



## PREVISÃO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE UM VASO DE ALTA PRESSÃO CONTENDO UMA TRINCA NO CANTO DE UM BOCAL

**Julio Ricardo Barreto Cruz**

CDTN/CNEN, Rua Prof. Mário Werneck, s/n., Cidade Universitária, Pampulha, Caixa Postal 941, CEP 30123-970, Belo Horizonte, Minas Gerais, e-mail: jrbc@cdtn.br

**Resumo:** *Um metodologia baseada em conceitos da mecânica da fratura elasto-plástica é aplicada para avaliar a capacidade máxima de suportar carga de um vaso de alta pressão contendo uma trinca no canto de um bocal. Os resultados são determinados em termos de uma pressão crítica de falha do vaso para uma dada profundidade inicial de trinca. A pressão crítica encontrada foi significativamente superior à pressão de operação do vaso. Isto era esperado, uma vez que o método empregado tenta prevê as reais condições de falha do componente, sem incluir nenhum coeficiente de segurança.*

**Palavras-chave:** *vaso de pressão, mecânica da fratura, integridade estrutural*

### 1. INTRODUÇÃO

Metodologias para avaliação da integridade estrutural de componentes contendo defeitos desempenham um papel fundamental na tomada de decisões em análises de adequação ao serviço e em programas de gerenciamento de envelhecimento e extensão de vida útil desses componentes. Para componentes fabricados com materiais dúcteis, a ruptura súbita do material é normalmente precedida de uma quantidade considerável de crescimento lento e estável de trinca e a capacidade de suportar carga pode crescer bem além do limite imposto pela resistência à fratura do material expresso por  $J_{Ic}$  (limite de resistência à fratura para início de crescimento estável de trinca).

Os métodos para avaliação de componentes trincados fabricados com materiais dúcteis requerem o emprego de parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Uma vez que o uso de métodos numéricos para aplicar os conceitos da MFEP é dispendioso e demanda bastante tempo, a existência dos chamados métodos simplificados para avaliação de integridade é de grande relevância. Um método desse tipo, conhecido por método DFM ("Ductile Fracture Method"), foi proposto por Landes et al. (1993). O método DFM utiliza como informação básica o registro carga versus deslocamento de corpo de prova obtido em um ensaio de mecânica da fratura e prevê a mesma informação (curva carga versus deslocamento) para uma estrutura ou componente contendo uma trinca.

O método DFM tem sido aplicado a sistemas cujo comportamento estrutural pode ser descrito em função de uma carga remota aplicada versus o deslocamento do ponto de aplicação da carga. Para sistemas cujo comportamento não pode ser descrito dessa forma, a falta desses parâmetros compromete a aplicação da metodologia na sua forma original que permitiria prever uma curva completa carga versus deslocamento para o componente trincado à medida que a carga cresce de zero até atingir um valor máximo. Um vaso de pressão é um exemplo de uma geometria estrutural em que esses parâmetros não estão bem definidos, uma vez que a pressão é um carregamento distribuído sobre toda sua superfície interna, não havendo, portanto uma carga e um correspondente deslocamento em um ponto bem definido. Mesmo assim, a metodologia pode ser aplicada se um padrão de deformação para a geometria do vaso trincado for disponível.

Neste trabalho, o método DFM é descrito e aplicado ao caso de um reator tipo autoclave, de alta pressão. As regiões dos furos radiais com a parede do vaso são as regiões mais críticas de um componente desse tipo. Assim, uma trinca no canto de um bocal foi postulada e o método DFM foi empregado para prever as condições de falha para o vaso.

