

# DETERMINAÇÃO DA PRESSÃO DE COLAPSO EM TUBOS API 5L X56 APLICANDO O MÉTODO R6 <sup>1</sup>

Gabriel Tarnowski<sup>2</sup>  
Vitor Frainer<sup>3</sup>  
Telmo Strohaecker<sup>4</sup>

## 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 à pressão interna utilizando o método R6 conforme a norma BS7910:1999 e a Análise por Elementos Finitos. Foram realizados ensaios de tração e caracterização à integral J do material de um tubo API 5L X56 de 219,1mm de diâmetro externo e 4,8mm de parede nominal. Foram analisados três tamanhos de trinca externa e interna mediante a análise por elementos finitos e foram construídas as curvas FAD para cada uma delas. Estes resultados, junto com a caracterização à integral J, determinaram a pressão de colapso da tubulação. 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, porém em alguns casos não conservadora.

**Palavras-chave:** Método R6; FAD; Elementos finitos; Pressão de colapso.

---

<sup>1</sup> Congresso ABM 2005

<sup>2</sup> Doutorando PPGEM, Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

<sup>3</sup> Doutorando PPGEM, Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

<sup>4</sup> Professor PPGEM, Coordenador do Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

## **INTRODUÇÃO**

Na instalação de estruturas e componentes mecânicos sempre existem 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 [1].

Na área de transporte de fluidos, 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 permitam avaliar de forma segura e simples a integridade estrutural da tubulação.

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 sobrepessões (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.

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) [2]. Mais precisamente na aplicação do Método R6 [3], que 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, e para estes cálculos é usado o Método de Elementos Finitos.

O objetivo é de se estabelecer a relação entre a pressão aplicada e o tamanho do defeito, seguindo o Método R6 Nível 3, através de diagramas de avaliação de falha (FAD ou Failure Assessment Diagram), para uma tubulação API 5L X56 usada para o transporte de gás.

## **CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL**

O tubo analisado é classificado como API 5L X56. Esta norma especifica faixas de resistência do material. Para estabelecer a curva tensão-deformação foram tirados corpos de prova e ensaiados segundo a norma ASTM E8M-98. O resultado é apresentado na Figura 1.

Para a caracterização à fratura do material, foi seguida a norma ASTM E 1820-99a. Devido a que a espessura do material era de 5,1mm, o corpo de prova ficou com dimensões reduzidas, dificultando a realização do ensaio (Figura 2).

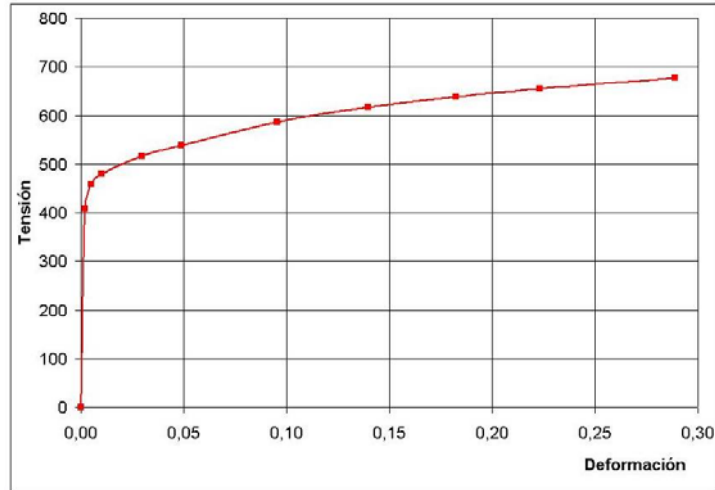


Figura 1. Curva Tensão-Deformação Verdadeira, Material API 5L X56.

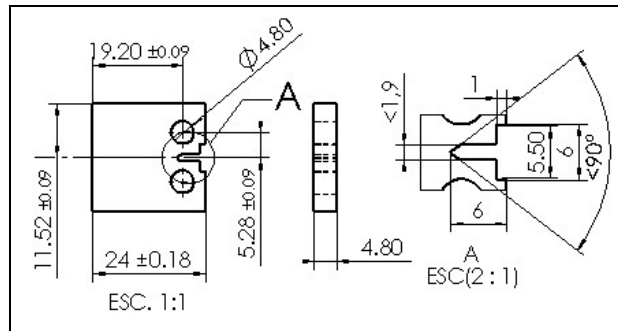


Figura 2. Dimensões do corpo de prova para o ensaio de Integral J.

