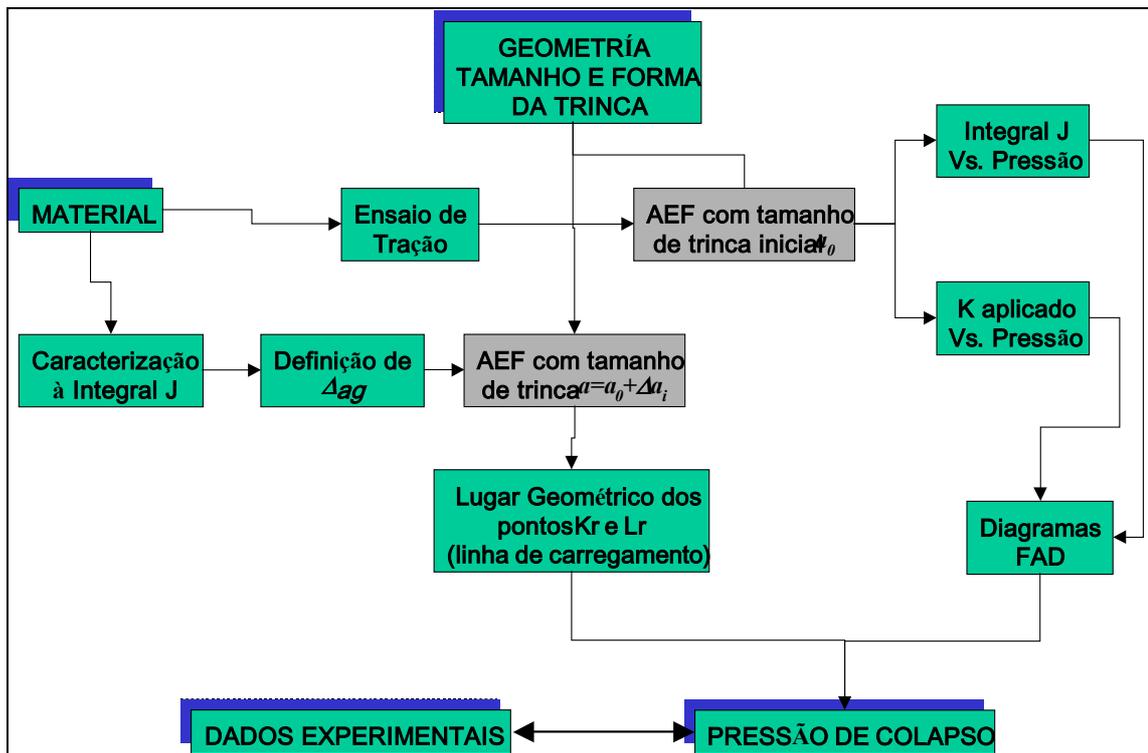


Figura 14 – Roteiro seguido para a realização do trabalho.

Uma vez obtidas as curvas FAD, será realizada uma Análise por Elementos Finitos para cada trinca e para cada incremento plástico, com tamanhos  $a = a_0 + \Delta a_1$ ,

$a=a_0+\Delta a_1+\Delta a_2$ , etc., e serão obtidos os pontos para a construção da linha do lugar geométrico dos pontos  $Kr-Lr$ . A pressão na qual alguma destas linhas toca tangencialmente à curva FAD será a pressão limite que faz a tubulação falhar, como é mostrado na Figura 12.

No caso de que o incremento máximo do material  $\Delta ag$  for menor que 1,0 mm, o procedimento será o de realizar uma Análise por Elementos Finitos para os tubos com tamanho  $a=a_0+\Delta ag$ , e será desenhada uma curva cuja intersecção com a curva FAD determinará a pressão que faz a tubulação falhar para cada tamanho de trinca. Ou seja, será seguido o exemplo da Figura 13.

#### 4 MATERIAL

O tubo é classificado como X56, seguindo a norma API 5L [24]. Essa norma classifica o material com algumas especificações mínimas da composição química junto com as propriedades mecânicas à tração. As medidas do tubo assim como as especificações das propriedades mecânicas, são:

**Tabela 1 - Dimensões do Tubo**

<b>Diâmetro Externo (mm)</b>	<b>Diâmetro Interno (mm)</b>	<b>Raio Médio (mm)</b>	<b>Espessura (mm)</b>
219,1	209,5	107,15	4,8

**Tabela 2 - Propriedades mínimas necessárias para atingir o grau X56 [24].**

<b>Grau</b>	<b>Tensão de Escoamento - MPa (Yield Strength)</b>	<b>Resistência à Tração - MPa (Ultimate Tensile Strength)</b>	<b>Deformação Mínima em 50 mm (Elongation Min.)</b>
X56	386	489	18%

Segundo o fabricante, o tubo selecionado atinge estas especificações, porém, como elas são de limite inferior, para que houvesse uma maior precisão no cálculo foi feito o ensaio em corpos de prova extraídos de uma seção do tubo.

#### 4.1 ENSAIO DE TRAÇÃO

O ensaio de tração foi realizado seguindo as especificações da norma ASTM-8M-98 [24]. Na Figura 15 apresenta-se o corpo de prova utilizado para o ensaio. A espessura do corpo de prova fica limitada pela espessura do tubo. O ensaio foi realizado com controle de deslocamento, e o alongamento foi medido com extensômetro. No tubo foram realizados corpos de prova extraídos longitudinalmente. A extração com orientação circunferencial não foi realizada.

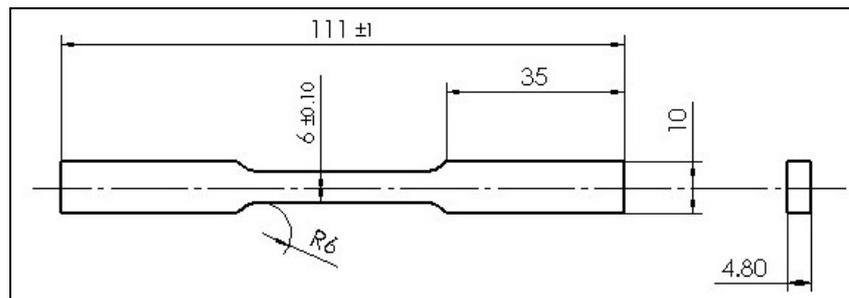


Figura 15 - Dimensões do corpo de prova para ensaio de tração.

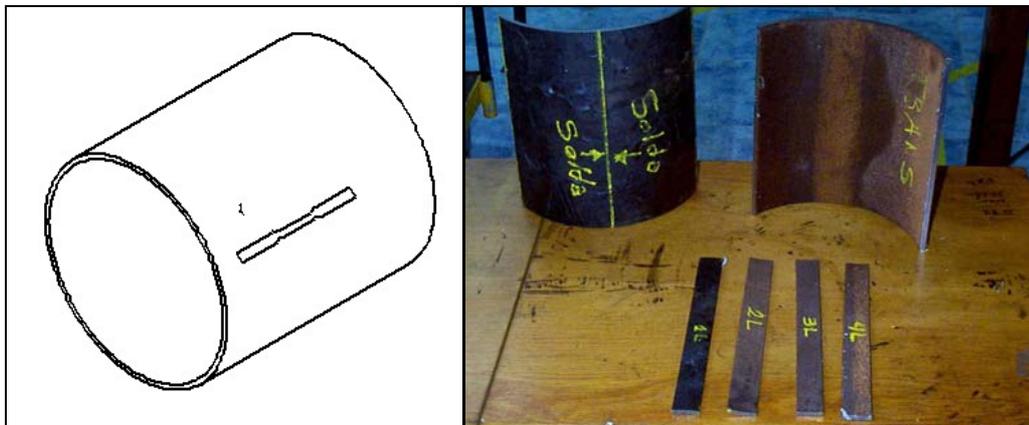


Figura 16 - Região onde foram extraídos os corpos de prova do tubo.



Figura 17 – Foto do corpo de prova usado para o ensaio de tração

## 4.2 ENSAIO PARA A CARACTERIZAÇÃO DA INTEGRAL J COMO TENACIDADE À FRATURA

Para estabelecer as propriedades fractomecânicas do material no regime plástico foi realizado o ensaio de caracterização da integral J.

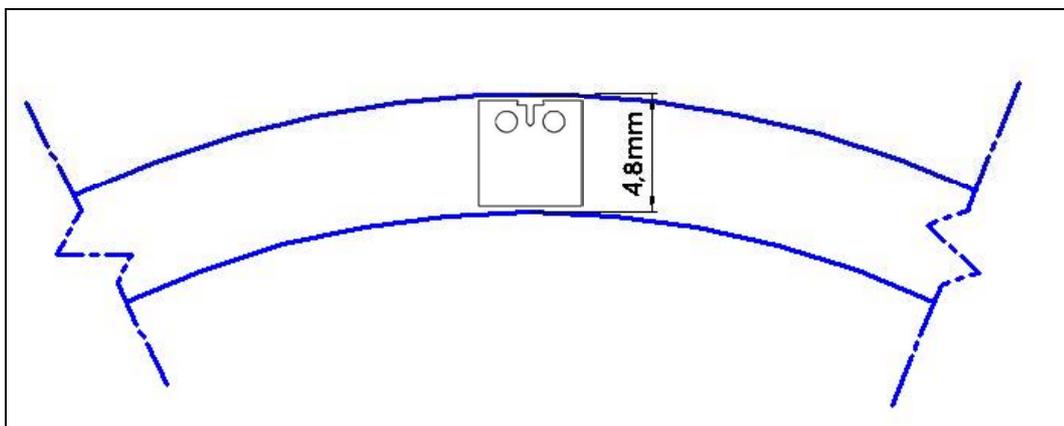
O procedimento de ensaio foi baseado na norma ASTM E 1737-98 [29]. Este método de ensaio serve para caracterizar a integral J como medida da tenacidade à fratura do material.

Três tipos de tenacidade podem ser caracterizadas em função da extensão da trinca após a finalização do ensaio:

- a) Instabilidade sem prévio crescimento significativo ( $J_C$ ).
- b) Início do crescimento estável ( $J_{IC}$ ).
- c) Curva de resistência no crescimento estável (curva  $J_R$ ).

### 4.2.1 CORPO DE PROVA

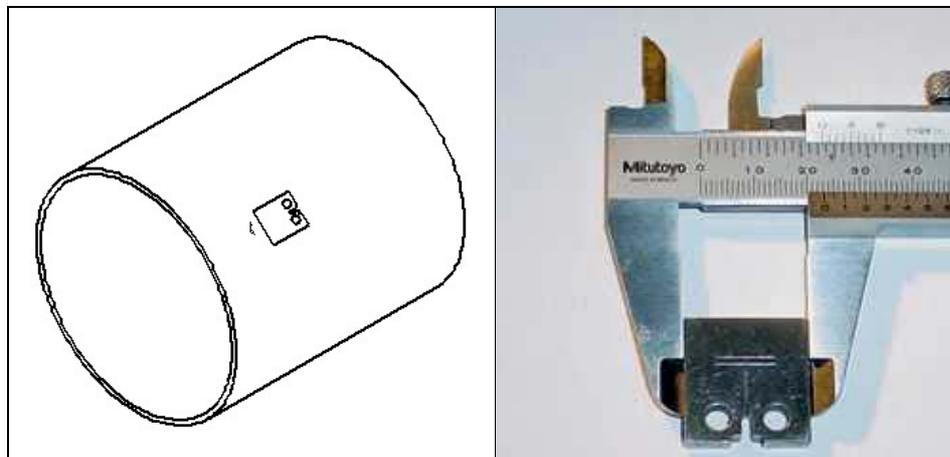
O posicionamento correto do corpo de prova para obter as propriedades do material é esquematizado na Figura 18, porém, dado que o tamanho do corpo de prova resultante seria de dimensões tais que impediriam realizar o ensaio, optou-se pela configuração mostrada na Figura 19.



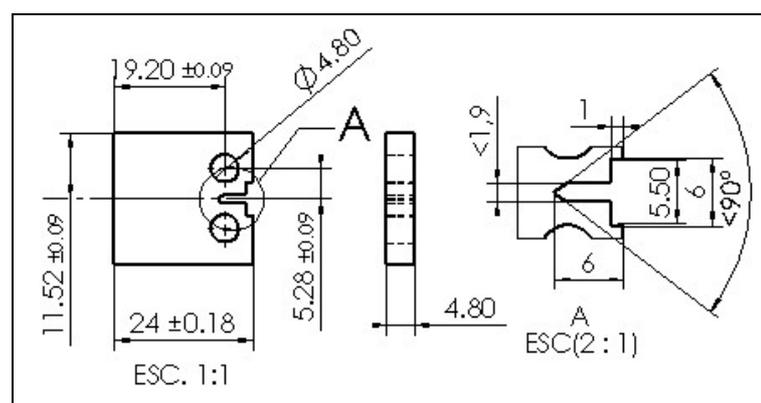
**Figura 18 – Posição da extração do corpo de prova para obter as propriedades na direção de propagação da trinca.**

Devido à espessura reduzida do tubo (4,8 mm), as dimensões do corpo de prova para o ensaio da integral J ficaram bem reduzidas, como se pode observar na Figura 20. Isto resultou em uma modificação do entalhe na abertura da trinca para poder alojar o “clip gage” (extensômetro) para realizar a medida do afastamento das faces do entalhe durante a aplicação da carga. Isto leva a que não seja medido o afastamento na linha de carregamento, por esta razão denominamos a esta medida como CMOD (Crack Mouth Opening Displacement).

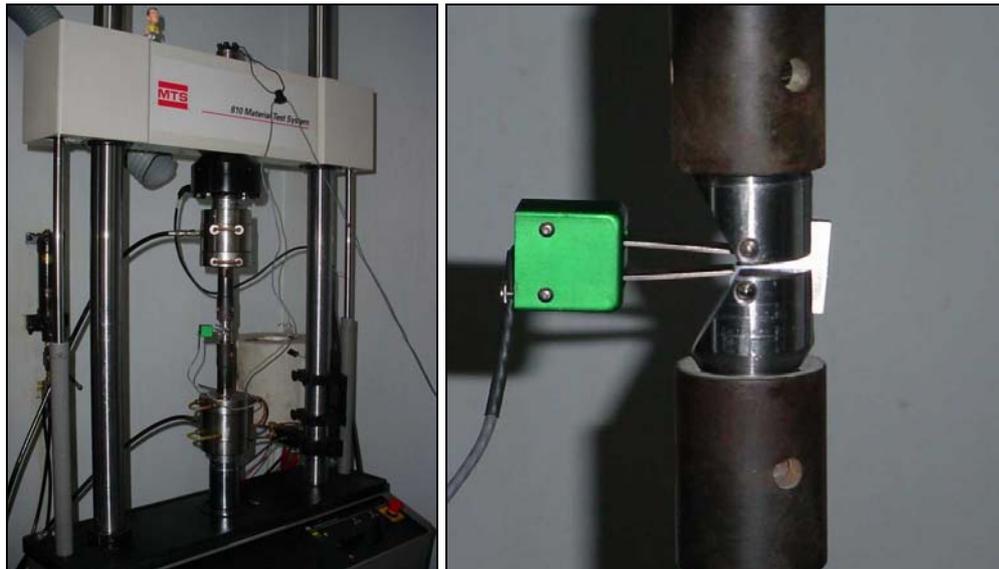
O dispositivo montado para a realização do ensaio pode ser observada na Figura 21.



**Figura 19** Esquema da posição de extração e foto do corpo de prova para o ensaio do Integral J.



**Figura 20** - Detalhe do entalhe para o início da trinca por fadiga.



**Figura 21 - Sistema de garras, corpo de prova e clip gage montado na máquina de ensaios MTS.**

#### 4.2.2 PROCEDIMENTO DE ENSAIO

##### 4.2.2.1 PRÉ-TRINCA

1.- Prepara-se o corpo de prova polindo a superfície lateral para permitir a visualização do crescimento.

2.- Impor uma carga crítica capaz de progredir uma trinca por fadiga, cuidando para não ultrapassar a carga máxima permitida pela norma (que limita a deformação plástica na ponta da trinca). Foi usada uma frequência de 35Hz e uma carga máxima, dependente do tamanho da trinca, de:

$$P_M = \frac{0,4 \cdot \sigma_Y \cdot B \cdot b^2}{(2W + a)} \quad 28$$

3.- Marca-se o tamanho de trinca máximo, mínimo e recomendado pela norma.

Os valores em mm são:

$$a_{0\min} = 0,45W = 8,64$$

$$a_{0\max} = 0,7W = 13,44$$

$$a_{0\text{recomendado}} = 0,6W = 11,52$$

Neste ponto vale um esclarecimento, a medida da trinca na norma é sempre medida desde a linha de carregamento até a ponta da trinca. Com as modificações feitas no corpo de prova, isto não é prático neste caso, por isso a trinca é medida desde a borda até a ponta, ou seja, deve-se adicionar o valor de  $0,25 W$ , ficando:

$$a_{t_{\min}} = 0,25W + 0,45W = 13,44$$

$$a_{t_{\max}} = 0,25W + 0,7W = 18,24$$

$$a_{t_{\text{recomendado}}} = 0,25W + 0,6W = 16,32$$

#### 4.2.2.2 CARGA

A curva de resistência do material é determinada pelo método dos descarregamentos sucessivos, através de medidas da “compliance”, estabelecendo o aumento do tamanho da trinca para cada valor de  $J$ .

A carga de teste foi aplicada em mais de dez ciclos sucessivos de carregamento. Em cada ciclo a carga foi em aumento, limitando o descarregamento foi em até 10% da carga aplicada no ciclo correspondente. Os passos foram os seguintes:

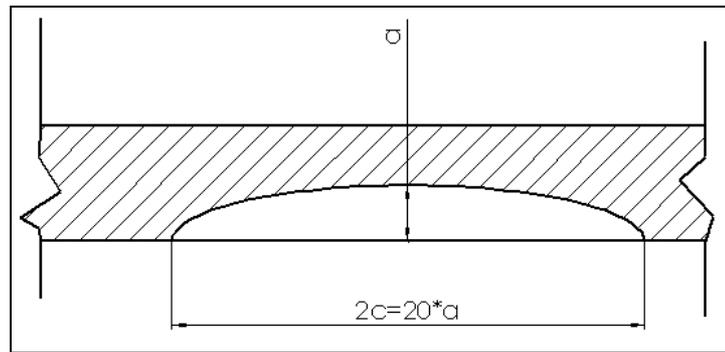
- 1.- Aplicar três vezes a carga de fadiga utilizada na abertura da pré-trinca para determinar a compliance que determina o tamanho inicial da trinca.
- 2.- Aplicar a carga em vários incrementos, até atingir a ruptura do corpo de prova.
- 3.- Obtém-se o gráfico de carga versus CMOD.

## 5 ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS – AEF

### 5.1 PROCEDIMENTO

Para determinar as tensões, deformações, Integral  $J$  e  $K$  aplicado no tubo na presença de trincas, foram analisadas várias situações para o tubo carregado com pressão interna e na presença de trincas. As trincas são sempre superficiais não passantes, com um comprimento  $c$  de 20 vezes a profundidade  $a$ , e supondo uma forma semi-elíptica (Figura 22).

Foram analisadas duas situações em cada tamanho de trinca, uma com trinca externa e outra com trinca interna, totalizando seis casos distintos (Tabela 3). Em todos os casos foi simulada a variação da pressão interna até atingir o valor de deformação verdadeira máxima obtida no ensaio de tração ( $\epsilon_{\max}$ ), que considera o ponto no qual acontece o colapso plástico.

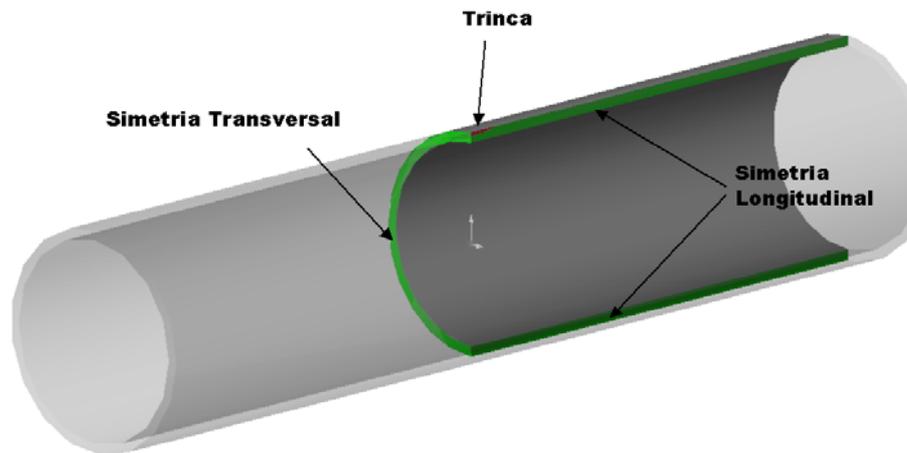


**Figura 22 - Trinca modelada na AEF**

**Tabela 3 - Profundidade e comprimento das trincas modeladas.**

<b>Profundidade em porcentagem da espessura</b>	<b>Profundidade (mm)</b>	<b>Comprimento (mm)</b>
25%	1,2	24
50%	2,4	48
75%	3,6	72

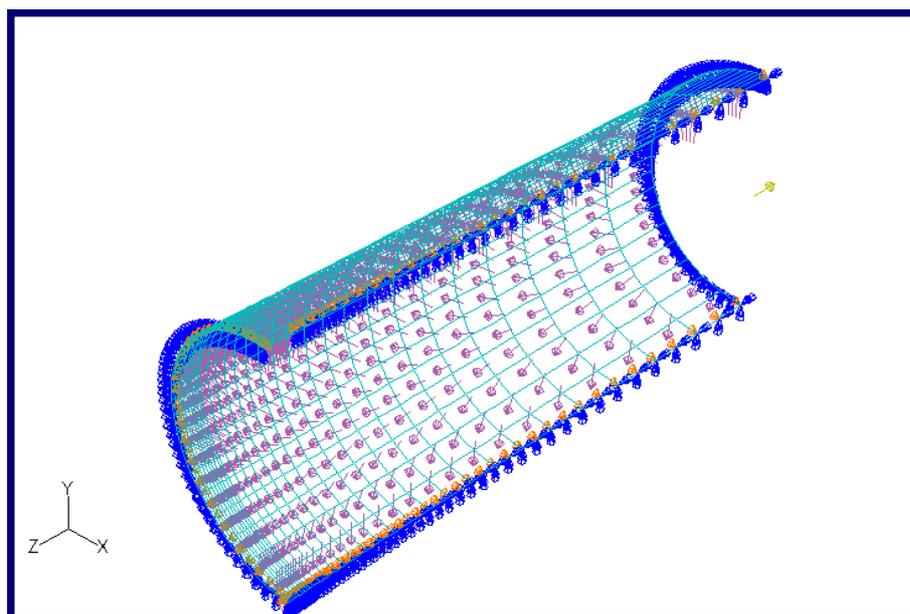
## 5.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO



**Figura 23 – Um quarto da seção modelada**

Dada a configuração geométrica foi possível considerar a simetria e modelar somente um quarto do tubo como mostra a Figura 23.