## 2. MÉTODO DFM

A filosofia básica da metodologia é mostrada esquematicamente na Fig. (1). O resultado de um ensaio de tenacidade à fratura é um registro carga versus deslocamento do corpo de prova. Aplicando um procedimento chamado normalização (Landes et al., 1991), o registro carga versus deslocamento é separado em duas informações: uma função de calibração (que representa o comportamento à deformação) e uma curva  $J$  versus  $\Delta a$  de resistência à fratura (que representa o comportamento à fratura). Essas duas curvas representam o comportamento do corpo de prova. Para relacioná-las ao componente estrutural cujo comportamento se quer prever, uma etapa de transferência geométrica deve ser realizada para se obter a mesma informação para o componente estrutural. Por fim, o processo de separação é revertido e uma curva carga versus deslocamento para a estrutura é prevista.

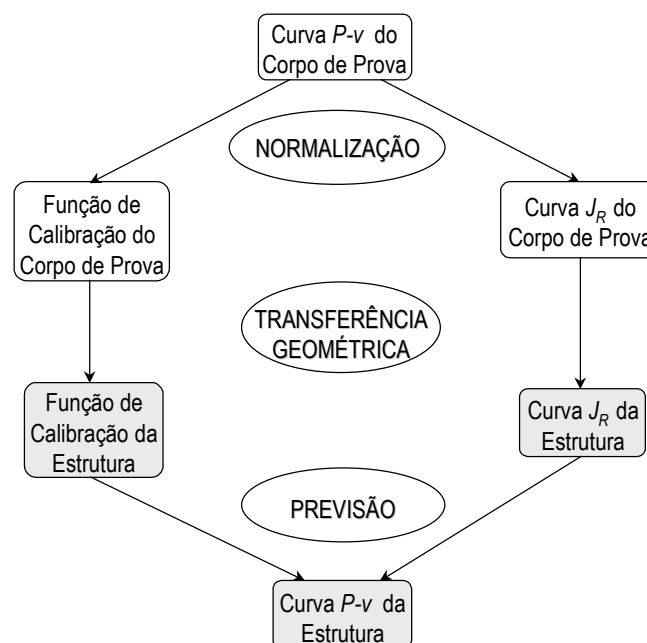


Figura 1. Diagrama ilustrando a filosofia básica de previsão do comportamento da estrutura a partir do comportamento do corpo de prova

O método DFM é baseado no conceito de separação de carga proposto por Ernst et al (1981). De acordo com esse conceito, a relação entre a carga  $P$ , o comprimento de trinca  $a$  e o deslocamento plástico  $v_{pl}$ , para um corpo trincado, pode ser expresso por uma multiplicação de duas funções separáveis

$$P = G(a/W) \cdot H(v_{pl}/W) \quad (1)$$

onde  $G(a/W)$  é uma função apenas da geometria e  $H(v_{pl}/W)$  é uma função apenas do deslocamento plástico.  $W$  é parâmetro de normalização; para geometrias de corpo de prova,  $W$  é geralmente a largura, mas para um componente estrutural poderia ser uma outra dimensão, como, por exemplo, a espessura. Quando a carga  $P$  é dividida pela função  $G(a/W)$ , o resultado é uma carga normalizada  $P_N$ , que é função apenas de  $v_{pl}/W$

$$P_N = \frac{P}{G(a/W)} = H(v_{pl}/W) \quad (2)$$

A informação na Eq. (2) é referida como função de calibração. Ela descreve o comportamento à deformação do corpo trincado para um certo valor de comprimento de trinca. A função  $G$  é conhecida para várias geometrias ou pode ser obtida de uma forma relativamente fácil (Sharobeam e Landes, 1991). Assim, a função  $H$  pode ser obtida para o corpo de prova, a partir do registro experimental carga versus deslocamento, usando-se a Eq. (2). A transformação da curva de calibração (a função  $H$ ) da geometria do corpo de prova para a geometria do componente estrutural pode ser feita usando-se um procedimento original proposto por Landes et al. (1993) ou um procedimento simplificado sugerido por Cruz e Landes (1999).