Ao todo foram ensaiados quatro corpos de prova e somente um deles apresentou um resultado coerente entre o valor medido e o valor calculado do avanço plástico da trinca. Porém, os pontos da curva  $J-\Delta a$  para este corpo de prova ficaram fora da região que a norma estabelece como válida (Figura 3).

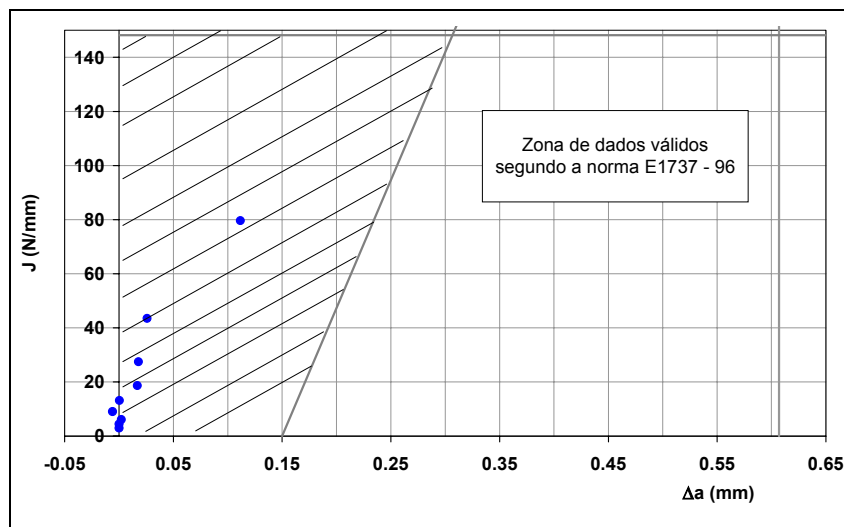


Figura 3. Curva  $J-\Delta a$ , valores obtidos e região válida segundo a norma ASTM E1820-99a.

Os valores da integral J da Tabela 1 correspondem aos valores máximos do corpo de prova considerado como válido, porém, os valores não se enquadram dentro da norma ASTM E 1820-99a.

**Tabela 1.** Propriedades à fratura.

Material API 5L	Integral J	K <sub>g</sub>	Δa máximo (mm)
X56	máximo (N/mm)	(N/mm <sup>3/2</sup> )	
CP4	80	4174	0,100

### Descrição do Método R6

A aplicação do método consiste basicamente na construção de diagramas FAD (Failure Assessment Diagram). Dentro destes diagramas o estado de carga do componente fica representado por um ponto e a posição deste ponto dentro do diagrama estabelece a margem de segurança na operação do componente. Na Figura 4 os pontos P1.....,P5 representam o estado de carga para diferentes pressões. No caso estudado, na medida que a pressão aumenta, o lugar geométrico dos estados de carga determinam a “linha de carregamento”. O ponto onde esta linha de carregamento intercepta com a curva FAD, determina a pressão que provoca o colapso (P4 na Figura 4).

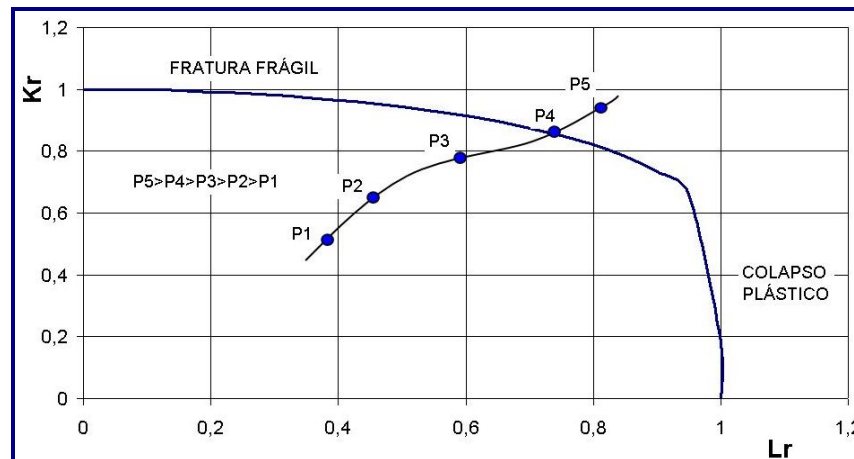
Os diagramas FAD no Nível 3 são construídos da seguinte forma:

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

$$Lr = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \quad 2$$

Onde Kr representa a relação entre a parte elástica da integral J, e o valor total da integral J (elástica mais plástica); e Lr representa a relação entre a tensão aplicada e a tensão de escoamento efetiva.