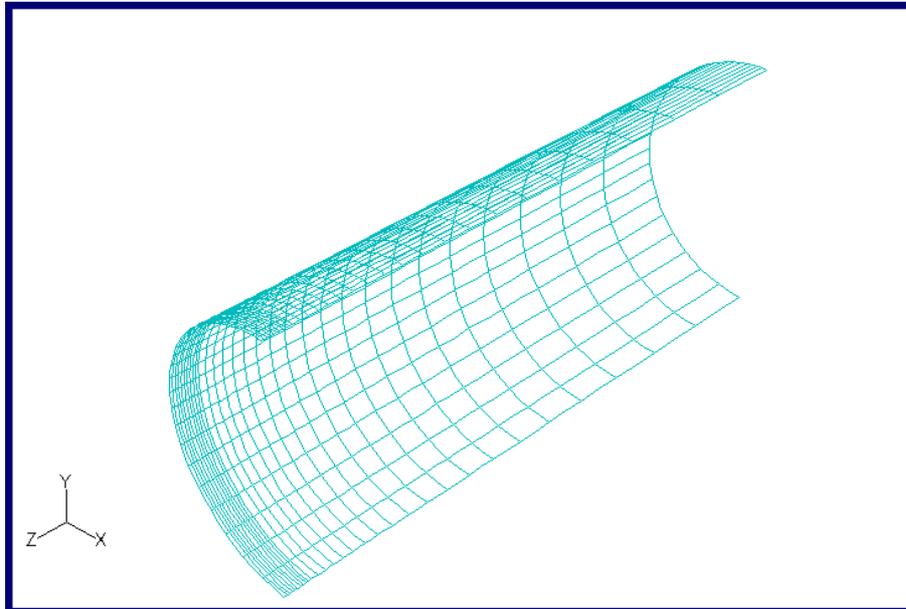
As condições de contorno pode ser observado na Figura 25 e a malha de elementos finitos na Figura 24. Aplicou-se pressão interna no tubo, colocando simetria no plano transversal e no plano longitudinal. A situação de extremos fechados foi simulada com a aplicação de uma força de tração do valor da pressão aplicada multiplicada pela área da tampa



**Figura 24 - Condições de contorno.**

### 5.3 MALHA

A malha (Figura 25) conta, em todos os casos, com 900 elementos de casca de 8 nós, totalizando 2822 nós, e 10 elementos Line Spring simulando a trinca. Os elementos Line Spring utilizam os próprios nós da malha de elementos de casca.



**Figura 25 - Malha utilizada para a modelagem**

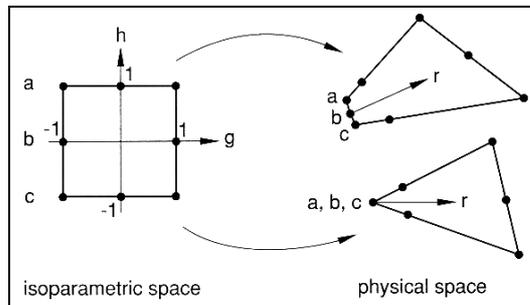
### 5.4 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA

Na proximidade da ponta da trinca existe um gradiente alto de tensões. Para a modelagem desta situação, normalmente procede-se de duas formas, uma é um grande refinamento da malha na ponta da trinca para poder atingir uma precisão razoável, o que eleva o custo computacional, e a outra é usando elementos especiais na ponta, com as funções de interpolação melhoradas, que naturalmente é o método mais usado.

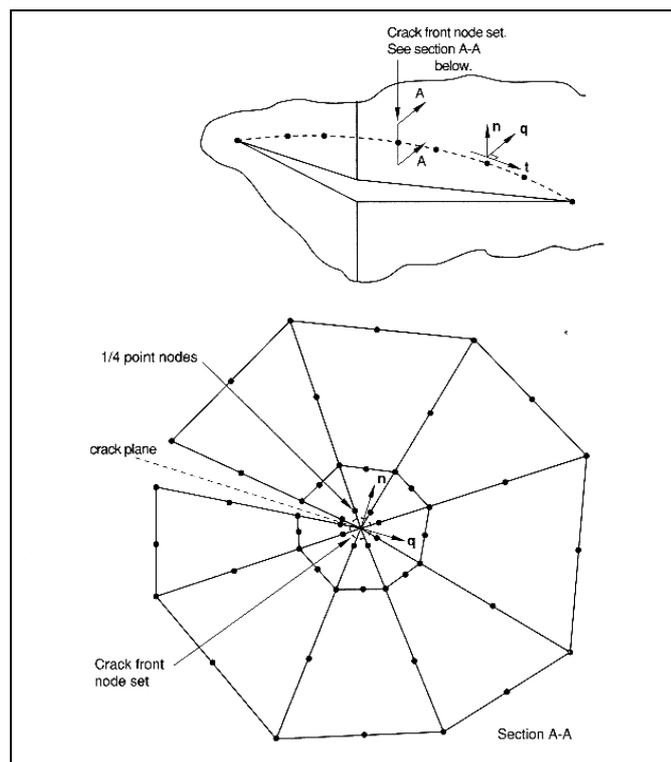
#### 5.4.1 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA COM ELEMENTOS “QUARTER POINT”.

Os elementos mais usados na análise de trincas são os denominados “quarter point”, que são elementos isoparamétricos quadráticos, com um dos lados colapsado e o nó do

meio dos lados adjacentes passa a um quarto da ponta, como mostra a Figura 26. Este lado colapsado modifica a função de interpolação usada pelo elemento, para que varie com a relação  $1/\sqrt{r}$ , relação da função apresentada na Figura 5.



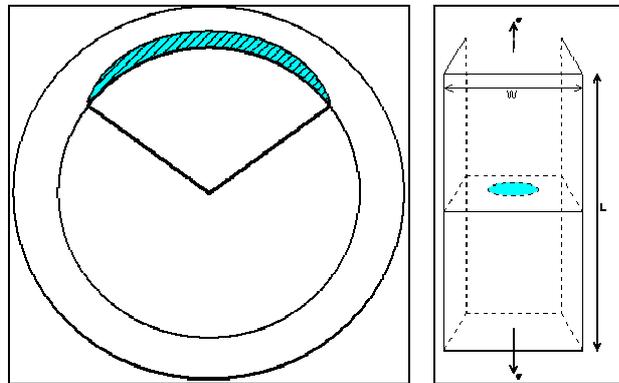
**Figura 26 - Elementos Quarter Point 2D e 3D**



**Figura 27 - Esquema da malha na ponta da trinca.**

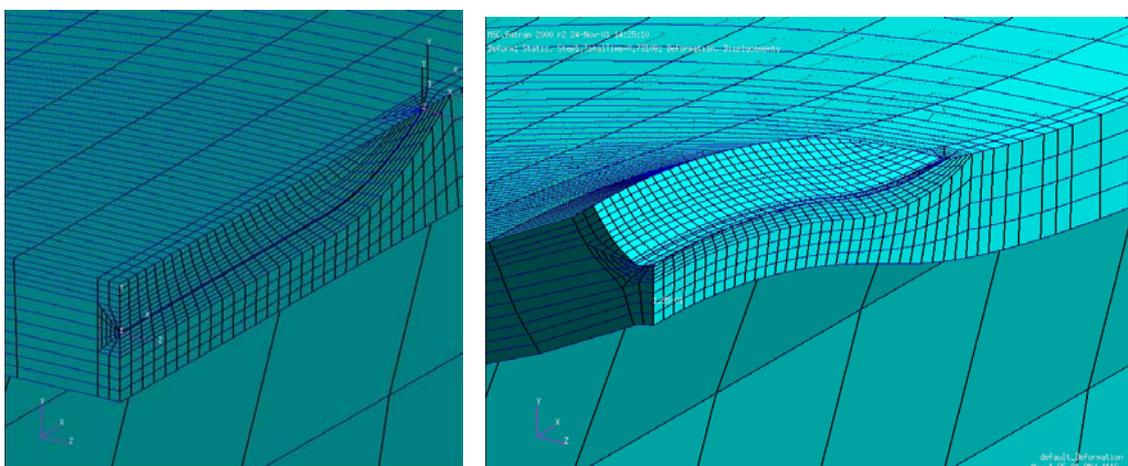
Quando as condições de simetria da análise permitem, é relativamente simples realizar uma análise com estes tipos de elementos. A dificuldade começa quando se tentam modelar situações onde não é possível recorrer à simetria, como por exemplo, as apresentadas

na Figura 28. Nas duas situações relativamente simples (tubo com trinca longitudinal interna e uma barra com uma trinca circular interna), a construção da malha para a análise por elementos finitos é trabalhosa.

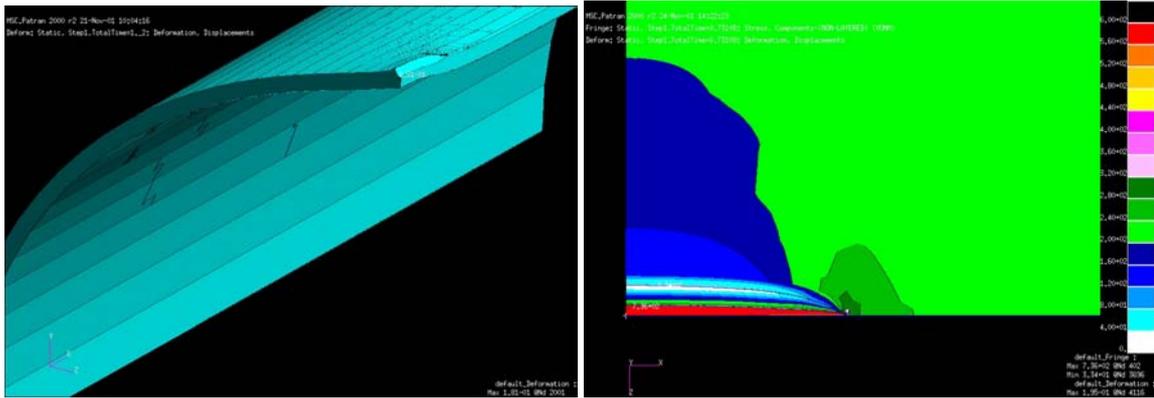


**Figura 28 - Diferentes situações para a presença de trincas**

No início do trabalho foram feitas várias tentativas para usar uma malha com elementos sólidos 3D que modele a ponta da trinca. O procedimento para construir a malha para cada trinca demorava aproximadamente 36 horas usando o MSC PATRAN [22].



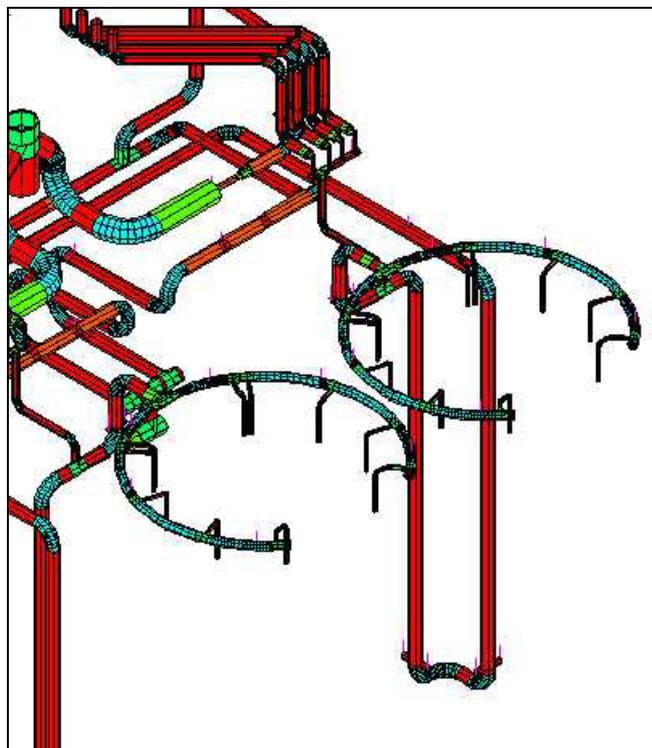
**Figura 29 - Modelamento 3D da ponta da Fissura**



**Figura 30 - Figura da Deformada e do campo de Tensões na análise total 3D**

Embora existam no mercado programas adicionais que suprem esta dificuldade, a relação custo benefício não é compensada na maioria dos problemas a serem analisados. Todos estes programas precisam fazer uma malha prévia para depois colocar a trinca e refazer a malha. Ou seja, por cada análise é preciso fazer duas vezes a malha.

Além disso, no caso em que for necessário analisar uma linha de condução inteira (Figura 31) com elementos sólidos 3D, o tempo investido e o custo computacional torna a análise muito complicada e demorada.

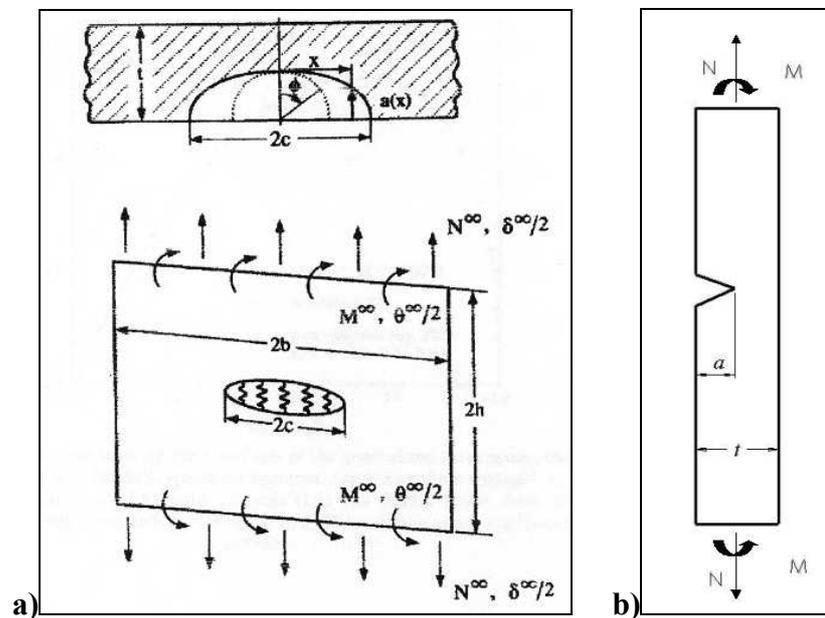


**Figura 31 - Exemplo de linha de condução de uma planta petroquímica.**

Com estas justificativas, opta-se pelo uso dos elementos de casca, juntamente com os elementos LINE SPRING para a modelagem da trinca não passante.

#### 5.4.2 MODELAMENTO DA PONTA DA TRINCA COM O LINE SPRING MODEL (LSM)

O Line Spring Model (LSM) foi proposto por Rice e Levy [21] como um método simplificado para a análise de trincas superficiais em placas e estruturas tipo casca. Basicamente o problema de uma trinca em 3D é reduzido a uma análise de casca fina em 2D, que é mais simples e econômica de ser analisada que um modelo construído inteiramente com elementos 3D. O conceito do elemento Line Spring é ilustrado na Figura 32.



**Figura 32 - a) Elementos Line Spring. b) Corpo de prova com entalhe simples (SEN, Single Edge Notched)**

A configuração de trinca de interesse é uma trinca superficial não passante de comprimento  $2l$  e profundidade variável  $a(x)$  em uma placa (ou casca) de espessura  $t$  (Figura 32). Neste modelo, a trinca não passante é idealizada como uma trinca passante de comprimento  $2c$  com uma série de “molas” unidimensionais conectando as duas superfícies da trinca, que permitem a flexibilidade de um lado da trinca em relação à outra. Esta flexibilidade é calculada seguindo as soluções existentes para corpos de prova SEN (Single Edge Notched Figura 32b).

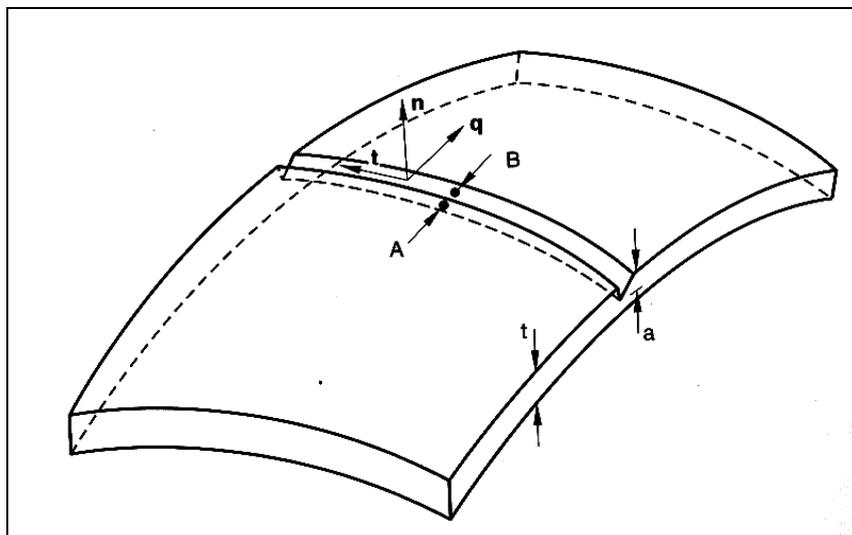
A placa é carregada remotamente por uma força de membrana  $N$  e um momento de flexão  $M$  por unidade de comprimento. Devido ao fato que existe uma porção de material não trincado de tamanho  $t-a(x)$  que liga as superfícies da trinca, existe uma força de membrana e um momento de flexão diferente de zero transmitido através do ligamento remanescente.

A relação constitutiva é expressa em termos das forças e momentos suportados através da seção trincada e os deslocamentos e rotações relativas de pontos em lados opostos da trinca são derivados das soluções para espécimes com um entalhe simples em estado plano de deformações. Soluções elásticas e plásticas são usadas para construir um modelo elasto-plástico aproximado.

O programa de Elementos Finitos ABAQUS, [21] define em cada ponto ao longo da trinca uma base local ortogonal ( $\mathbf{t}$ ,  $\mathbf{q}$ ,  $\mathbf{n}$ ) (Figura 33), sendo  $\mathbf{t}$  o vetor tangente à casca ao longo da trinca,  $\mathbf{n}$  o vetor normal à casca, e o vetor  $\mathbf{q}$  definido como:

$$\mathbf{q} = \mathbf{t} \times \mathbf{n}$$

29



**Figura 33 - Coordenas para a definição dos elementos Line Spring[21]**

Os vetores deslocamento  $\mathbf{u}_A$  e  $\mathbf{u}_B$  (pontos A e B da Figura 33), são utilizados para calcular o movimento relativo  $\Delta u_i$  e as rotações relativas  $\Delta \phi_i$ , em cada modo de deformação:

Modo I:

$$\text{deslocamento na abertura} \quad \Delta u_I = (\mathbf{u}_B - \mathbf{u}_A) \cdot \mathbf{q}$$

$$\text{rotação na abertura} \quad \Delta \phi_I = (\phi_B - \phi_A) \cdot \mathbf{t}$$

Modo II: o cisalhamento transversal é definido por

$$\Delta u_{II} = (\mathbf{u}_B - \mathbf{u}_A) \cdot \mathbf{n}$$

Modo III: o cisalhamento antiplano é definido por

$$\Delta u_{III} = (\mathbf{u}_B - \mathbf{u}_A) \cdot \mathbf{t}$$

$$\Delta \phi_{III} = (\phi_B - \phi_A) \cdot \mathbf{q}$$

A rotação relativa  $\Delta \phi_{II} = (\phi_B - \phi_A) \cdot \mathbf{n}$  não participa na deformação.

Tais movimentos relativos formam a base cinemática do elemento.

#### 5.4.2.1 INTERPOLAÇÃO DO LSM

Os elementos usam a interpolação quadrática para os deslocamentos e as rotações ao longo da trinca e são, portanto, compatíveis com elementos de casca de segunda ordem.