Se as expressões analíticas de  $G$  e  $H$  forem conhecidas para a geometria da estrutura, a força motriz da trinca, dada em termos da integral  $J$ , pode ser prontamente calculada para os valores correntes de comprimento de trinca  $a$  e deslocamento plástico  $v_{pl}$ , usando-se a seguinte expressão:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int_0^{v_{pl}} P dv_{pl} \quad (3)$$

onde  $K$  é o fator de intensidade de tensão,  $E'$  é o módulo de elasticidade efetivo,  $\eta_{pl}$  é o fator plástico  $\eta$ ,  $B$  é a espessura e  $b$  é o ligamento não trincado. O deslocamento total  $v$  é também calculado como uma soma de uma parcela elástica e de uma parcela plástica

$$v = v_{el} + v_{pl} \quad (4)$$

e a relação entre  $v_{el}$  e  $P$  é dada pela compliance,  $C$ , ou seja

$$v_{el} = C(a/W) \cdot P \quad (5)$$

As Equações de (1) até (5), juntamente com a curva  $J_R$  de tenacidade à fratura, podem descrever o comportamento completo carga versus deslocamento de uma estrutura contendo uma trinca. Isso é ilustrado na Fig. (2). A função de calibração, Eq. (2), fornece a relação entre carga e deslocamento para valores constantes de comprimento de trinca; para cada comprimento de trinca,  $a$ , existe uma curva  $P$  versus  $v_{pl}$  e, portanto, a função de calibração representa, na verdade, uma família de curvas. A curva  $J_R$  descreve como o comprimento de trinca varia em função de  $J$ . Para aplicar o método a uma estrutura contendo uma trinca de um determinado comprimento, o processo de carregamento é representado pela carga  $P$  versus deslocamento  $v$ , para aquele comprimento de trinca. À medida que a carga vai aumentando, o valor de  $J$  aplicado à estrutura também é calculado. Quando  $J$  cresce até o ponto onde uma mudança do comprimento de trinca é detectada, a curva  $P$  versus  $v$  é deslocada para aquela correspondente ao novo comprimento de trinca. O carregamento prossegue com a função de calibração fornecendo a relação entre  $P$  e  $v$  para um dado comprimento de trinca e a curva  $J_R$  indicando qual o valor corrente de comprimento de trinca que deve ser usado. Quando pequenos incrementos de comprimento de trinca são utilizados, o carregamento segue um percurso suave.

Da forma como foi descrita acima, a metodologia tem sido aplicada a sistemas nos quais o processo de carregamento pode ser representado por uma carga remota aplicada versus o deslocamento do ponto de aplicação da carga. Este não é o caso de um vaso de pressão, onde o carregamento é dado por uma pressão interna, sem um deslocamento corresponde bem definido.

Para o vaso de pressão analisado no presente trabalho, o procedimento de previsão baseia-se em curvas de calibração pressão versus  $J$  aplicado que, uma vez combinadas com a curva  $J_R$  do material, permite prevê uma pressão crítica. Esse procedimento é ilustrado na Fig. (3). Cada curva de calibração pressão versus  $J$  corresponde a um diferente comprimento de trinca estacionária. Para

uma dada profundidade inicial de trinca  $a_o$ , à medida em que a pressão aumenta,  $J$  aplicado é calculado e comparado com  $J$  do material para estabelecer se houve um incremento na profundidade da trinca. Resulta uma curva pressão versus  $J$ , da qual a pressão crítica pode ser prevista.