Para cada Lr (estado de carga) é obtido a relação Kr diferente, determinando uma função  $Kr = f(Lr)$ , que desenha a linha que intercepta a curva FAD (Figura 4).



**Figura 4.** FAD, Ductile Tearing Analysis para Δag<1,0 mm.

O presente trabalho foi desenvolvido seguindo o procedimento apresentado na norma BS7910:1999 [9] para crescimento plástico da trinca menor que 1mm ( $\Delta a_g < 1\text{mm}$ ):

- Define-se o tamanho inicial da trinca,  $a_0$ .
- Constrói-se o diagrama FAD correspondente a cada tamanho de trinca.
- Define-se  $\Delta a_g$ , o máximo crescimento da trinca tomado da curva  $J_R$ , e  $K_g$  (Figura 5), o valor da tenacidade associado com este crescimento.
- Se  $\Delta a_g < 1,0$  mm, calcula-se  $L_r$  usando a Equação 2 e  $K_r$  como:

$$K_r = \frac{K_l}{K_g}$$

3

$K_l$  e  $\sigma$  são calculados com o tamanho de trinca  $a = a_0 + \Delta a_g$ .

### Procedimento para a Análise

O Método R6 Nível 3 para o presente caso foi implementado seguindo o diagrama de fluxo da Figura 5.

Para cada tamanho de fissura existe um FAD diferente e para cada crescimento da fissura é necessário fazer outro cálculo de Elementos Finitos. Neste caso, devido às propriedades do material, foi analisado um crescimento único de 0,1mm.

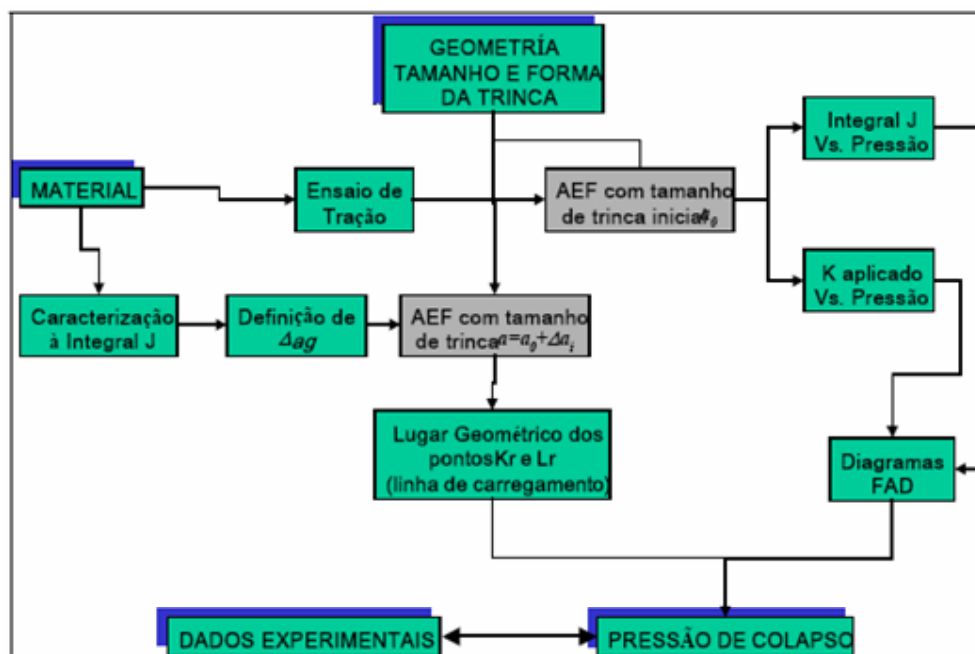
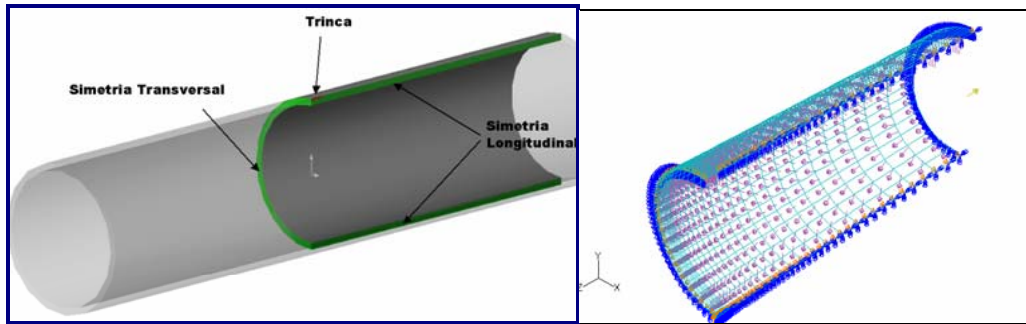