#### 5.4.2.2 ELASTICIDADE NO LSM

A “compliance” no Modo I do elemento Line Spring é baseada na análise de um espécime com entalhe lateral submetido a um carregamento de tensão e flexão, como mostra a Figura 32b. Esta “compliance” é definida como

$$\begin{Bmatrix} u \\ \theta \end{Bmatrix} = [G] \begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} \quad 30$$

onde  $u$  e  $\theta$  são os deslocamentos e as rotações, e  $N$  e  $M$  são as forças e os momentos atuantes. A matriz  $[G]$  pode ser obtida das calibrações da “compliance” dados por Rice (1972) [21]. A inversa de  $[G]$  fornece o Modo I de rigidez por unidade de comprimento da trinca,

relacionando  $N_I$  e  $M_I$  com  $\Delta u_I$  e  $\Delta \phi_I$ . Resultados similares em Modo II e Modo III completam a rigidez elástica.

Os fatores de intensidade de tensões são calculados como

$$K_I = \frac{(\pi\alpha)^{1/2}}{t^2} \left[ F_1 \left( \frac{a}{t} \right) N_I + F_2 \left( \frac{a}{t} \right) M_I \right] \quad 31$$

onde  $a$  é profundidade da trinca e  $t$  a espessura da casca. Os valores de  $\alpha$  e as expressões aproximadas para  $F_1$  e  $F_2$  são dadas por Tada *et al.* [23], assim como expressões similares aplicáveis ao Modo II e (sem  $F_2$ ) ao Modo III. A integral  $J$  é calculada mediante a combinação dos fatores de intensidade de tensões:

$$J = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2G} \quad 32$$

onde

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \text{ e } G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

$E$  é o Módulo de Young e  $\nu$  é o Módulo de Poisson.

#### 5.4.2.3 PLASTICIDADE NO LSM

Neste trabalho será usado o modelo de plasticidade “incremental” de ABAQUS, que decompõe a deformação em uma parte elástica e em uma parte plástica.

O ABAQUS usa vários modelos de plasticidade incremental. O modelamento será feito seguindo o modelo de *superfície de escoamento* (yield surface). Esta “superfície” é uma função de teste que é traçada como função de variáveis adimensionais ( $X$  e  $Y$  nas Equações 33 e 34) que generalizam as forças aplicadas. É usada para estabelecer se uma determinada combinação de tensões, deformações, temperatura, etc. produz uma resposta no regime plástico do material.

Para definir a superfície de escoamento primeiramente são definidas as variáveis generalizadas de força  $N_I$  e momento  $M_I$  atuantes através da seção remanescente. Definem-se também duas coordenadas,  $X$  e  $Y$ [21], calculadas como:

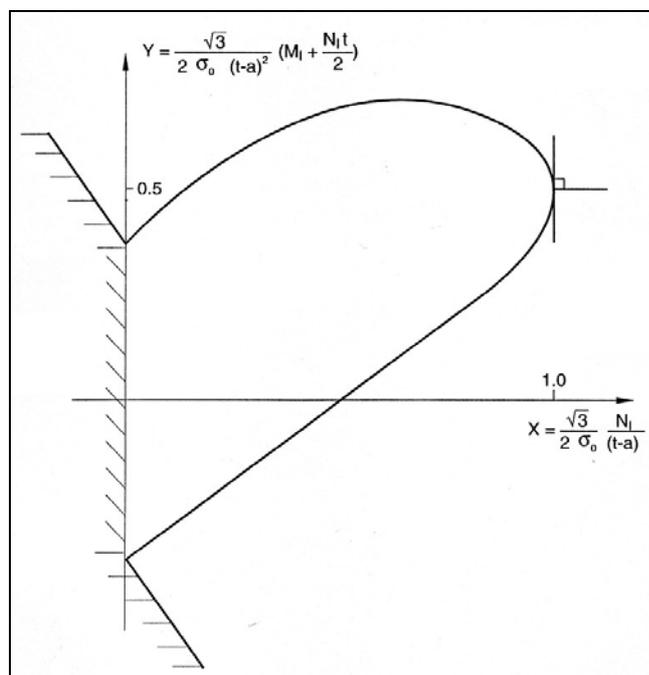
$$X = \frac{\sqrt{3}N_I}{2\sigma_0(t-a)} \quad 33$$

e

$$Y = \frac{\sqrt{3}}{2\sigma_0(t-a)^2} \left( M_I + \frac{t}{2} N_I \right) \quad 34$$

onde  $(t-a)$  é o ligamento remanescente na seção da trinca, e  $\sigma_0$  a tensão de referência (geralmente a tensão de escoamento do material, ou a média entre a tensão de escoamento e a resistência à tração).

Para definir se existe escoamento plástico, as forças e momentos atuantes na trinca são normalizados para os valores  $N_I$  e  $M_I$ , transformados nas coordenadas  $X$  e  $Y$  com as Equações 33 e 34, e colocados no gráfico da Figura 34. Se o ponto cai dentro da superfície, as forças não provocam plasticidade no material, se cair fora da superfície, existe escoamento no material. É desta forma que o programa determina o escoamento plástico no material.



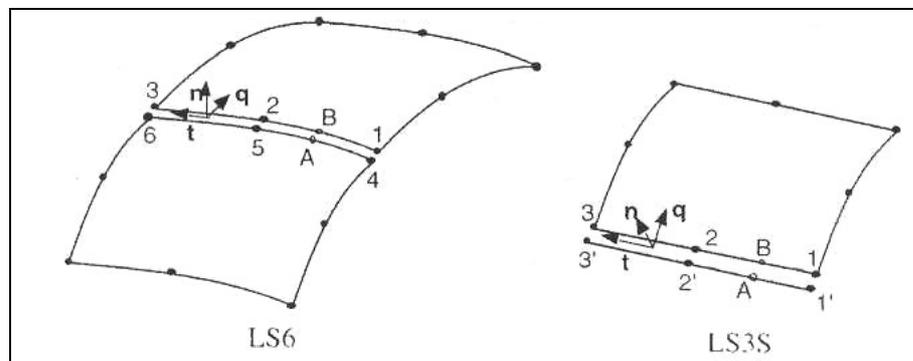
**Figura 34 - Superfície de escoamento generalizada usada nos elementos Line Spring.**

É importante ressaltar que este modelo se baseia em resultados experimentais de corpos de prova SEN, e pode ser ajustado para cada caso no qual se pretende aplicá-lo, o que o torna muito prático.

Na teoria elasto-plástica do Line Spring Model usado no ABAQUS é representado somente o Modo I de deformação, já que não existem modelos teóricos para os carregamentos em modo misto.

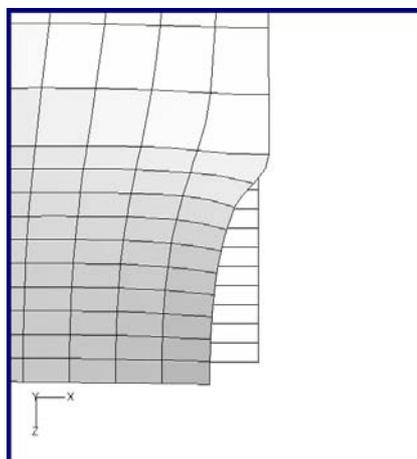
### 5.5 TRINCA MODELADA COM OS ELEMENTOS LINE SPRING

ABAQUS [21] usa dois tipos de elementos Line Spring, o LS6, que consta de seis nós, e o elemento LS3S que consta somente de 3 nós e é utilizado no caso de que a trinca se encontre em um plano de simetria. Neste trabalho foi usado o elemento LS3S, dado que é usada a simetria no plano da trinca

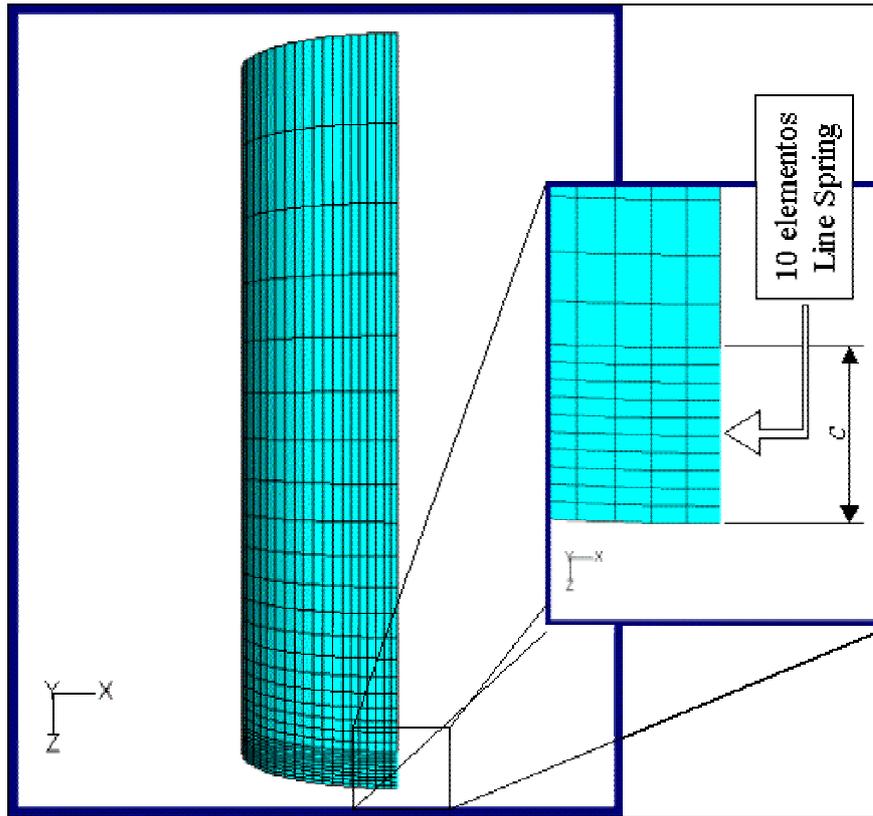


**Figura 35 - Elementos Line Spring existentes em ABAQUS [21].**

A Figura 36 mostra os elementos deformados logo da aplicação da carga. Na Figura 37 observa-se a posição dos elementos Line Spring que modelam a trinca. Como a trinca inteira possui um comprimento  $2c$ , a simetria permite usar a metade da extensão da trinca.



**Figura 36 - Aspecto dos elementos Line Spring depois da aplicação da carga**

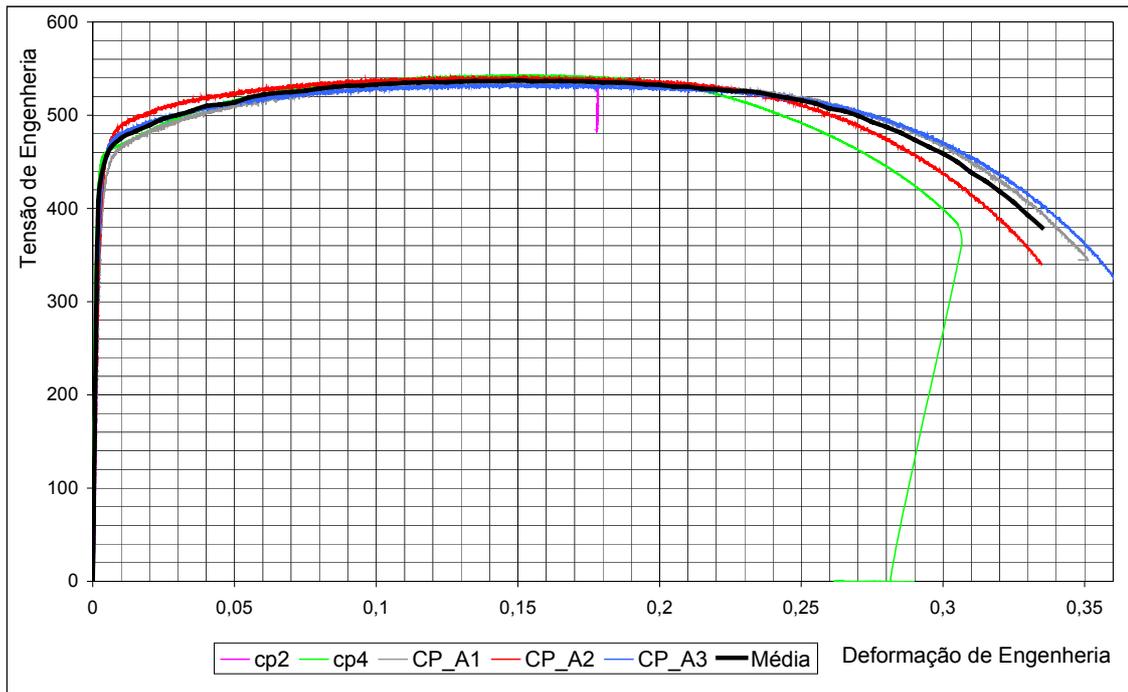


**Figura 37 - Detalhe dos elementos Line Spring.**

## 6 RESULTADOS DO MATERIAL

### 6.1 RESULTADOS ENSAIO DE TRAÇÃO

Foram obtidos cinco resultados válidos, cujos gráficos são apresentados a seguir. O gráfico representa a curva tensão-deformação de engenharia.



**Figura 38 - Curvas Tensão-Deformação**

O resumo dos resultados é apresentado na Tabela 4.

A modelagem por elementos finitos requer que os resultados sejam expressos como tensão-deformação verdadeira. A região elástica permanece inalterada, e para a região plástica temos para a deformação verdadeira [30],

$$\varepsilon = \ln(\epsilon + 1) \quad 35$$

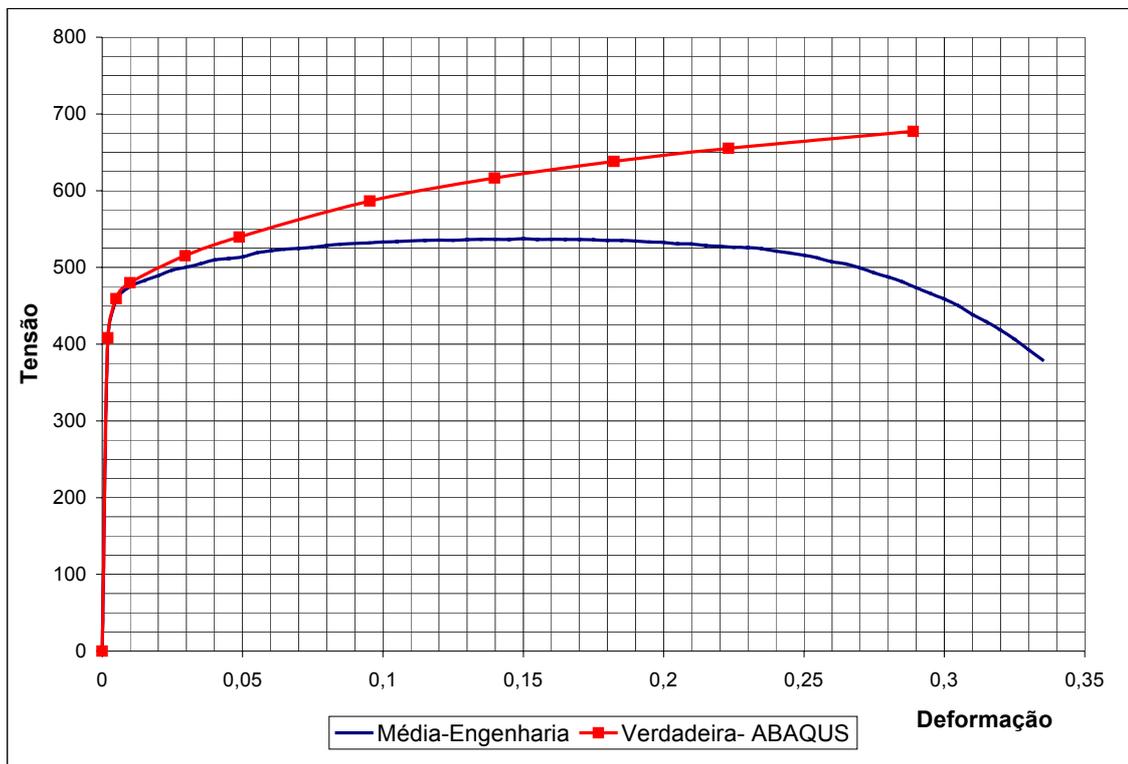
e para a tensão verdadeira,

$$\sigma = \sigma_o \varepsilon^m \quad 36$$

obtem-se para este material a curva de comportamento verdadeiro do material, com as constantes  $\sigma_0$  e  $m$ , apresentadas na Tabela 5.

**Tabela 4 - Valores médios das propriedades.**

<b>Tensão de Escoamento</b>	<b>407 MPa</b>
<b>Resistência à Tração</b>	<b>538 MPa</b>
<b>Tensão de Escoamento Efetiva</b>	<b>473 MPa</b>



**Figura 39 - Curvas média e verdadeira**

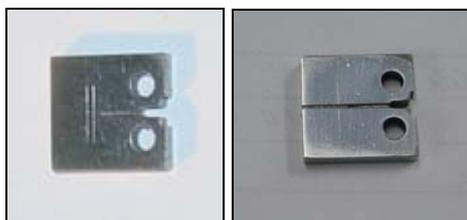
**Tabela 5 - Coeficientes para a equação 36.**

<b>Coefficiente de Resistência (Strength coefficient) <math>\sigma_0</math></b>	<b>796 MPa</b>
<b>Coefficiente de Encruamento <math>m</math></b>	<b>0,13</b>

Para a Análise por Elementos Finitos é preciso dividir a curva de comportamento do material em segmentos retíneos. A curva usada neste caso é apresentada na Figura 39.

## 6.2 RESULTADOS DO ENSAIO PARA A CARACTERIZAÇÃO DA INTEGRAL J.

Foram ensaiados cinco corpos de prova, dos quais os três primeiros foram usados para calibrar o método e os dois últimos foram utilizados para a aquisição dos dados para a caracterização do material pela mecânica da fratura elastoplástica.



**Figura 40 – À esquerda observa-se o CP4. A direita, o CP5 com o entalhe lateral (Side-Grooved)**

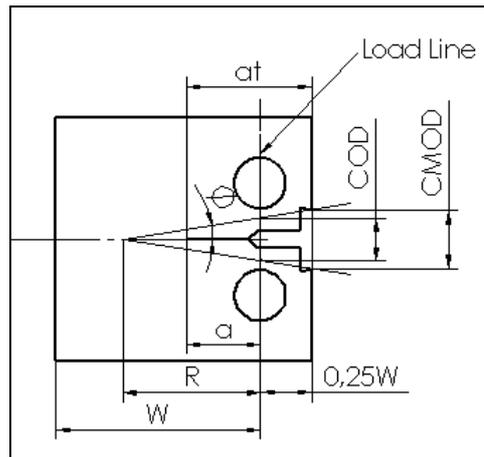
O CP4 foi submetido a carregamento em fadiga até atingir um tamanho de trinca (medido desde a linha de carregamento até a ponta) de 12,7mm e o CP5 teve um tamanho de 13,3mm. No CP5, logo após a abertura da pré-trinca, foi usinado um entalhe lateral denominado “Side-Groove” seguindo recomendações da Norma E 1737-96 [26] (Figura 40), que diminui a espessura mas aumenta a triaxialidade na ponta da fissura, forçando assim que o avanço da trinca ocorra no plano de propagação desejado, e com pequena zona plástica. Este procedimento é recomendado pela norma para materiais que apresentam uma grande plasticidade.

As medidas principais dos corpos de prova são apresentadas na seguinte tabela:

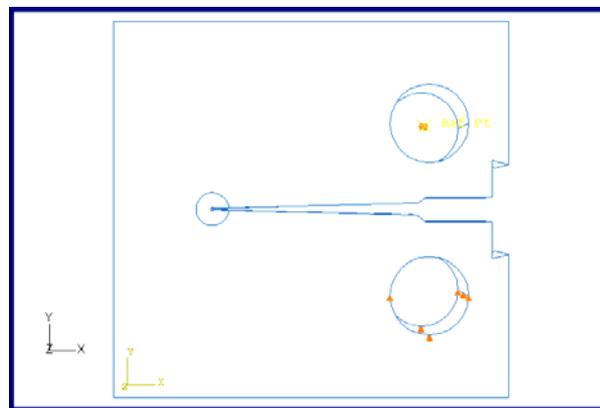
**Tabela 6 – Medidas principais dos corpos de prova usados.**

<b>Denominação</b>	<b>a (mm)</b>	<b>B (mm)</b>	<b>B<sub>N</sub> (mm)</b>
<b>CP4</b>	12,7	4,7	4,7
<b>CP5</b>	13,3	4,7	4,3

O CMOD é medido na linha externa (Figura 41), mais a norma refere às medições na linha de carga (Load Line). Portanto, é necessário estimar o valor do COD (Crack Opening Displacement) na posição da linha de carga.