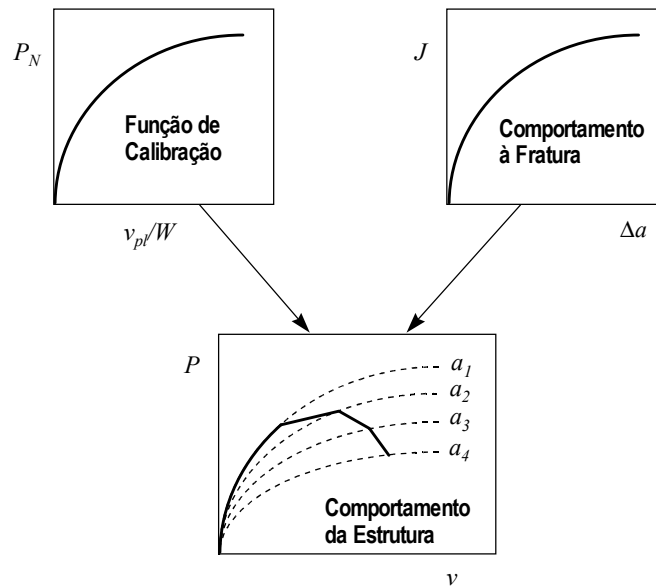


Figura 2. Esquema de previsão do comportamento  $P$  versus  $v$

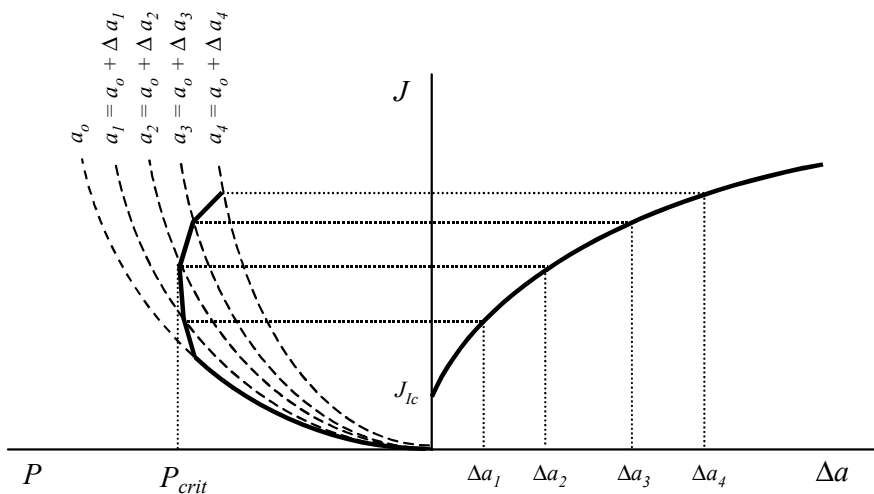


Figura 3. Esquema para previsão da pressão crítica do vaso

### 3. DADOS DO PROBLEMA

#### 3.1. Carregamento

A pressão de operação do reator é 200 MPa e a temperatura de operação é 473 °K (200 °C).

#### 3.2. Geometria

Parte de uma seção axial do vaso é mostrada na Fig. (4). As principais dimensões do vaso são: comprimento total = 7,543 m; diâmetro interno = 0,413 m e diâmetro externo = 0,699 m. O bocal analisado é o do lado direito, cujo diâmetro é de 3" (0,076 m).