Figura 5. Diagrama de fluxo para o cálculo pelo método R6.

### Modelo Geométrico

Foi estudado um tubo API 5L X56, de 219mm de diâmetro externo e espessura nominal de 4,8mm. A espessura real medida foi de 5,1mm. Foi simulado um quarto de tubo, aproveitando a simetria do componente (Figura 6)



**Figura 6.** Geometria e condições de contorno do modelo analisado.

### Cargas aplicadas e condições de contorno

Foi aplicada pressão interna e tração longitudinal para simular a situação de “extremos fechados”, considerando as condições de teste nos corpos de prova de tamanho real.

Nas condições de contorno foram aplicadas as simetrias longitudinal (plano YZ) e transversal (plano XY) (Figura 6), modelando assim somente um quarto do tubo. Para a aplicação da carga longitudinal (devido à condição de “extremos fechados”) foi utilizada a opção de Multi Point Constraint (MPC), aplicando assim a tração longitudinal mas permitindo a expansão radial.

### Malha. Simulação da Trinca

Na análise foram considerados três tamanhos de trinca.

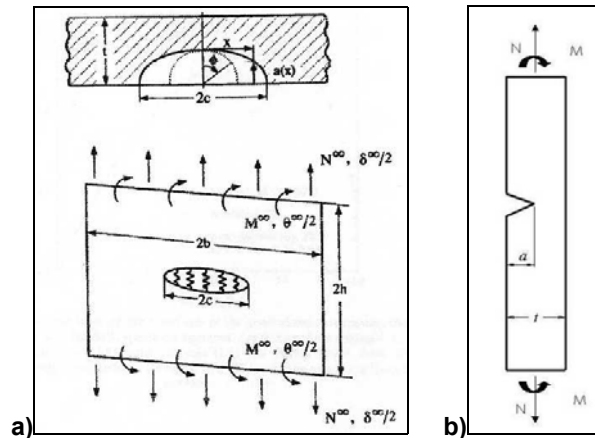
**Tabela 2.** Tamanhos de trinca.

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

Na avaliação prévia do trabalho, foi considerado o uso de elementos Quarter Point 3D, porém, este procedimento requer uma grande inversão de tempo para a construção da malha, além do elevado tempo computacional necessário para efetuar o cálculo.

Para simular a trinca, optou-se pelo uso de elementos Line Spring, que formam parte do pacote de elementos do programa de Elementos Finitos ABAQUS. [8].

O Line Spring Model (LSM) foi proposto por Rice e Levy[4][5] 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 7.