**Figura 41 - Relação entre o CMOD medido e o COD na linha de carregamento.**



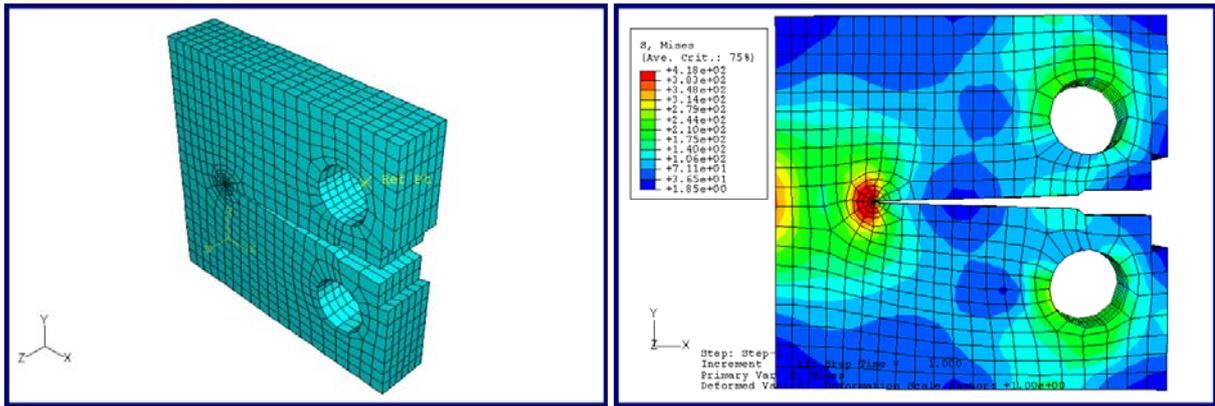
**Figura 42 – Corpo de Prova Compact Tension modelado para achar a relação CMOD/COD.**

Para estimar esta relação foi feita uma Análise por Elementos Finitos com elementos 3D isoparamétricos de interpolação linear, para um corpo de prova Tensão-Compacto com tamanho de trinca de 18 mm medida desde a borda externa até a ponta. O desenho e a condições de contorno podem ser observadas na Figura 42, e a malha e as tensões aplicadas na Figura 43.

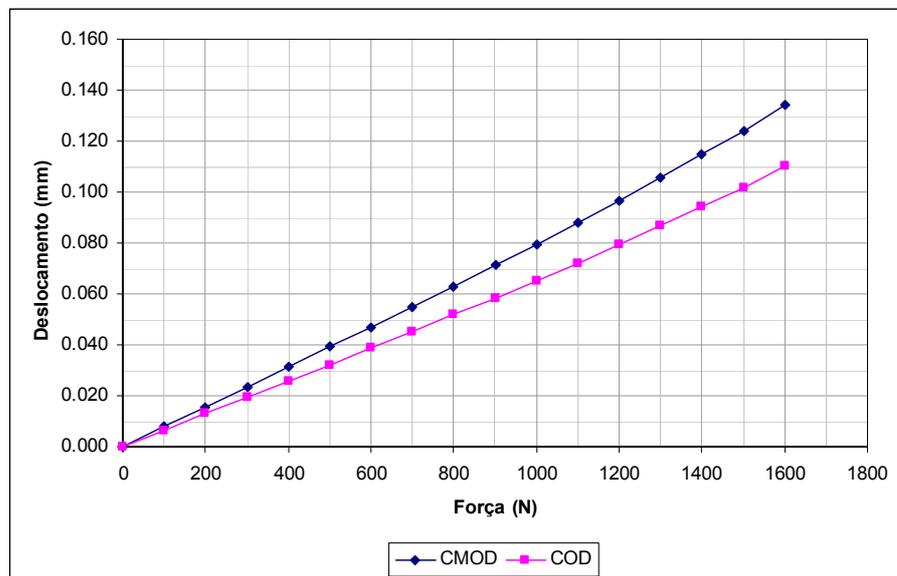
Foi medido o deslocamento na linha de carga (COD) e na linha de medição (CMOD) para achar a relação entre estas duas medições (Figura 44) e aplicá-la no cálculo, verificando a seguinte relação:

$$COD = \frac{CMOD}{1,219}$$

37



**Figura 43 – A esquerda observa-se a malha aplicada no cp. À direita, a Tensão de Von Mises em MPa para uma carga de 1600N aplicada no cp.**

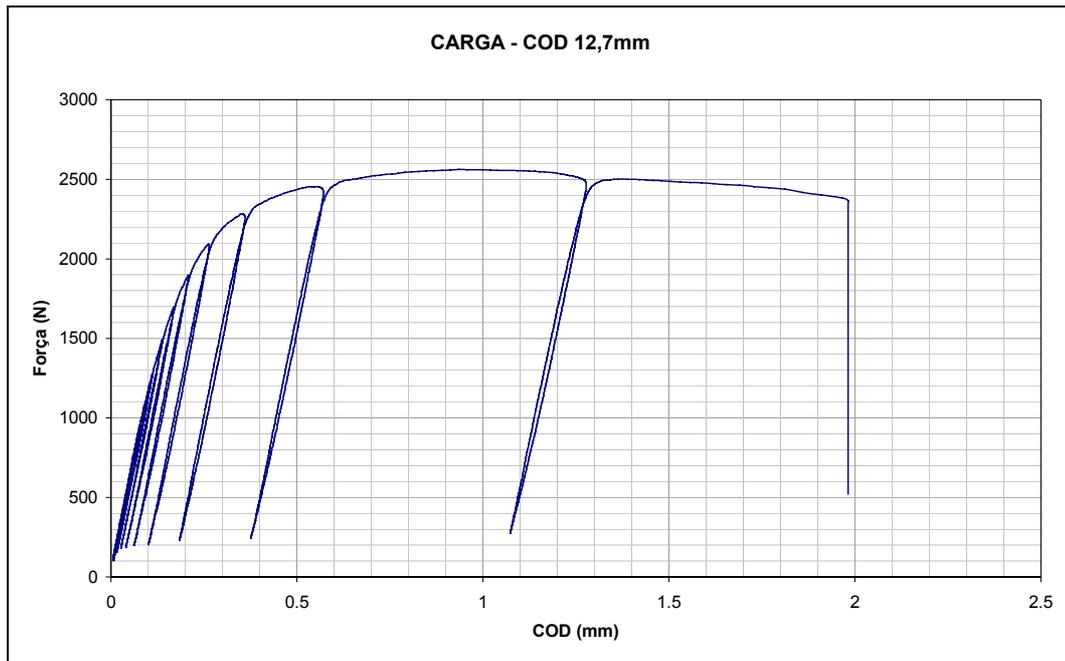


**Figura 44 – CMOD e COD em função da carga aplicada.**

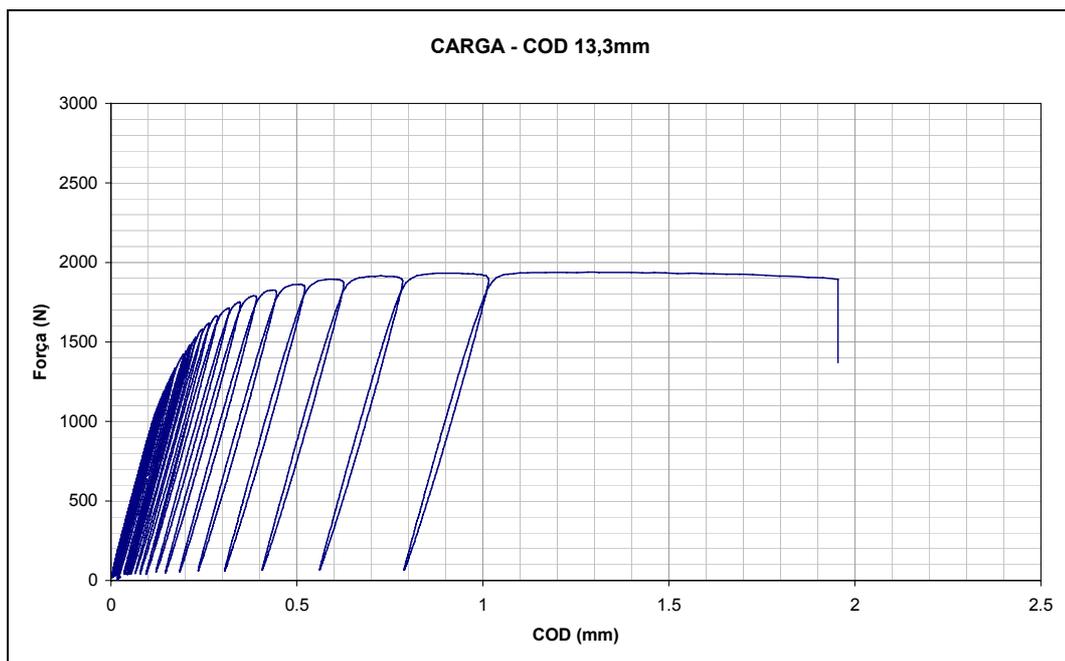
Ou seja, cada valor medido no clip gage no extremo do corpo de prova (CMOD, Figura 21) têm que ser dividido por 1,219 para achar o valor correspondente à linha de carga (COD), que é o valor que permite calcular a tenacidade à fratura segundo a norma.

### 6.2.1 CURVAS CARGA-COD

Nas Figura 45 e 45 pode-se observar as curvas de carga em função do COD. Estas curvas foram obtidas do arquivo fornecido pela máquina de ensaio e os valores de CMOD passados a COD por meio do fator de escala dado pela Equação 37.



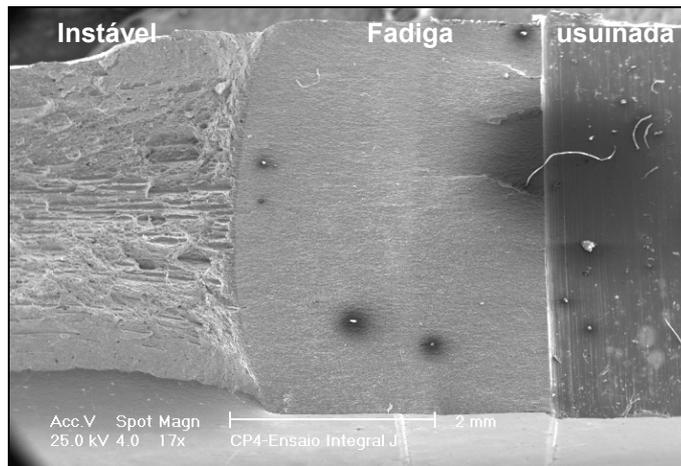
**Figura 45 – Carga versus COD para o CP4.**



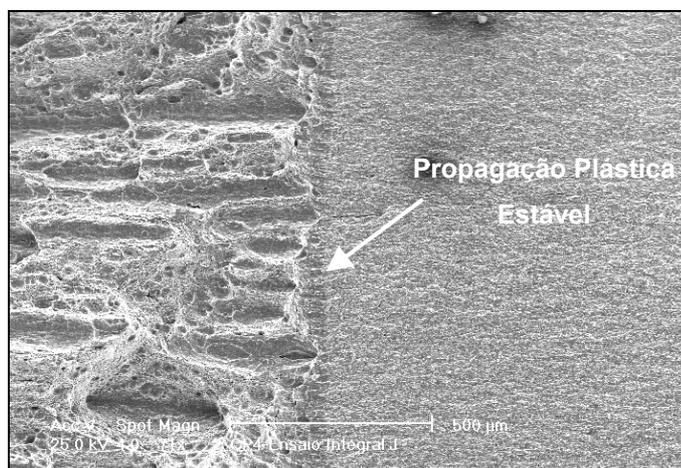
**Figura 46 – Carga versus COD para o CP5.**

## 6.2.2 FRACTOGRAFIAS

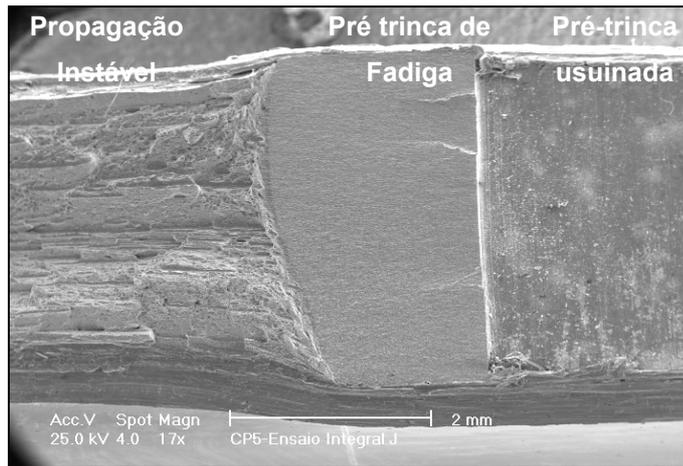
As superfícies fraturadas foram analisadas com a ajuda do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), e podem ser observadas nas seguintes figuras:



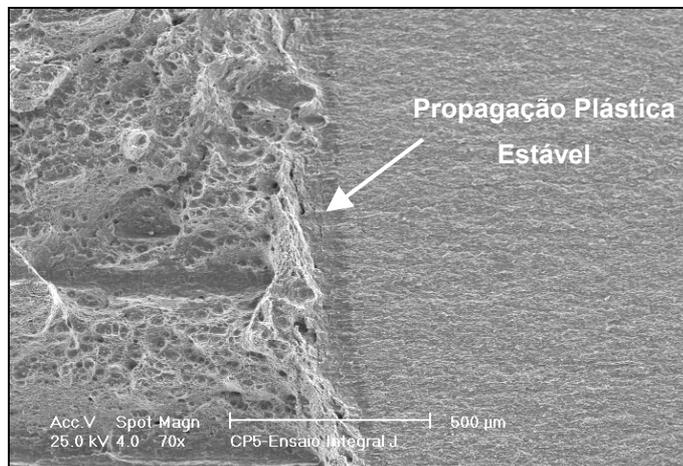
**Figura 47 – Foto geral do aspecto da superfície fraturada do CP4.**



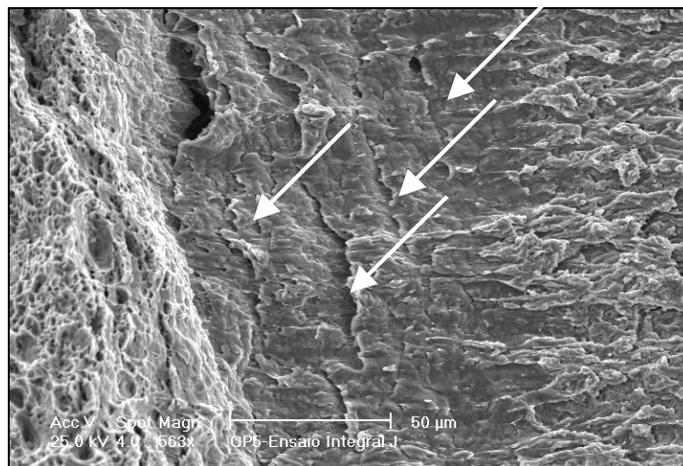
**Figura 48 – Foto ampliada da zona central do CP4, observasse a propagação plástica da trinca antes da fratura instável.**



**Figura 49 - Foto geral do aspecto da superfície fraturada do CP5.**



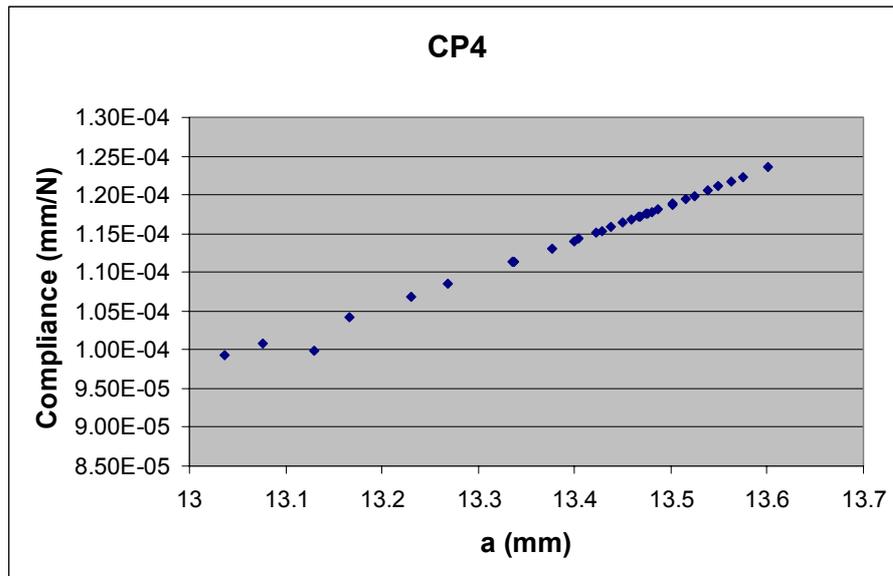
**Figura 50 – Zona de propagação estável no CP5.**



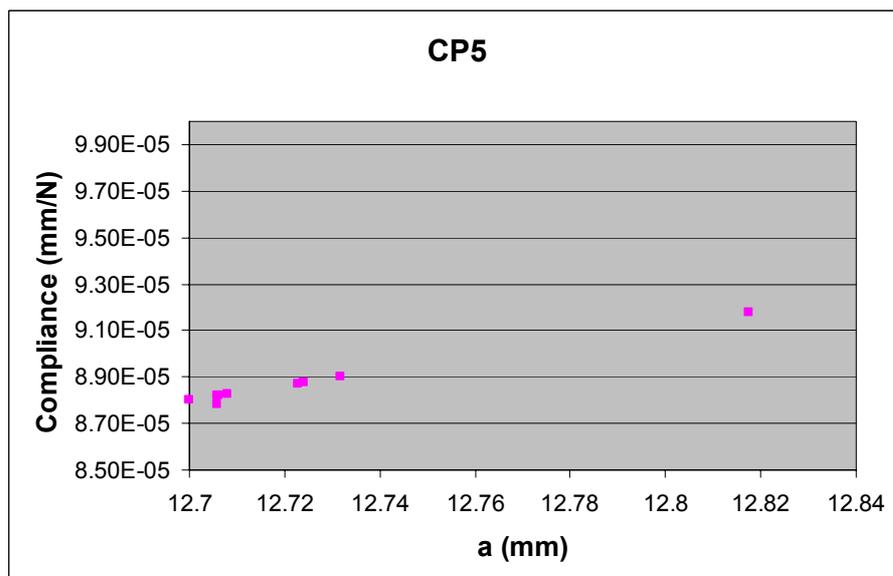
**Figura 51 – Detalhe da propagação plástica estável. Notem-se as linhas verticais que correspondem aos incrementos na carga aplicada.**

### 6.2.3 COMPLIANCE

Em cada descarregamento do “step” correspondente, a inversa da inclinação da curva determina o valor da “compliance” ( $\Delta\text{COD}/\Delta P$ ). O tamanho da trinca é calculado usando este valor em cada “step” (Figura 52 e 52), e permite relacioná-lo com a integral J aplicada nesse momento.



**Figura 52 – Compliance versus tamanho de trinca para o CP4**



**Figura 53 – Compliance versus tamanho de trinca para o CP5**

## 6.2.4 CURVAS J- $\Delta a$

Apresenta-se a seguir os valores calculados segundo a Norma E 1737-96 [26]. A integral J é calculada como uma função da área baixo a curva Carga-COD (Figura 45 e Figura 46) e a propagação da trinca como uma função da compliance em cada “step” de carga.

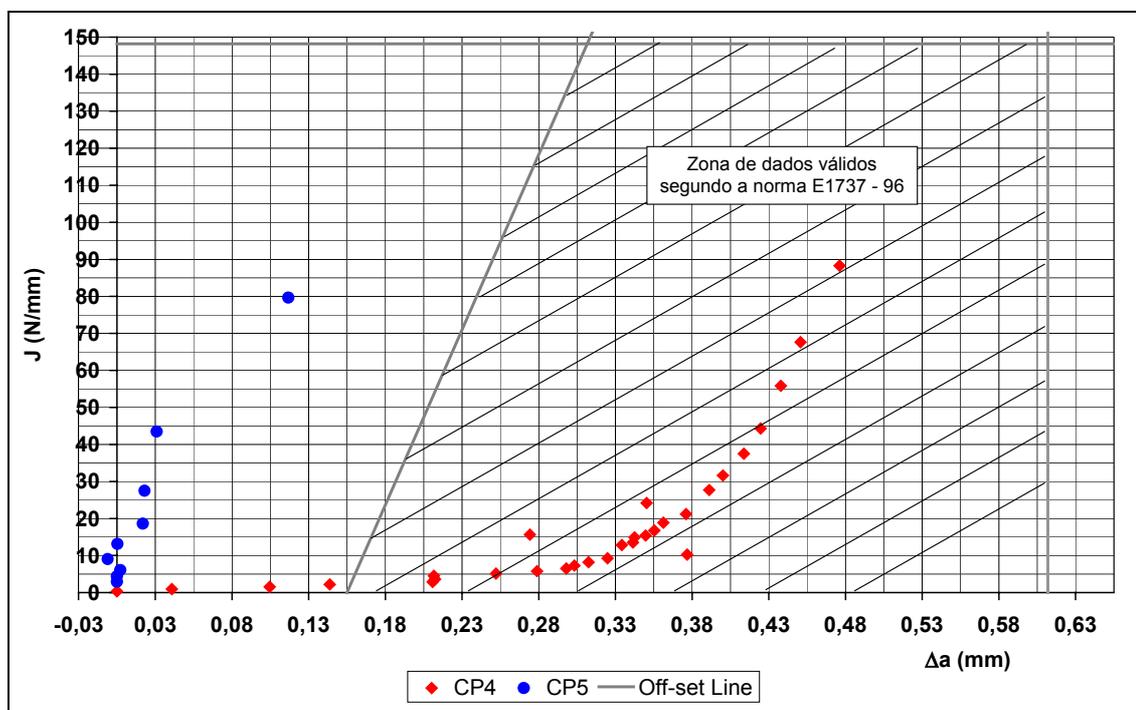


Figura 54 – Gráfico dos pontos para a construção da curva  $J_R$ .

## 6.2.5 VALIDAÇÃO

Para validar os dados obtidos foram analisados os dados característicos, assim como as tolerâncias estabelecidas pela norma.