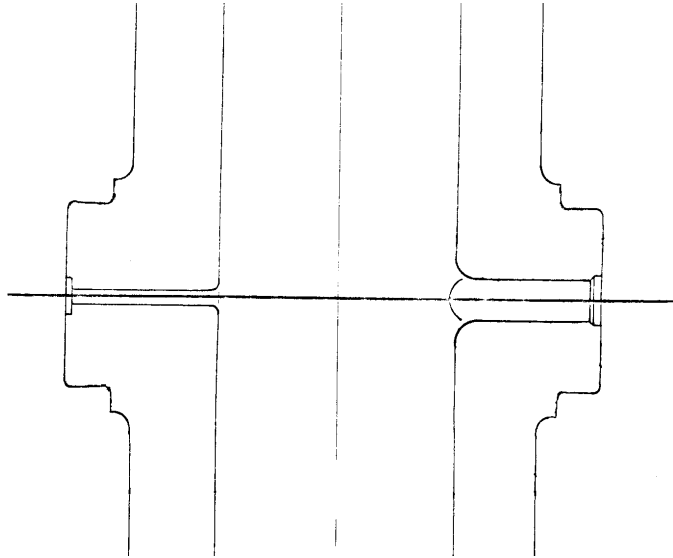


Figura 4. Parte de uma seção axial do vaso

### 3.3. Propriedades do material

Limite de escoamento ( $\sigma_y$ ) = 827,4 MPa; resistência máxima à tração ( $\sigma_u$ ) = 930,8 MPa; módulo de elasticidade ( $E$ ) = 173.793 MPa; a tenacidade à fratura é dada em termos de uma curva curva  $J_R$ , que é mostrada na Fig. (5).

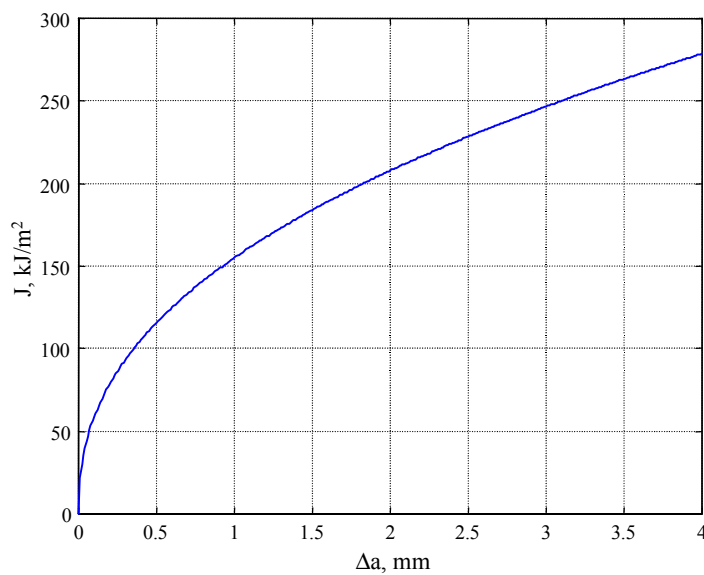


Figura 5. Curva  $J_R$  do material

## 4. ANÁLISE

A análise com o método DFM determina a pressão crítica de falha para um dada profundidade inicial de trinca. O primeiro passo para aplicar o procedimento de previsão ilustrado na Fig. (3) consiste em obter as curvas de calibração pressão versus  $J$  para a geometria do bocal com uma trinca de canto. O  $J$  aplicado à estrutura (força motriz da trinca) pode ser determinado como uma soma de uma parcela elástica e de uma parcela plástica.

#### 4.1. Componente Elástico de $J$

O componente elástico de  $J$  é obtido a partir do fator de intensidade de tensão, usando-se a seguinte equação:

$$J_{el} = \frac{K_I^2}{E} \quad (6)$$

A solução para  $K_I$  (fator de intensidade de tensão no modo I de carregamento), obtida em (Zahoor, 1989), é para uma trinca axial com frente circular localizada no canto de um bocal, Fig. (6). O valor de  $K_I$  é aquele correspondente ao ponto mais profundo da trinca e é dado por

$$K_I = p(\pi a)^{0.5} \cdot (A_o G_o + A_1 G_1) \quad (7)$$

onde  $p$  é a pressão interna,  $a$  é a profundidade da trinca, e  $A_i$  são os coeficientes do polinômio que descreve a variação da tensão circunferencial ( $\sigma_h$ ) através da parede do bocal no local da trinca postulada, dado por

$$\sigma_h = p[A_o + A_1(z/t')] \quad (8)$$

onde  $z$  é a distância medida a partir da superfície interna do canto do bocal e  $t'$  é uma espessura de referência da parede no canto do bocal.  $G_i$ , na Eq. (7), são os coeficientes de influência associados com os coeficientes  $A_i$  do polinômio de tensões e podem ser expressos pela seguinte forma geral:

$$G_i = A + B(a/R_n) + C(a/R_n)^2 + D(a/R_n)^3 + E(a/R_n)^4 + F(a/R_n)^5 \quad (9)$$

onde  $R_n$  é o raio aparente do bocal, Fig. (6). Os valores numéricos dos coeficientes de  $A$  até  $F$  são tabelados em (Zahoor, 1989) para cada  $G_i$ . A aplicabilidade desta solução é para  $0,02 \leq a/R_n \leq 0,4$ .