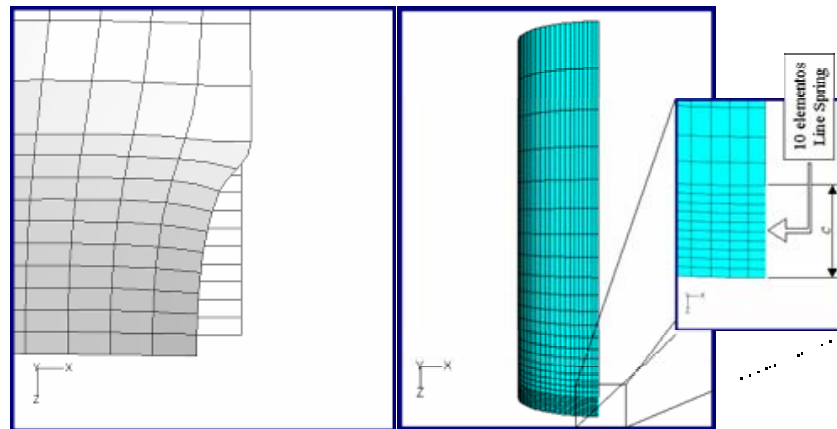


**Figura 7.** a) Elementos Line Spring. b) Corpo de prova com entalhe simples (SE(B), Single Edge Bend)

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 7). 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 7b).

O LSM continua sendo desenvolvido na aplicação de crescimento da trinca no regime totalmente plástico [6][7].

A malha construída com este tipo de elemento é mostrada na Figura 8 e consta de 900 elementos de casca de interpolação quadrática, totalizando 2822 nós e 10 elementos Line Spring.



**Figura 8.** Malha com elementos Line Spring.

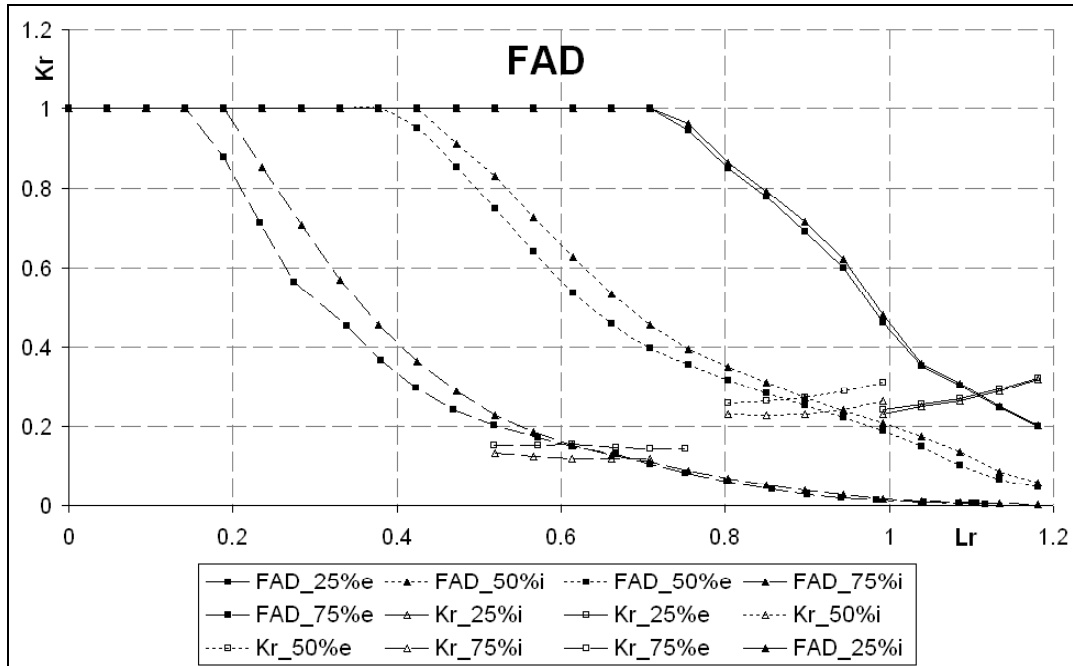
## RESULTADOS

A Figura 9 mostra a curva FAD correspondente a cada profundidade da trinca. A pressão que provoca o colapso do tubo encontra-se na intersecção da curva FAD com a linha de carregamento para o tamanho de trinca correspondente.