1– Frente de crescimento da pré-trinca de fadiga: observa-se na Figura 49 que no CP5 o avanço da trinca na carga de fadiga apresentou uma diferença considerável nas duas laterais do corpo de prova. Já no CP4 o avanço foi bem mais uniforme (Figura 47).

2- Crescimento plástico estável da trinca: baseado na média das medições feitas no MEV e nos cálculos representados pela Figura 54, os valores medidos no corpo de prova e aqueles calculados:

**Tabela 7 – Comparação entre os valores calculados e os valores medidos da propagação plástica estável.**

<b>Corpo de Prova</b>	<b><math>\Delta a</math> (mm) calculado</b>	<b><math>\Delta a</math> (mm) medido</b>	<b>Erro</b>
<b>CP4</b>	0,471	0,077	512%
<b>CP5</b>	0,112	0,128	12,5%

3- Região de validade dos dados: na Figura 54 a zona achurada representa a região dentro da qual os dados são considerados aceitáveis para o cálculo da curva  $J_R$ . Observa-se que os dados obtidos para o CP5 ficaram totalmente descartados segundo a norma E 1737 –96 [26], dado que os valores do crescimento da trinca são inferiores a 0,15mm, valor mínimo estabelecido pela norma para a validade dos dados. Aparentemente em situações onde o crescimento da trinca é muito pequeno, ou o tamanho do corpo de prova é reduzido, esta norma não é diretamente aplicável para a caracterização do material na integral J.

#### 6.2.6 DISCUSSÃO E VALORES ADOTADOS

O CP4 apresentou uma morfologia da fratura de acordo com as tolerâncias da norma, com um frente de propagação na carga de fadiga aproximadamente perpendicular às faces do cp na parte central. Porém, os valores calculados da propagação estável da trinca ficaram muito diferentes dos valores medidos (Tabela 7). O valor máximo da integral J ficou em torno de 90 N/mm.

No CP5 observa-se que a frente de propagação da fadiga aconteceu de forma diferente em cada lado do cp, criando um frente que o atravessa diagonalmente (Figura 49). Tal fato, acredita-se, que é devido a um pequeno desalinhamento das garras que seguraram o corpo de prova. Porém, a propagação plástica estável calculada ficou muito próxima do valor medido. Esta maior precisão em relação ao CP4 é atribuída ao fato de que foi feito a usinagem lateral (side groove) que permite que a frente de propagação plástica tenha um melhor comportamento. O valor da integral J no ponto final foi aproximadamente igual 80N/mm.

Devido a que em ambos casos o valor máximo da integral J são semelhantes (90 N/mm para o CP4 e 80 N/mm para o CP5), opta-se por tomar o menor valor como válido.

No caso do incremento da trinca, o valor considerado válido corresponde ao CP5, dado que o valor calculado é semelhante com o valor medido.

Os valores adotados para o cálculo a aplicação do método R6 no presente trabalho são:

**Tabela 8 – Propriedades do material à Integral J**

<b>Material API</b>	<b>Integral J máximo (N/mm)</b>	<b>K<sub>mat</sub> (N/mm<sup>3/2</sup>)</b>	<b>Δa máximo (mm)</b>
<b>5L X56</b>			
<b>CP4</b>	85	4174	0,100

A propriedade K<sub>mat</sub> da Tabela 8 representa a tenacidade à fratura frágil quando a trinca tiver atingido o máximo crescimento dútil, e é calculado baseado no valor da Integral J no ponto de máximo crescimento da trinca, da forma:

$$J = \frac{K_{mat}^2}{E'} \quad 38$$

onde  $E' = E / (1 - \nu^2)$ . Isolando da equação anterior:

$$K_{mat} = (J.E')^{1/2} \quad 39$$

## 7 RESULTADOS DA ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS

Os dados principais que são extraídos da Análise por Elementos Finitos são o K aplicado e o valor da Integral J em função da pressão dentro do tubo com trinca. Estes dados são fornecidos pelo ABAQUS como arquivo de saída e processados no Excel. Os dados permitem a construção das curvas FAD além de determinar a pressão que provoca o colapso do componente.

### 7.1 K EM FUNÇÃO DA PRESSÃO

Para uma geometria e tamanho de trinca dadas, o K aplicado aumenta diretamente com a tensão aplicada, que é proporcional à pressão interna. Nas Figuras a seguir apresentam-se os valores de K ( $\text{N/mm}^{3/2}$ ) a medida que a pressão (em MPa) é aumentada, para uma trinca interna (indicado pela letra “i”) e para trinca externa (indicado pela letra “e”).

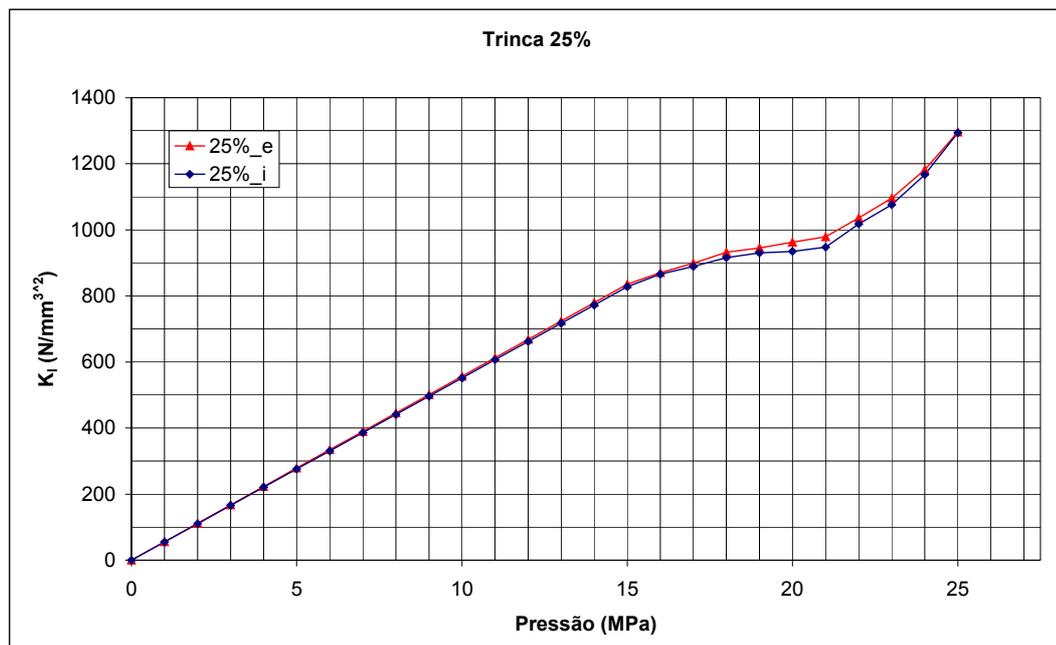
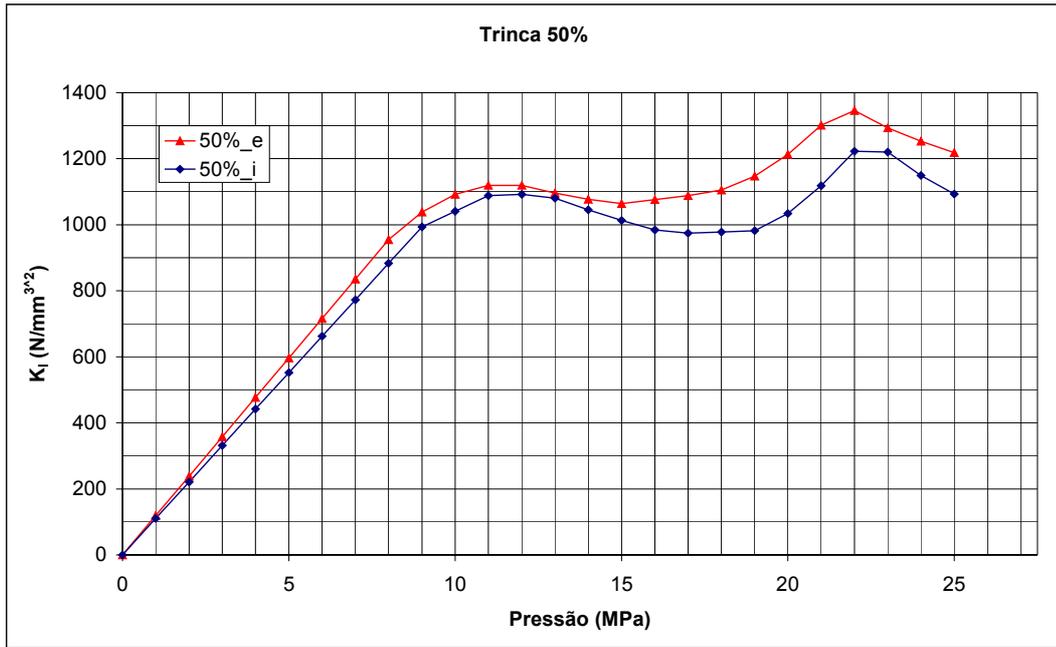
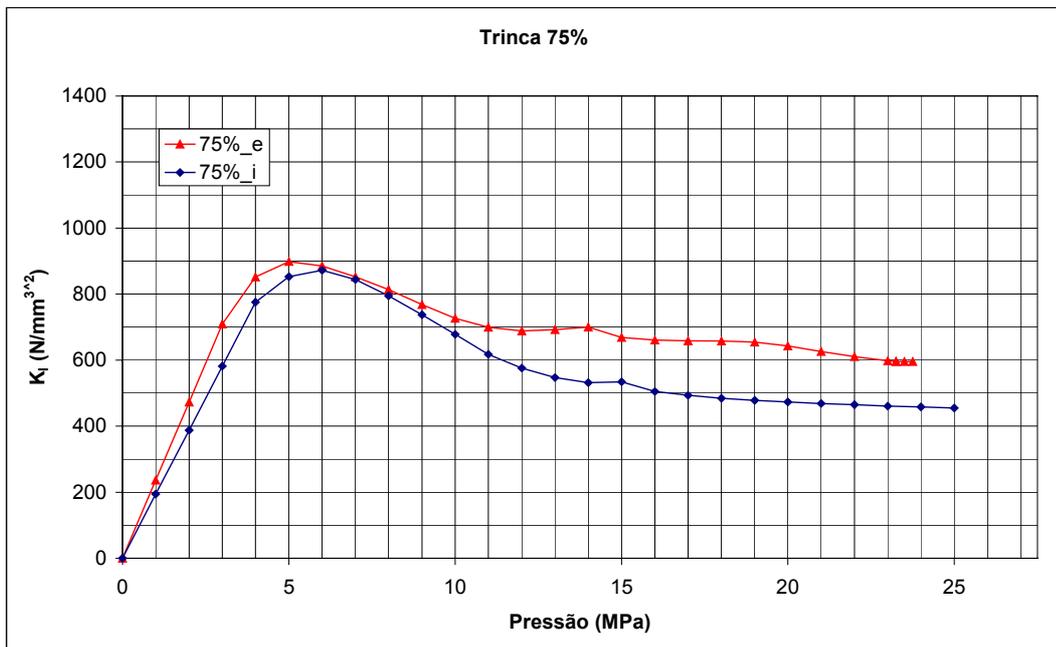


Figura 55 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 25% da parede.



**Figura 56 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 50% da parede.**



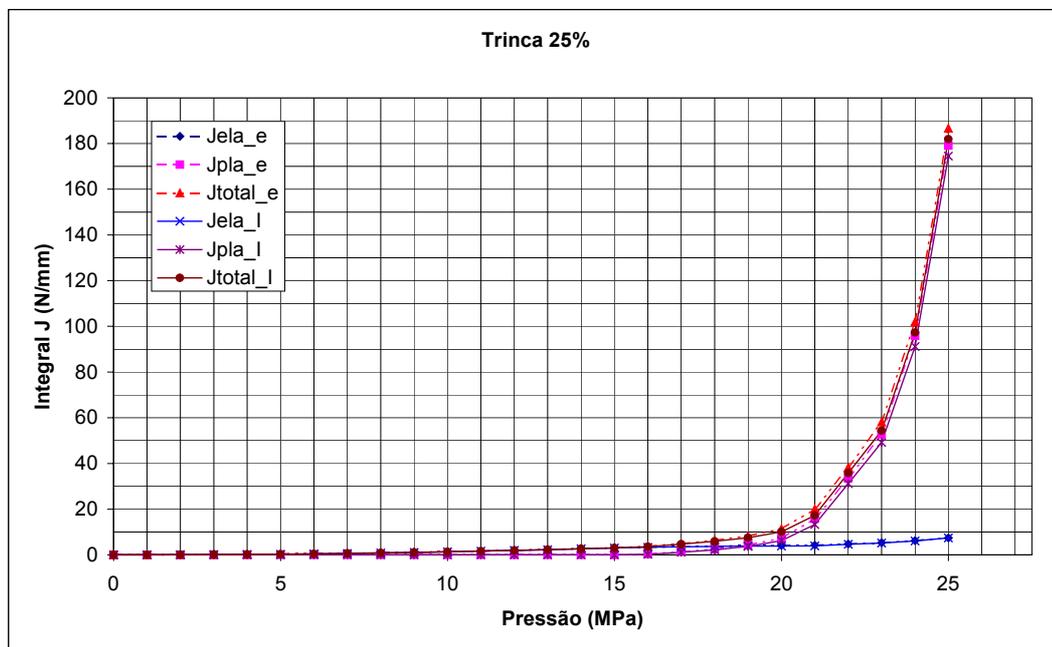
**Figura 57 – K aplicado para o tubo com profundidade equivalente a 75% da parede.**

## 7.2 INTEGRAL J APLICADA EM FUNÇÃO DA PRESSÃO

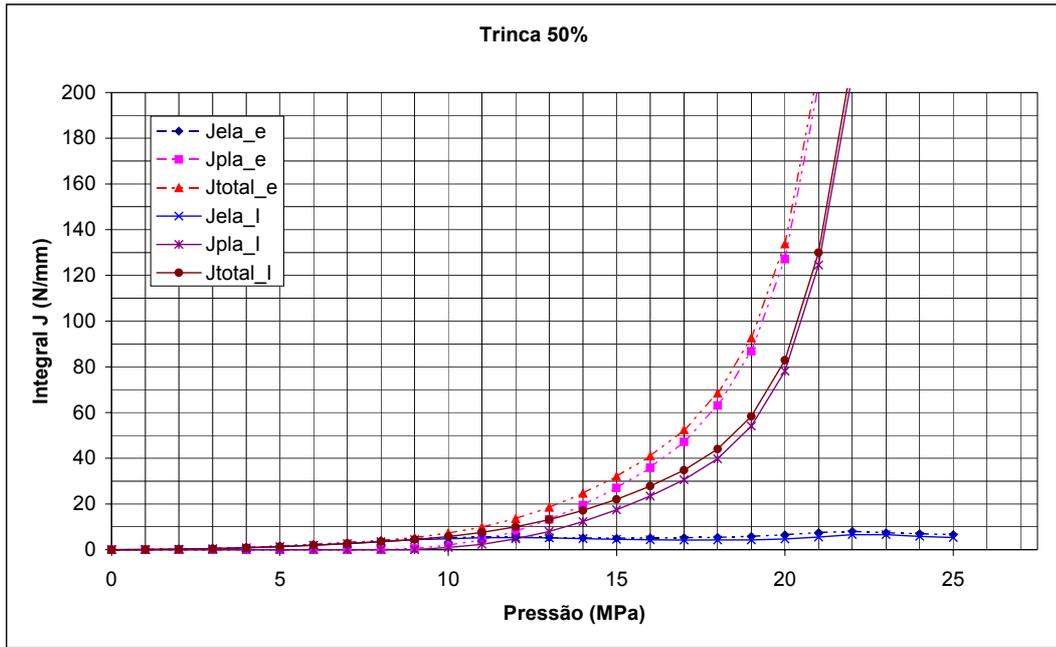
O valor total da Integral J ( $J_{total}$ ) aplicada numa peça com trinca é formada por duas componentes, J elástico ( $J_{ela}$ ) e J plástico ( $J_p$ ). Quando a região plastificada na ponta da trinca é muito pequena, estamos no estado elástico e o J plástico é zero, e J elástico é igual ao J total. Existe uma equivalência direta entre o valor da Integral J e o valor de K no regime elástico.

Já quando a região plastificada na ponta da trinca aumenta de tamanho, o valor de J plástico ( $J_{pla}$ ) aumenta consideravelmente mais que o do J no estado elástico ( $J_{ela}$ ), e o valor do J total é praticamente igual ao J plástico.

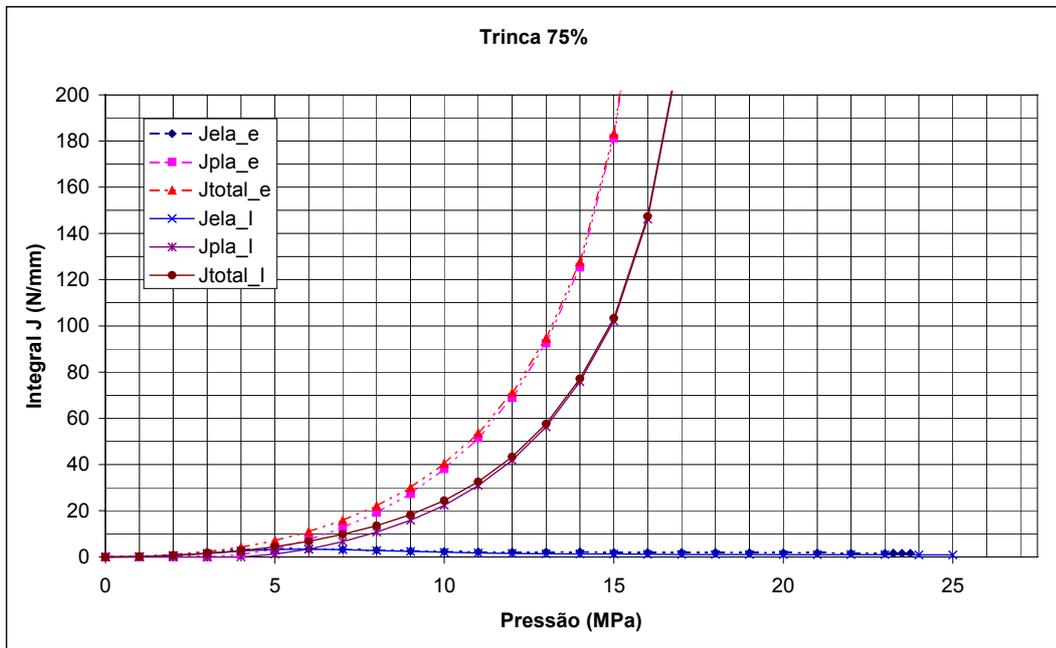
Nas figuras seguintes são apresentados os valores da Integral J em função da pressão interna, estes dados são fornecidos no arquivo de saída do ABAQUS. Como sempre, a letra “e” indica que se trata da trinca externa, e a letra “i” indica que se trata da trinca interna.



**Figura 58 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 25% da espessura do tubo.**



**Figura 59 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 50% da espessura do tubo.**



**Figura 60 – J elástico, plástico e total aplicado no tubo com trinca de profundidade equivalente à 75% da espessura do tubo.**

## 8 CÁLCULO DA PRESSÃO DE COLAPSO

### 8.1 DIAGRAMAS FAD

Baseado no resultado da AEF, podemos construir o diagrama FAD (Failure Assessment Diagram, Figura 61) que permite avaliar a resistência à fratura do componente, tanto na região de falha por colapso plástico quanto na região de falha por fratura elástica.

O eixo das ordenadas do diagrama, representado com a letra  $Kr$ , é calculado pela expressão:

$$Kr = \left( \frac{J_{ela}}{J_{total}} \right)^{1/2} \quad 40$$

O eixo das abscissas é calculado pela expressão:

$$Lr = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \quad 41$$

onde  $\sigma$  é a tensão circunferencial numa zona afastada da trinca, e é fornecido pelo arquivo de saída do programa ABAQUS.