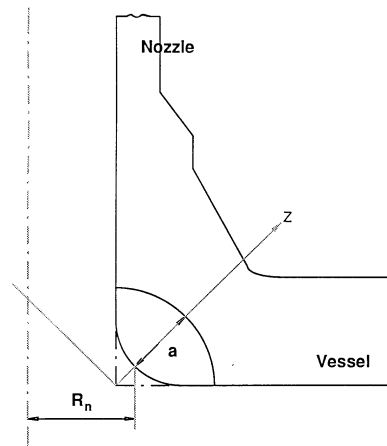


Figura 6. Trinca axial com frente circular no canto de um bocal

#### 4.2. Componente Plástico de $J$

O componente plástico de  $J$  é calculado usando-se a seguinte expressão:

$$J_{pl} = \frac{\alpha \mu K_I^2}{E} \left( \frac{P}{P_o} \right)^{n-1} \quad (10)$$

Esta é uma solução simplificada proposta por Ainsworth (1984) e permite obter  $J_{pl}$  a partir de  $K_I$ ;  $\alpha$  e  $n$  são coeficientes da equação de Ramberg-Osgood, a qual é assumida para representar o comportamento tensão-deformação do material;  $\mu = 0,75$  para estado plano de deformação e  $\mu = 1$  para estado plano de tensão;  $P_o$  é a carga limite de colapso plástico.

Uma vez que  $\alpha$  e  $n$  não eram disponíveis para o material em questão, eles foram estimados usando-se um procedimento proposto por Bloom e Malik (1982), o que resultou em  $\alpha = 1,3$  e  $n = 13$ . A expressão usada para a carga limite foi obtida a partir de um modelo 2-D para um bocal com trinca de canto apresentado em (Zahoor, 1989). Uma tensão de escoamento efetiva, tomada como a média aritmética entre  $\sigma_y$  e  $\sigma_u$ , foi usada no cálculo de  $P_o$ .

### 4.3. Avaliação da Pressão Crítica

Os coeficientes  $A_0$  e  $A_1$  da Eq. 7 foram calculados a partir da tensão circunferencial linearizada através da parede do bocal obtida de análise por elementos finitos do vaso sem trinca. Com todos os dados disponíveis e calculando-se o  $J$  total como a soma de  $J_{el}$  e  $J_{pl}$ , uma expressão relacionando pressão interna e  $J$  aplicado foi obtida. Essa expressão foi então utilizada para se obter as curvas de calibração pressão versus  $J$ , de modo que o procedimento ilustrado na Fig. (3) pudesse ser aplicado.

A primeira previsão foi feita para uma profundidade inicial de trinca de 20 mm. O resultado é apresentado na Fig. (7), que mostra as curvas de calibração (linhas tracejadas) e a curva (linha cheia) que resulta da combinação desta informação com a curva  $J_R$  do material. A primeira linha tracejada à esquerda corresponde à profundidade inicial de trinca e as demais são para incrementos na profundidade de trinca de 0,5 mm (um crescimento proporcional da frente de trinca foi assumido). A pressão crítica obtida para este caso foi de 374 MPa.

Uma segunda previsão foi feita considerando-se uma profundidade de trinca inicial de 10,5 mm. O resultado obtido é mostrado na Fig. (8). A pressão crítica encontrada foi de 560 MPa.