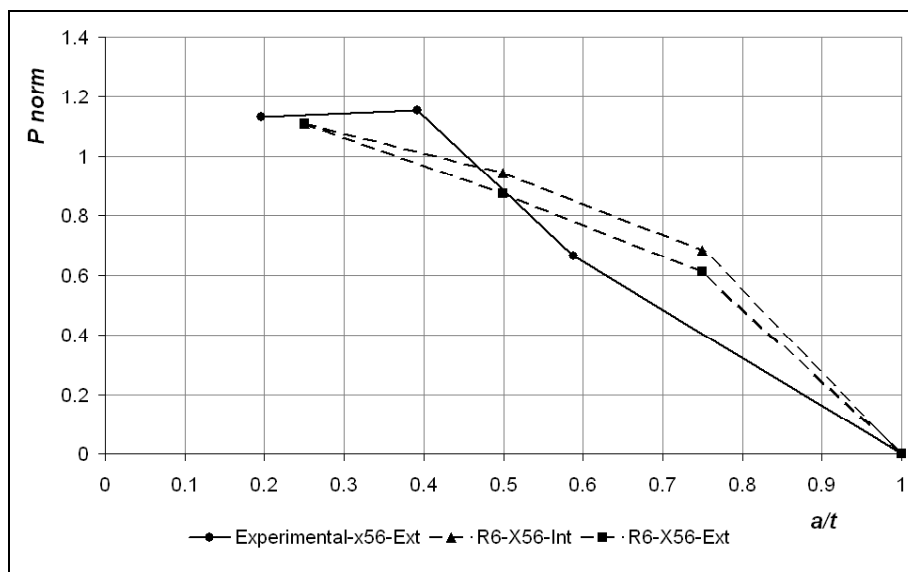
O resumo do resultado do trabalho é apresentado na Figura 10, onde a pressão de colapso foi normalizada como:

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

Onde  $p_e$  é a pressão que provoca o início do escoamento na parede do tubo. A profundidade da trinca é normalizada como a relação entre a profundidade da trinca ( $a$ ) e a parede do tubo ( $t$ ).



**Figura 9.** FAD e linha de carregamento ( $K_r$ ). A extensão "i" indica valores para trincas internas, e a extensão "e" indica valores para trincas externas.



**Figura 10.** Pressão de colapso normalizada em função da relação de profundidade da trinca.



## CONCLUSÕES

Foi possível aplicar o método R6 usando os elementos Line Spring, estabelecendo a pressão de colapso para o tubo em função do tamanho da trinca. O uso deste tipo de elemento simplificou grandemente o trabalho da análise.

Observou-se 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 resultado foi comparado com testes experimentais em escala real realizados no LAMEF-UFRGS, apresentando uma precisão satisfatória, sendo conservativa para trincas pequenas (menores que metade da parede do tubo) e não conservativa para trincas maiores que metade da parede do tubo, em comparação com resultados experimentais.

Isto pode ser explicado pelo fato que as trincas geradas no teste real não apresentavam a mesma geometria que as estudadas neste trabalho e à dificuldade na obtenção de dados precisos da curva  $J- \Delta a$  do material.

## 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 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.
- 4 Rice, J.R., “**The Line Spring Model for Surface Flaws,**” *The Surface Crack: Physical Problems and Computational Solutions*, J. L. Sedlow, Editor, ASME, 1972
- 5 Parks, D.M., and C.S.White, “**Elastic-Plastic Line Spring Finite Elements for Surface Cracked Plates and Shells,**” *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol.104, pp. 287–292, 1982.
- 6 **Line-Spring Finite Element for Fully Plastic Crack Growth – I. Formulation and One-Dimensional Results**, Hyungyil L., and Parks, D.M., *International Journal of Solids Structures* Vol. 35 No 36 pp 5115-5138, 1998.
- 7 **Line-Spring Finite Element for Fully Plastic Crack Growth – II. Surface Cracked Plates and Pipes**, Hyungyil L., and Parks, D.M., *International Journal of Solids Structures* Vol. 35 No 36 pp 5139-5158, 1998.
- 8 HIBBIT, KARLSSON AND SORENSEN, INC.. **ABAQUS 6.2-1**. 1999.
- 9 British Standard Institute. **BS7910:1999: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures**. London, 1999.

# COLLAPSE PRESSURE OF API 5L X56 PIPES USING THE R6 PROCEDURE <sup>5</sup>

Gabriel Tarnowski<sup>6</sup>  
Vitor Frainer<sup>7</sup>  
Telmo Strohaecker<sup>8</sup>

## Abstract

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

**Key-words:** R6 procedure; FAD; Finite element; Collapse pressure.

---

<sup>5</sup> Congresso ABM 2005

<sup>6</sup> Doutorando PPGEM, Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

<sup>7</sup> Doutorando PPGEM, Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

<sup>8</sup> Professor PPGEM, Coordenador do Laboratório de Metalurgia Física, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.