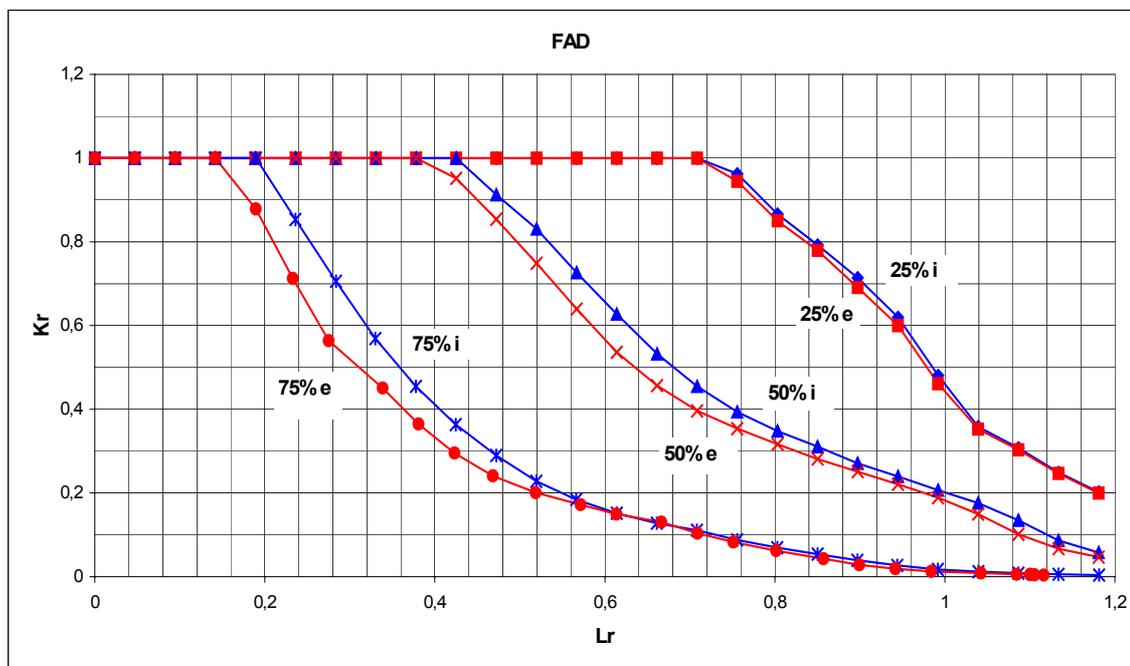
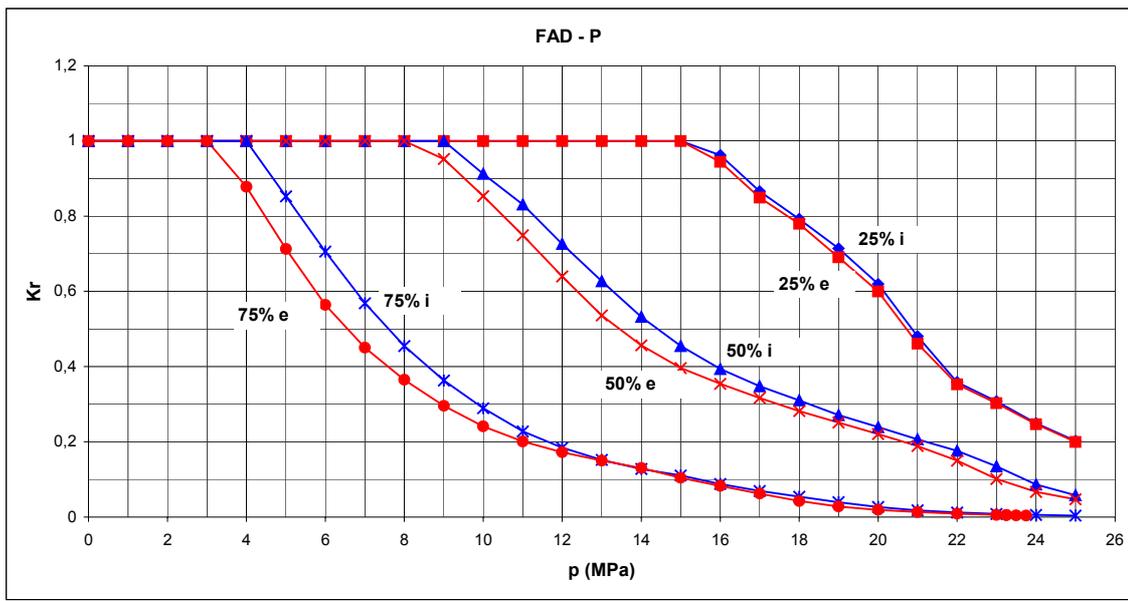


Figura 61 - FAD das seis situações apresentadas como  $Kr=f(Lr)$

Os diagramas FAD podem ser apresentados como  $Kr=f(p)$ , onde  $p$  é a pressão interna em MPa. Porém, este não é um gráfico usado normalmente, mas permite uma melhor apreciação do estado de colapso. A FAD na forma  $Kr=f(Lr)$  é mais versátil, já que ela encontra-se normalizada para o uso em qualquer tubulação de parede fina com este material e configuração de trinca.



**Figura 62 – FAD das seis situações apresentadas como  $Kr=f(p)$ .**

## 8.2 PRESSÃO DE COLAPSO

Com o aumento da pressão interna, a Integral J aplicada (e o K aplicado) no tubo aumenta também, até atingir um valor que faça a trinca progredir. Uma vez que o avanço da trinca começa, se a pressão continua aumentando, ela continua progredindo até o valor máximo que o material suporta, para logo avançar em forma instável e provocar o colapso. No ponto de máximo avanço existe um K associado, chamado de  $K_{mat}$  (Tabela 8).

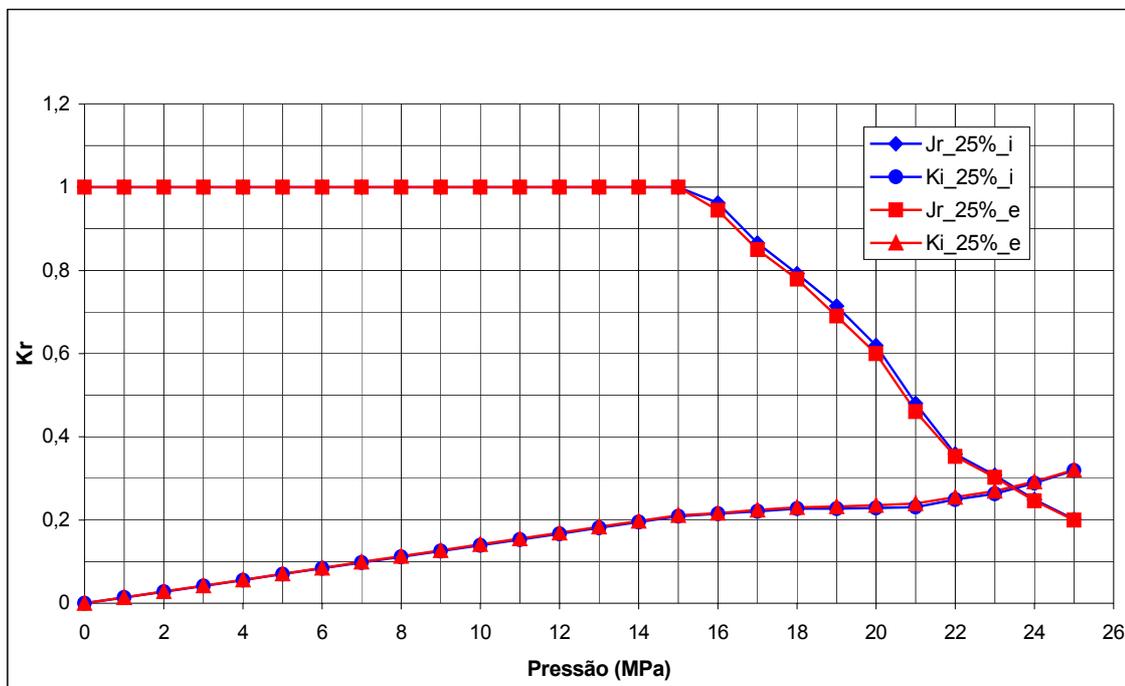
Para estabelecer a pressão de colapso considera-se que a trinca avançou o máximo que o material suporta, que neste material equivale a 0,1mm (Tabela 8), e a Análise por Elementos Finitos é refeita com os seguintes tamanhos de trinca:

**Tabela 9 – Tamanhos de trinca modelados após o avanço plástico.**

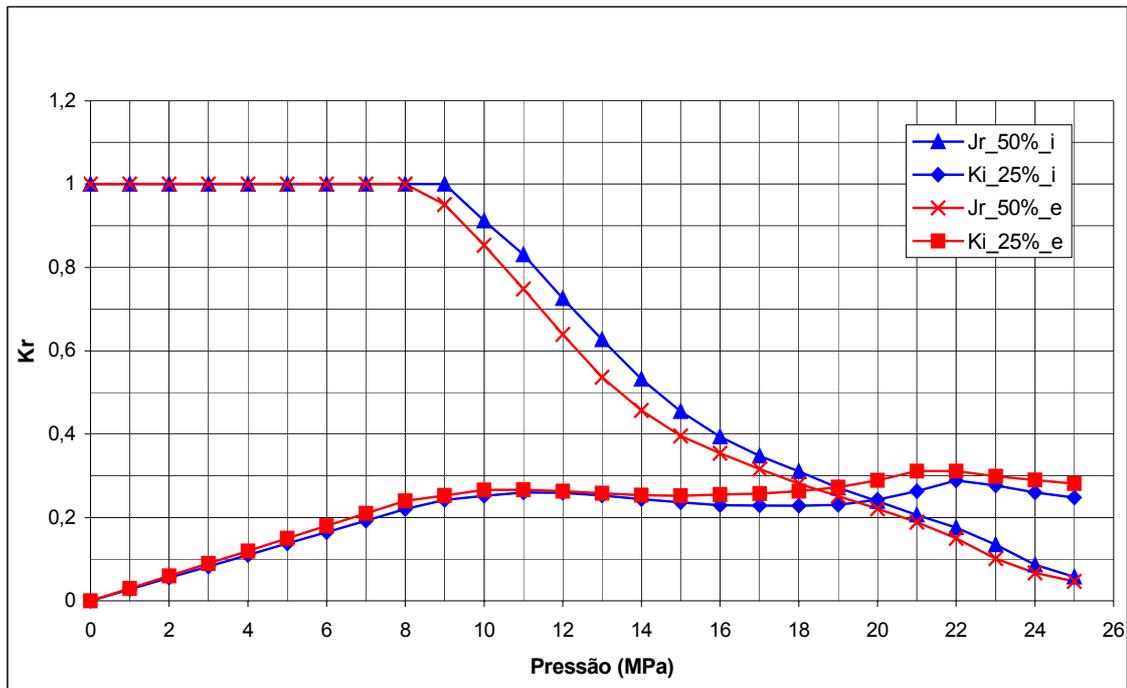
Profundidade em porcentagem da espessura	Profundidade (mm)	Comprimento (mm)
25%	1,3	26
50%	2,5	50
75%	3,7	74

Nestas análises estuda-se a variação do  $K$  aplicado em função da pressão interna, que para ser normalizado é dividido pelo  $K_{mat}$ , e apresentado no mesmo gráfico do diagrama FAD como  $Kr$  versus  $p$  (em MPa). A medida que a pressão interna aumenta, também aumenta o  $K$  aplicado, e no ponto em que esta curva intercepta a curva FAD correspondente acontecerá a fratura frágil ou o colapso plástico da tubulação.

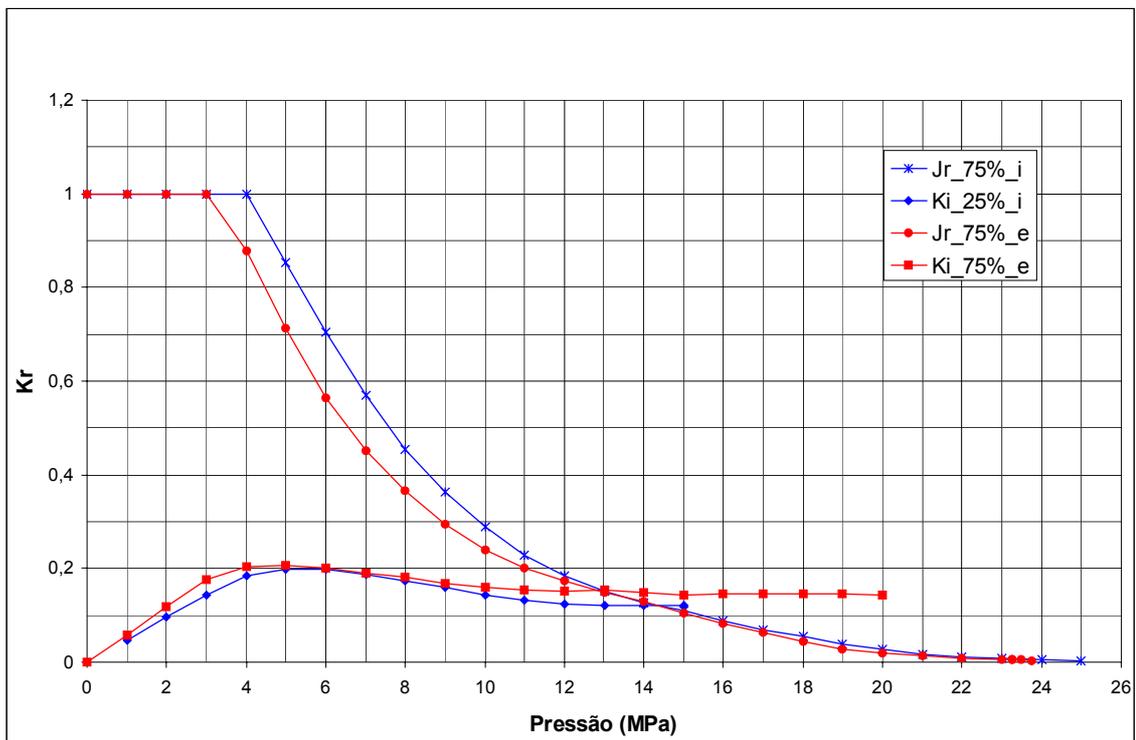
Nas Figura 63, Figura 64 e Figura 65 pode ser observado o diagrama FAD correspondente a cada tamanho de trinca com a curva que representa o  $Kr$  aplicado em cada instante a medida que é aumentada a pressão interna no tubo.



**Figura 63 - Pressão de colapso para a trinca com 25% de profundidade.**



**Figura 64 - Pressão de colapso para a trinca de 50% de profundidade.**



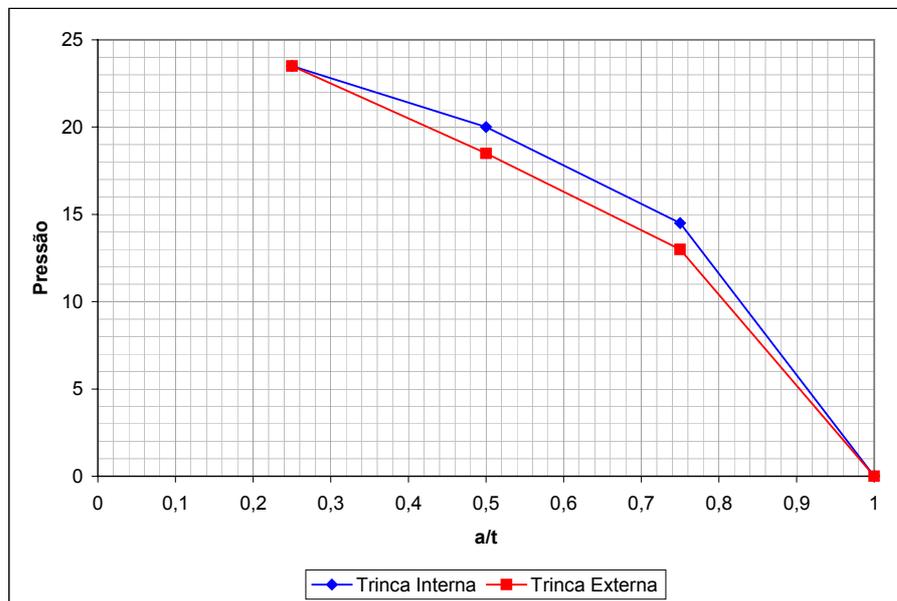
**Figura 65 - Pressão de colapso para a trinca de 75% de profundidade**

Baseado nestas curvas podemos construir uma relação entre a pressão de ruptura e o tamanho de trinca (Tabela 10 e Figura 66). Sabendo a pressão de colapso é

possível pela Análise por Elementos Finitos estabelecer as tensões longitudinais e circunferenciais na zona não influenciada pela trinca na parede do tubo. Estas tensões são úteis para o monitoramento em experiências de laboratório, e são apresentadas na Tabela 11.

**Tabela 10 - Tamanho de Trinca versus Pressão de Ruptura**

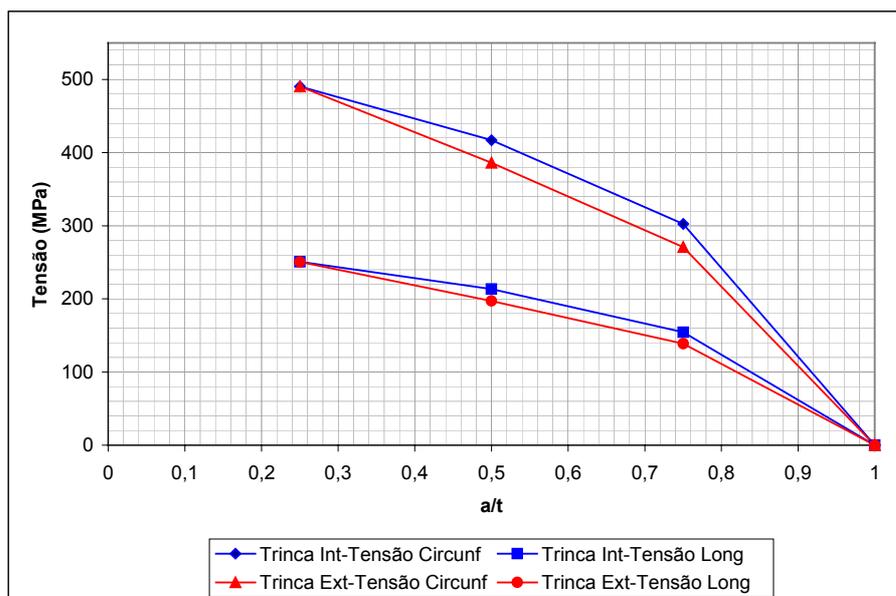
Profundidade a/t	Pressão Interna (Mpa)	
	Trinca Interna	Trinca Externa
0,25	23,5	23,5
0,5	20	18,5
0,75	14,5	13



**Figura 66 - Pressão de Colapso versus tamanho de trinca**

**Tabela 11 - Tensões de Colapso em MPa para cada tamanho e posição da trinca.**

Profundidade a/t	Trinca Interna		Trinca Externa	
	Tensão Circunferencial	Tensão Longitudinal	Tensão Circunferencial	Tensão Longitudinal
0,25	490	251	490	251
0,5	417	214	386	197
0,75	302	154	271	139



**Figura 67 - Tensão no Colapso na parede do tubo em função do tamanho e posição da trinca.**

Estes dados podem ser processados de forma tal que sirvam para ser comparados, normalizando a pressão de ruptura. Ou seja, se calculamos a pressão que plastifica o tubo, podemos usar esta para normalizar as pressões.

Para o nosso caso verifica-se que se trata de um tubo de parede fina ( $0,1 \leq \frac{t}{Rm}$ ), onde a pressão e a tensão circunferencial aplicada se relacionam como [28]:

$$\sigma = \frac{p \cdot dm}{2t} \quad 42$$

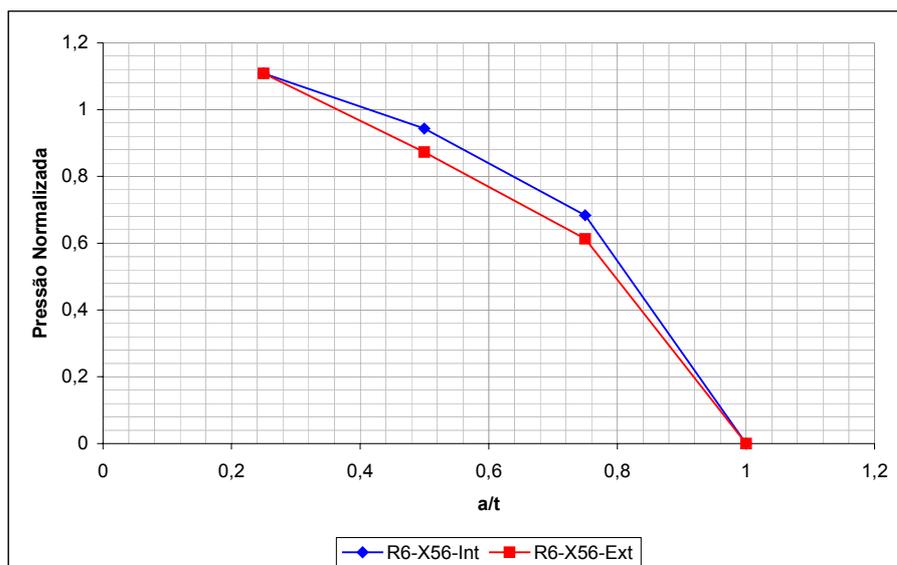
e re-arranjando para achar a pressão de escoamento:

$$p_e = \frac{\sigma_{ys} \cdot 2t}{dm} = \frac{473 \cdot 2 \cdot 4,8}{214,3} \text{ MPa} \quad 43$$

$$p_e = 21,2 \text{ MPa}$$

$$\text{Pressão Normalizada} = \frac{p}{p_e} \quad 44$$

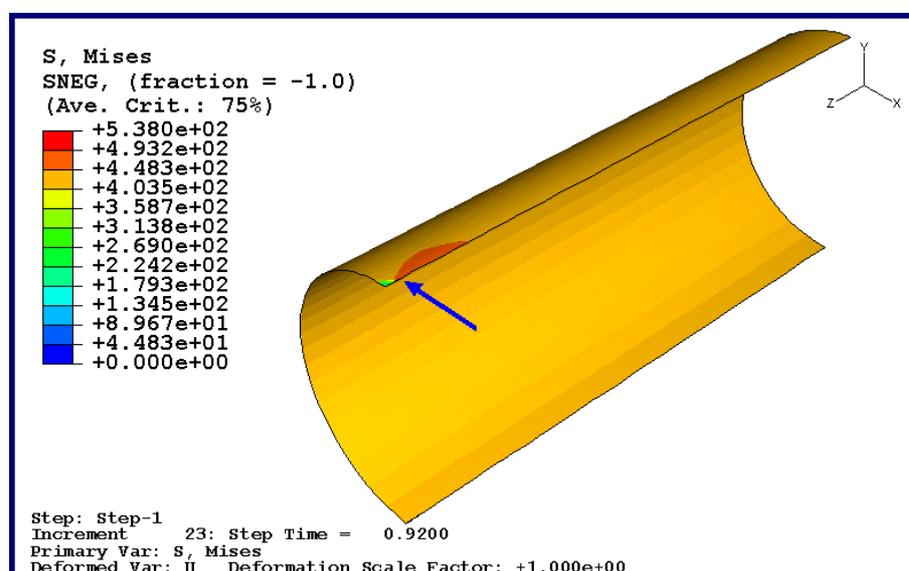
Aplicando este valor a cada uma das pressões da Tabela 10, surge o gráfico da Figura 68.



**Figura 68 - Pressão de Colapso Normalizada versus Tamanho de Trinca.**

### 8.3 RESULTADOS DA AEF NA PRESSÃO DE COLAPSO

Nas figuras seguintes apresentam-se os resultados da análise por elementos finitos para cada pressão de ruptura/colapso predita pelo método R6.



**Figura 69 - Trinca de 0,25 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).**

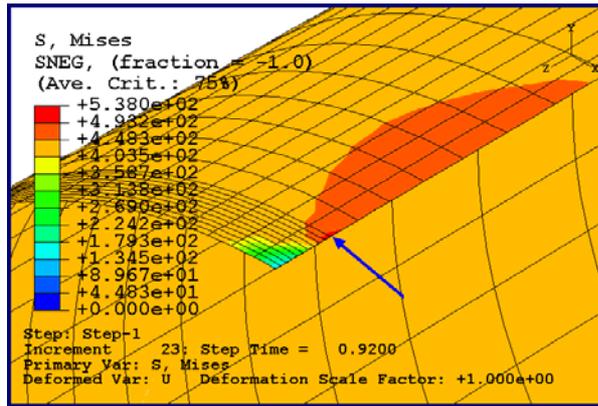


Figura 70 - Trinca de 0,25 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

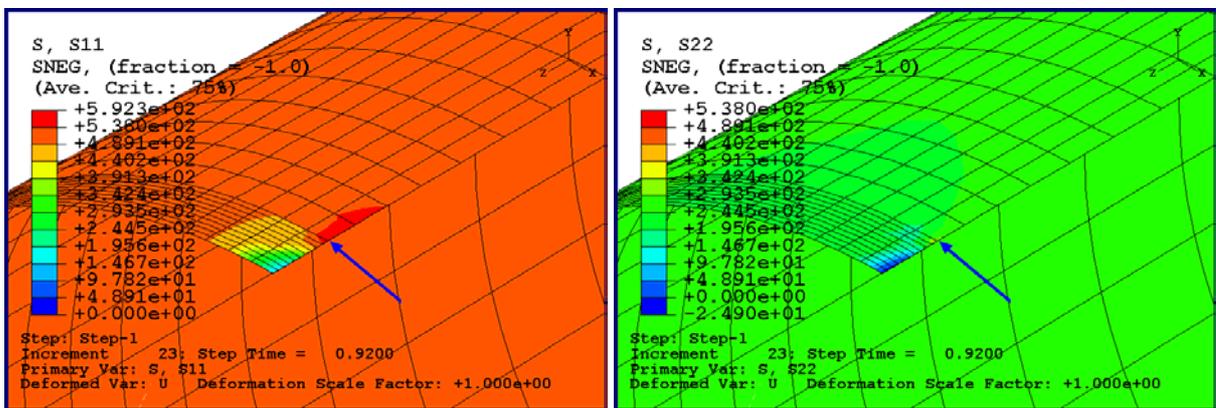


Figura 71 - Trinca de 0,25a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa).

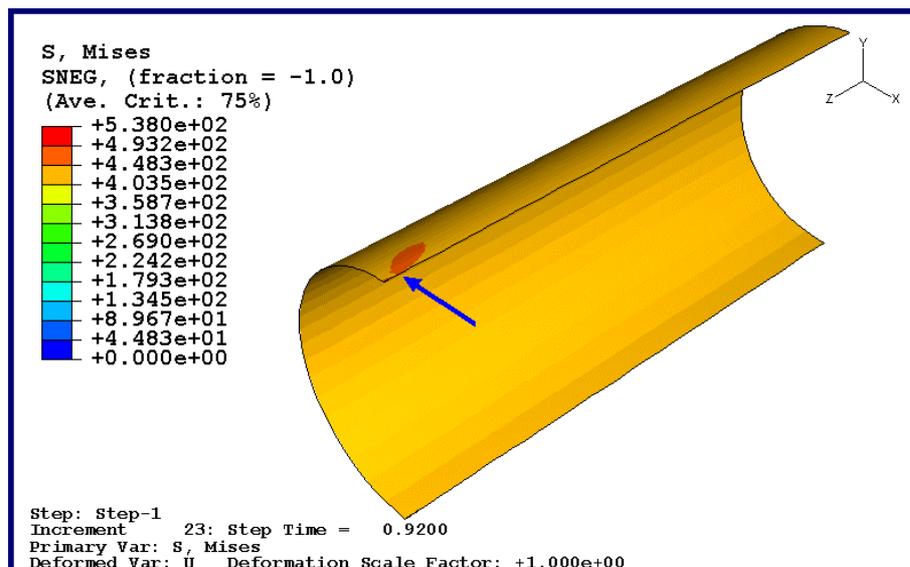


Figura 72 - Trinca de 0,25a/t externa, tensão de Von Misses (MPa).

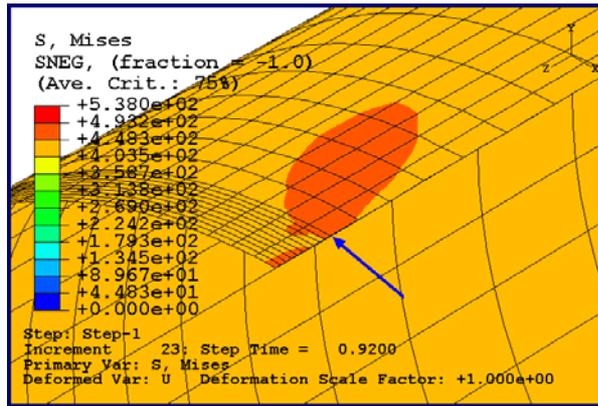


Figura 73 -. Trinca de 0,25 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

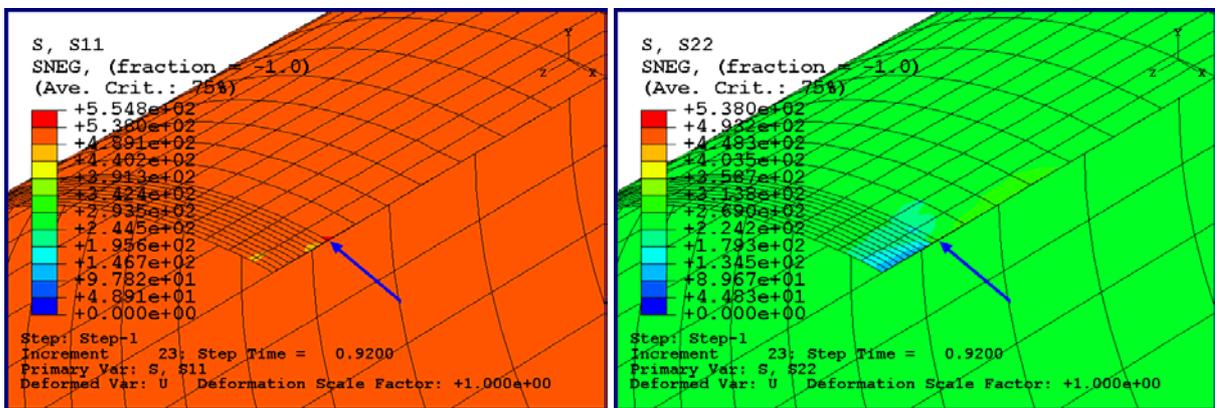


Figura 74 - Trinca de 0,25a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa)

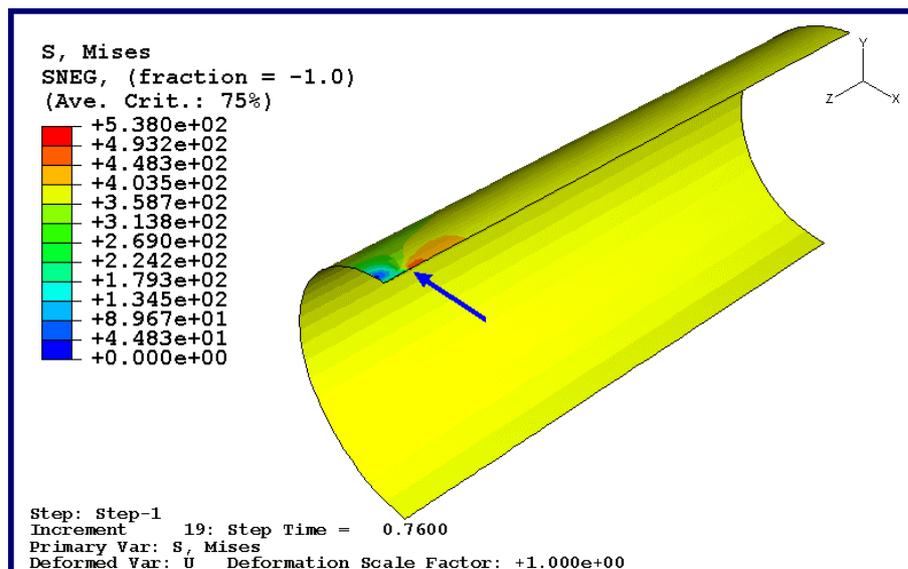


Figura 75 - Trinca de 0,5 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).

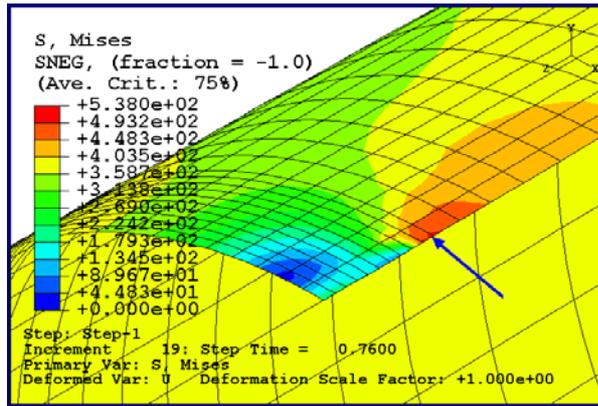


Figura 76 - Trinca de 0,5 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

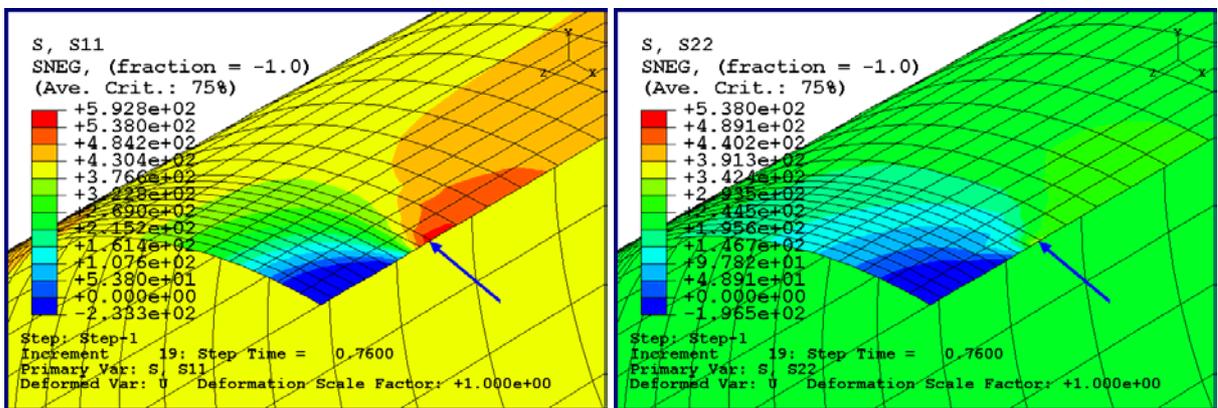


Figura 77 - Trinca de 0,5 a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa)

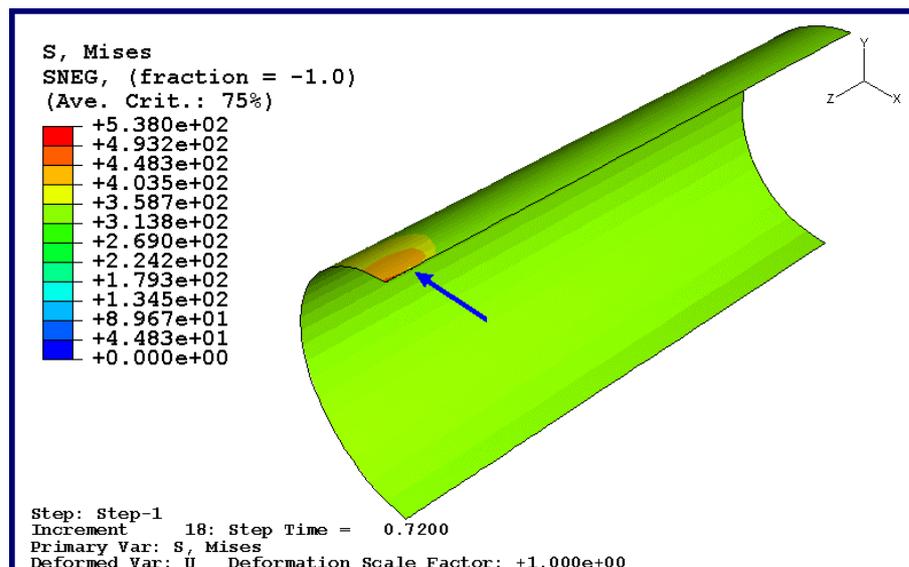


Figura 78 - Trinca de 0,5 a/t externa, Tensão de Von Misses (MPa).

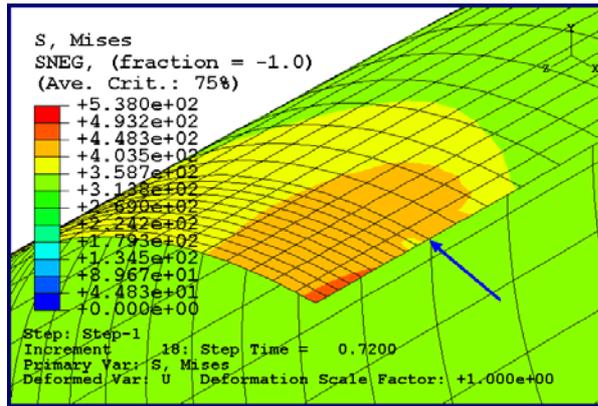


Figura 79 - Trinca de 0,5 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

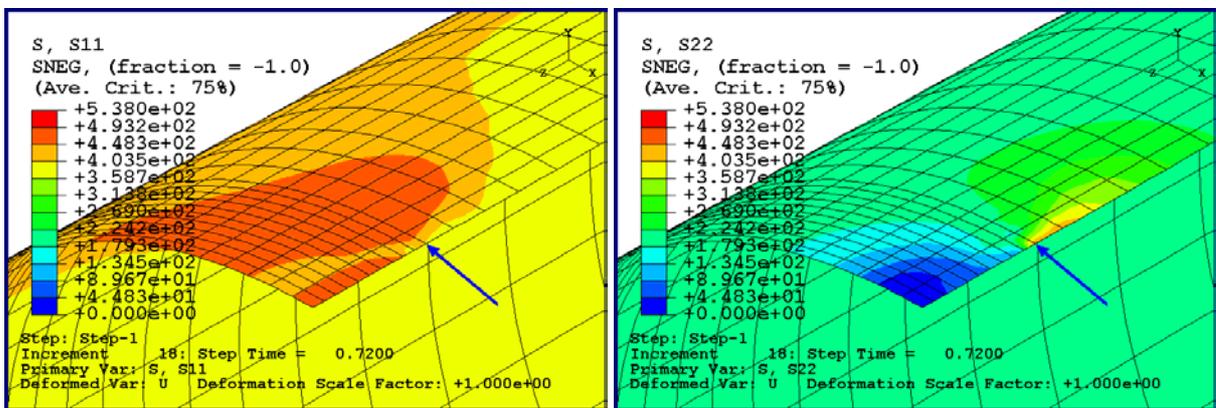


Figura 80 -. Trinca de 0,5a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa)

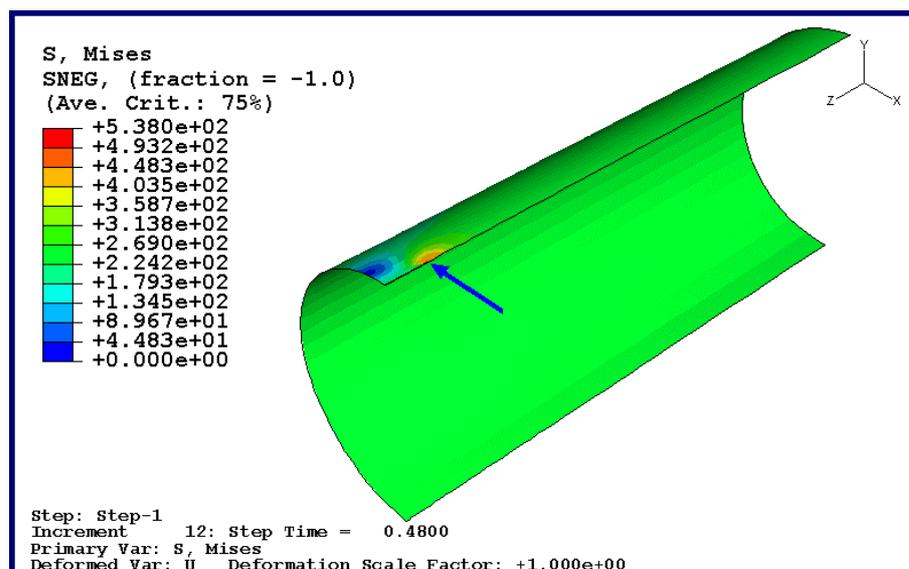


Figura 81 - Trinca de 0,75 a/t interna, Tensão de Von Misses (MPa).

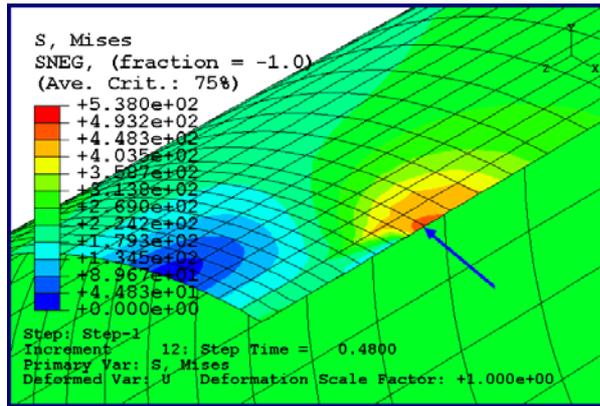


Figura 82 - Trinca de 0,75 a/t interna. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

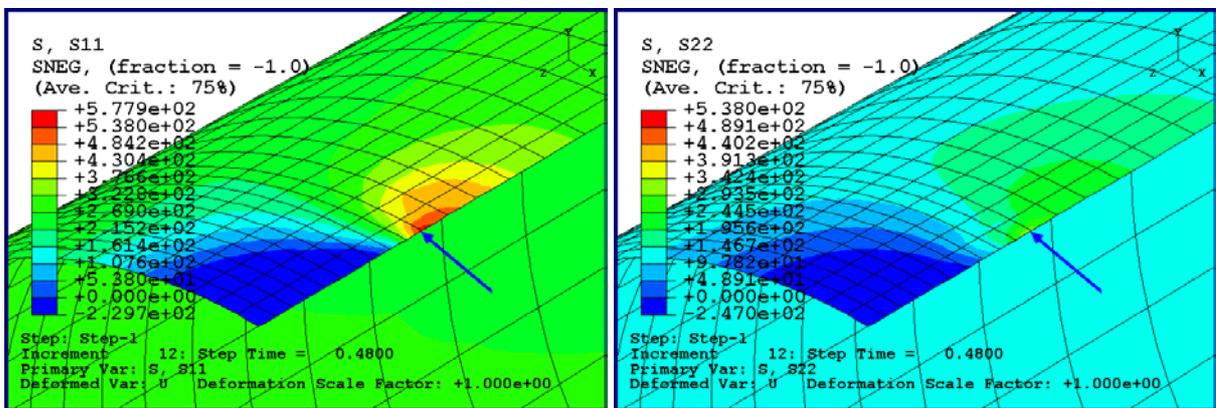


Figura 83 - Trinca de 0,75 a/t interna. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa)

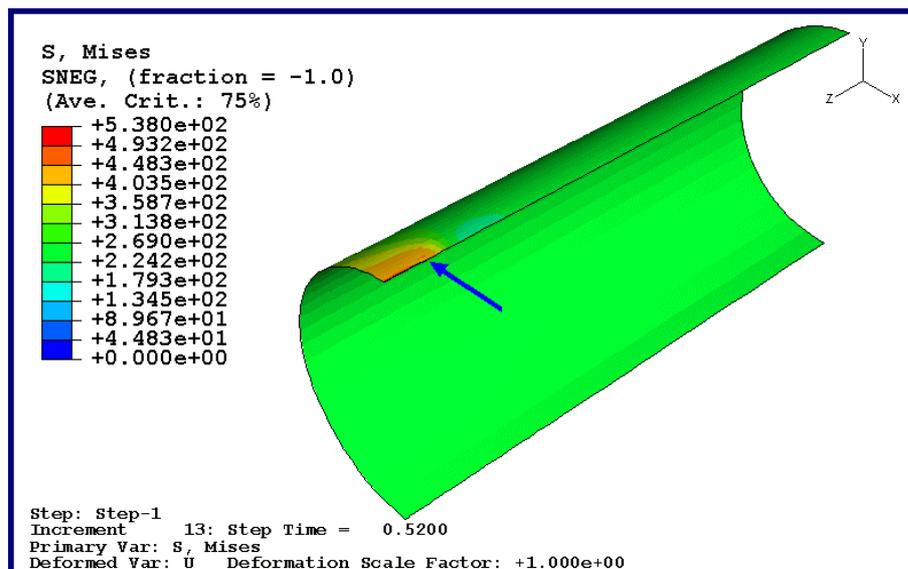


Figura 84 - Trinca de 0,75 a/t externa, Tensão de Von Misses (MPa).

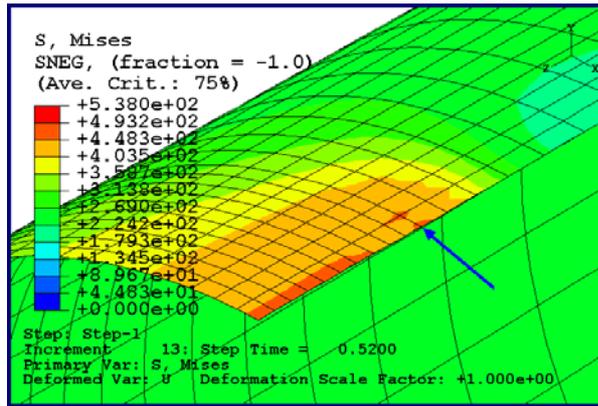


Figura 85 - Trinca de 0,75 a/t externa. Detalhe da Tensão de Von Misses (MPa).

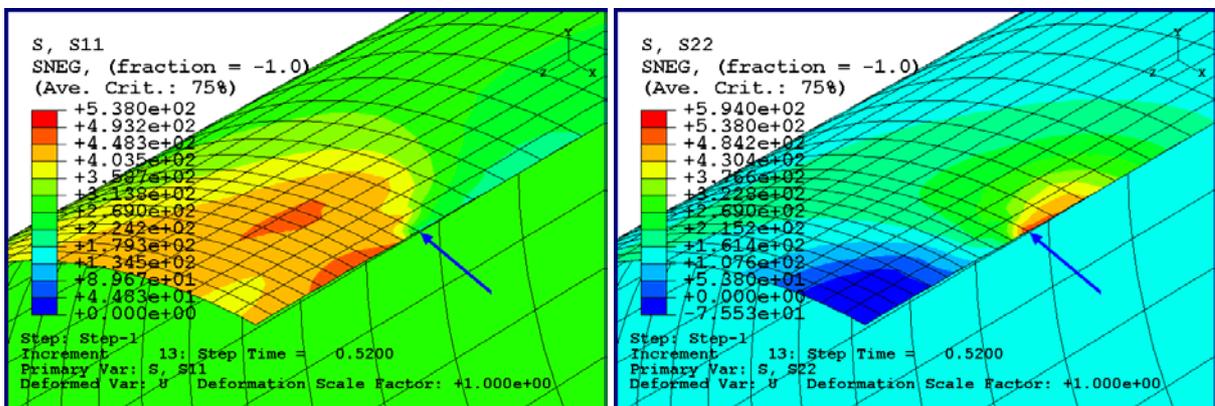


Figura 86 - Trinca de 0,75 a/t externa. Esquerda, tensão Circunferencial (MPa). Direita, tensão longitudinal (MPa)

## 9 DISCUSSÃO

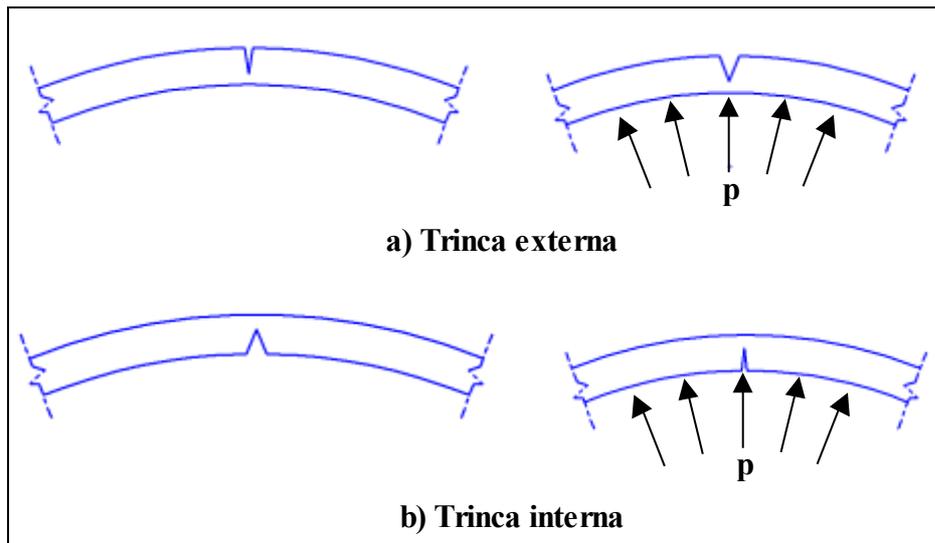
A análise por elementos finitos é muito útil para a quantificação do estado de sollicitação de componentes submetidos a esforços. Porém não tem a capacidade intrínseca de prever falhas. Ou seja, embora a análise por Elementos Finitos seja capaz de encontrar soluções convergentes para cargas além da carga de colapso, não possui ferramentas que permitam determinar qual é a carga que realmente produz a falha do componente. Geralmente esta lacuna do método é solucionada recorrendo a teorias simplificadas de falha, como por exemplo, o uso da tensão de Von Mises em comparação com alguma propriedade a tração do material.

Foi feita uma discussão sobre a escolha do tipo de elemento apropriado para na análise por elementos finitos para tubulações de parede fina. Foi discutida a importância deste ponto para o sucesso da análise, buscando que esta seja sempre simples, rápida e com uma boa precisão. Numa análise por elementos finitos o uso de um elemento de aplicação geral que apresenta muito detalhamento do campo de tensões e/ou deformações exige um custo computacional alto (como por exemplo os elementos Quarter Point 3D). Nos elementos para uso específico, como os elementos Line Spring, que retornam como resultados parâmetros globais (como integral J, K aplicado ou a taxa de liberação de energia G) o esforço computacional é muito menor. Porém a representação do campo de tensões perto destes elementos não é tão satisfatória quanto os elementos Quarter Point 3D.

O Método R6 é de importância crescente no uso para a avaliação da segurança na operação de componentes com defeitos, sendo incorporado em várias normas [4,5,8,9]. Os diagramas FAD característicos deste método permitem mapear em um só gráfico todas as possibilidades de falha, desde a fratura frágil até o colapso plástico numa curva simples. Também foi possível comparar as diferentes FAD de cada trinca do tubo e determinar facilmente qual é a trinca mais perigosa, como mostra a Figura 62. Nesta figura a FAD da trinca maior encontra-se debaixo das FAD das outras trincas, fazendo que a “linha de carregamento” encontre primeiro a FAD da trinca mais perigosa. Desta forma, uma simples análise permite determinar qual é a prioridade para o monitoramento ou reparo dos defeitos.

Nas Figuras Figura 63, Figura 64 e Figura 65 são apresentadas as FAD para cada trinca, com a sua correspondente linha de carregamento ( $Kr$  como função da pressão). Observa-se que a linha de carregamento para todos os casos apresenta a mesma forma, porém,

para trincas externas os valores são levemente superiores, especialmente para o caso da trinca com a profundidade igual ou superior à metade da espessura. Este fato pode ser atribuído à mudança da “constraint” na ponta da fissura com o aumento da profundidade da trinca. Para trincas grandes, a pressão interna tende a aumentar a abertura da trinca externa e diminuir a abertura da trinca interna (Figura 87). Já com trincas de menor tamanho, este efeito não é tão significativo, e a pressão de colapso é praticamente igual para trincas externas e internas.



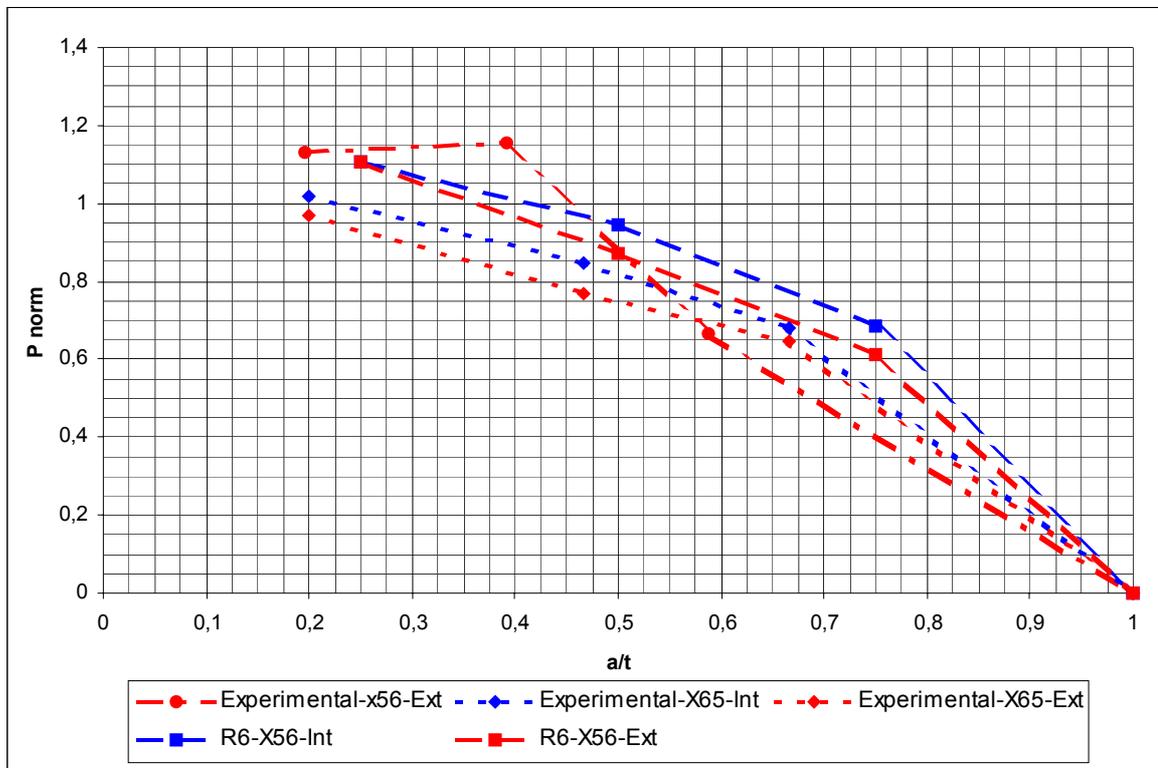
**Figura 87 – Efeito da pressão interna na abertura das trincas internas e externas.**

No presente trabalho, foi mostrado como é possível aproveitar as vantagens de cálculo das tensões e deformações da Análise por Elementos Finitos com o critério rigoroso do Método R6 para estabelecer a carga que provoca a falha do componente.

O uso destas ferramentas, porém, depende dos bons resultados na obtenção das propriedades do material. Neste tipo de análise, obter um dado confiável da curva  $J_R$  é de importância fundamental. Foi observada certa dificuldade para a obtenção desta curva, atribuída principalmente ao tamanho reduzido do corpo de prova, exigindo maior precisão na obtenção das medições, a preparação do corpo de prova e a análise dos resultados.

Foi feita uma comparação com resultados de ensaios realizados no Laboratório de Metalurgia Física da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, LAMEF, numa tubulação X56 com medidas idênticas as do tubo analisado, e numa tubulação X65 de 20 polegadas de diâmetro, com parede de aproximadamente 15mm. A comparação é apresentada na Figura 88. Os valores são apresentados como pressão de colapso normalizada em função

da profundidade da trinca. Em todos os casos a relação entre a profundidade ( $a$ ) e o comprimento da trinca ( $2c$ ) é de 1 para 20.



**Figura 88 - Comparação entre resultados experimentais e o Método R6.**

Observa-se que para profundidades menores que a metade da parede do tubo o método R6 proporciona uma aproximação muito boa em relação ao ensaio na tubulação X56, sendo mais conservadora para trincas de profundidade maior. Porém, para trincas maiores que a metade da parede do tubo os resultados são não conservativos.

Como também se pode ver, para o ensaio experimental da tubulação X56 os valores preditos pelo método R6 são conservadores para as trincas menores que metade da espessura do tubo. Deve-se esclarecer que este ensaio foi feito com trincas produzidas por uma máquina de desbaste, com um disco de corte que produz um raio na profundidade da trinca de 0,5 mm, simulando mais um defeito de reparo que uma trinca por fadiga. Esta diferença entre o modelo de elementos finitos e o ensaio é menos significativo em trincas pequenas. Devido a que com trincas menores a seção do tubo suporta maiores tensões, as deformações plásticas atingem altos valores em toda a seção remanescente, e as trincas que possuem o raio da ponta pequeno (como é o caso da simulado com o modelo de elementos finitos), acabam sendo arredondados. A diferença entre as geometrias da trinca usinada como

disco de corte e a simulação com elementos finitos apresentada neste trabalho acaba sendo minimizada.

Pode-se observar que, mesmo sem um defeito imposto de boa qualidade, os resultados práticos foram previstos com uma precisão razoável, chegando no pior caso a 50% de erro para a relação  $a/t= 0,75$ . Como na prática teremos defeitos parecidos com estes pode-se dizer que podemos ter confiança nos resultados ao analisarmos uma situação de um defeito real em uma tubulação para trincas menores a metade da parede da tubulação, sendo necessária uma análise mais conservativa em trincas de maior profundidade. Deve-se lembrar que o elemento usado para modelar a ponta da trinca é baseado em resultados de corpos de prova SEN, e o seu potencial deste método pode ser incrementado ainda mais calibrando o elemento Line Spring para trincas deste tipo.

Já as trincas para os tubos X65 foram preparadas com o processo de eletroerosão, garantindo um tamanho, forma e profundidade muito mais precisos, aproximando-se mais de um defeito por fadiga, que é o caso apresentado neste trabalho. O tipo de elemento utilizado na análise por elementos finitos é calibrado precisamente para este tipo de trinca, como pode ser observado pela melhor semelhança entre as curvas da Figura 88, chegando no máximo a uma diferença de 40% para a relação  $a/t= 0,75$ . A diferença entre os valores experimentais e preditos deve-se ao fato de se tratar de tubos de materiais diferentes.

Os ensaios experimentais para achar a pressão de falha para tubos são demorados, com alto custo e perigosos. O método apresentado neste trabalho pode ser melhorado mediante mais ensaios do material do tubo e calibrando os modelos constitutivos dos elementos Line Spring, chegando numa precisão que permita substituir pelo menos em parte, os ensaios experimentais.

## 10 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi feita a caracterização do material de uma tubulação classificada como API 5L X56, mediante a realização de ensaio de tração e ensaio de Integral J.

Com estes dados e a análise por elementos finitos foi aplicado o método R6 para a avaliação à fratura/colapso da tubulação na presença de trincas, através dos diagramas FAD (Failure Assessment Diagram).

A caracterização das propriedades do material à fratura elastoplástica (Integral J) mostrou dificuldades dado ao tamanho reduzido do corpo de prova. A combinação de um material altamente dútil e de pouca espessura exige uma precisão no ensaio que dificulta a realização do mesmo.

Por outro lado, foi possível aplicar o método R6 juntamente com a análise por elementos finitos. O método permitiu estabelecer as pressões de colapso da tubulação para cada trinca, observando que a pressão de colapso para tubos com trincas externas é menor ou igual que para trincas internas, manifestando-se especialmente em trincas com profundidades maiores 50% da espessura da parede.

O método R6 mostrou-se com uma precisão satisfatória, sendo conservativa para trincas pequenas (menores à metade da parede do tubo) y não conservativa para trincas maiores à metade da parede do tubo, em comparação com resultados experimentais.

## 11 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como continuidade a este trabalho, sugere-se o estudo dos seguintes tópicos:

- Estudar ensaios alternativos para achar as propriedades à fratura elasto-plástica, curva  $J_R$ , para materiais utilizados em estruturas com parede fina, com é o caso de tubos de parede fina, muito utilizados na indústria.
- Estudar as relações constitutivas para aplicá-las nos elementos Line Spring para diversas situações, com trincas de tamanhos, formas e raios diferentes. Isto permitirá criar uma “biblioteca” com calibrações deste elemento para casos específicos, como defeitos de solda, reparos, defeitos planares e volumétricos, etc., melhorando a precisão dos resultados e diminuindo o tempo de cálculo computacional.
- Desenvolver um tipo de elemento Line Spring que permita fazer análises de fadiga em tubo de parede fina.
- Aplicar o Método R6 juntamente com a análise por elementos finitos para analisar a vida em fadiga de tubulações submetidas a pressão variável.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 WIESNER, C.S. *et al* **Engineering critical analyses to BS7910 – the UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 77, p.883-893, 2000.
- 2 HARRISON, J.D; BURDEKIN, F.M.; YOUNG, J.G. **A proposed acceptance standard for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**. Proceedings of the Second Conference on the Significance of Defects in Welds, London, Abington, Cambs: The Welding Institute, Paper 1, p.65-79, 1968.
- 3 BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS PD 6493: Guidance on some methods for the derivation of acceptance levels for defects in fusion welded joints**. London, 1980.
- 4 BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS PD 6493: Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded joints**. London, 1991.
- 5 British Standard Institute. **BS7910:1999: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures**. London, 1999.
- 6 BUDEN, P.J.; SHARPLES, J.K.; DOWLING, A.R. **The R6 procedure: recent developments and comparison with alternative approaches**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 77, p.895-903, 2000.
- 7 **Assessment of the integrity of structures containing defects**. CEGB Report R/H/R6, 1976; Revision 1, 1977; Revision 2, 1980; Revision 3,1980.
- 8 STRUCTURAL INTEGRITY ASSESSMENT PROCEDURES FOR EUROPEAN INDUSTRY. **SINTAP**. Project No.BE95-1426, Final Procedure, November 1999.
- 9 AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 579: Recommended practice for fitness-for-service**, Issue 12, 1999.
- 10 KOBAYASHI H *et al*. **Development of flaw evaluation handbook of the High Pressure Institute of Japan**. International Pressure Vessels and Piping, 77(14-15), p.877-86, 2001.

- 11 GRIFFITH, A. A., **The phenomena of rupture and flow in solids**, Philosophical Transactions of the Royal Society of London A221, p.163-198, 1921.
- 12 IRWIN, G.R. **Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate**. Journal of Applied Mechanics, Vol.24, p. 109-114, 1956.
- 13 DUDGALE, D.S. **Yielding in Steel Sheets Containing Slits**, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8, p. 100-104.
- 14 BURDEKIN, F.M; STONE, D.E.W **The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials**. Journal of Strain Analysis, 1, p.145-153, 1966.
- 15 WELLS, A.A. **Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture**. Proceedings of the Crack Propagation Symposium, Vol. 1, Paper 84, 1961.
- 16 EWALDS, H.L.; WANHILL, R.J.H. **Fracture Mechanics**. Edward Arnold:Delftse U.M., 1986.
- 17 ANDERSON, T.L.; **Fracture Mechanics Fundamentals and Applications**. 2 ed., CRC Press. 1995.
- 18 RICE, J.R. **A path independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks**. Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, p.379-386, 1968.
- 19 GDOUTOS, E.E. **Fracture Mechanics, an introduction**. Kluwer Academic Publishers, 1993.
- 20 MOURA BRANCO, C.; AUGUSTO FERNANDES, A.; TAVARES DE CASTRO, P.M.S.; **Fadiga em Estruturas Soldadas**. Fundação Calouste Gulbenkian. 1986.
- 21 HIBBIT, KARLSSON AND SORENSEN, INC.. **ABAQUS 6.2-1**. 1999.
- 22 MSC Software. **MSC PATRAN 2001**.
- 23 TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. **The Stress of Crack Handbook**. Fracture Proof Design, Saint Louis, MO., 1985.

- 24 AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Specification for Line Pipe**. API Spec 5L, Thirty-Fifth Edition, May 31.1985.
- 25 AMERICAN STANDARDS OF TESTING MATERIALS. **E 8M-98: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]**. 1998.
- 26 AMERICAN STANDARDS OF TESTING MATERIALS. **E 1737-96: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]**. 1996.
- 27 SHIGLEY, J. E.; MISCHKE, C. R.; **Mechanical Engineering Design**. 6 ed., Mc Graw Hill, 2001.
- 28 KENNETH S. EDWARDS JR.; ROBERT B. MCKEE. **Fundamentals Of Mechanical Component Design**. McGraw-Hill. 1991.
- 29 AMERICAN STANDARDS OF TESTING MATERIALS. **E 1737-98: Standard Test Methods for J-Integral Characterization of Fracture Mechanics**. 1998.
- 30 Edwards, K. E., McKee R. B. **Fundamentals of Mechanical Component Desing**. McGraw-Hill International Editions, 1991.