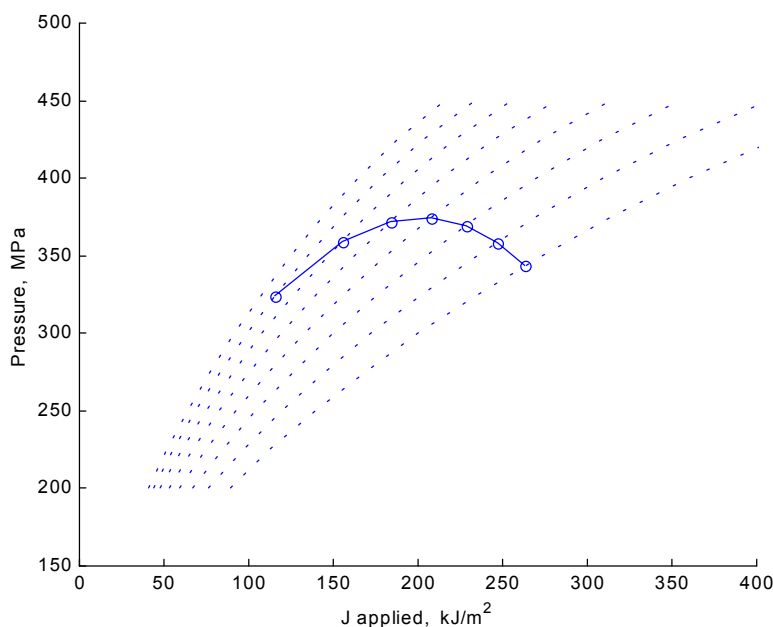


Figura 7. Previsão da pressão crítica para  $a_o = 20$  mm

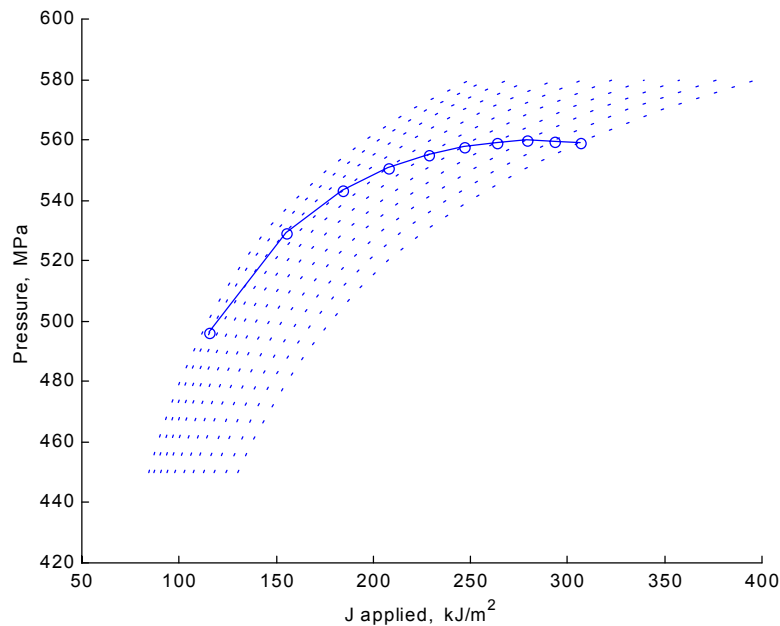


Figura 8. Previsão da pressão crítica para  $a_o = 10,5$  mm

## 5. CONCLUSÕES

A pressão crítica de falha do vaso prevista pelo método DFM, considerando a presença de uma trinca no canto de um bocal, foi significativamente superior à pressão de operação. O método DFM é baseado em conceitos da MFEP e tenta prevê as reais condições de falha do componente estrutural sem incluir nenhum coeficiente de segurança. Isto poderia explicar a grande diferença entre a pressão crítica encontrada e a pressão de operação.

## 6. REFERÊNCIAS

- Ainsworth, R. A., "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material," Engineering Fracture Mechanics, Vol.19, p. 633, 1984.
- Bloom, J. M. and Malik, S. N. "Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects," EPRI Topical Report NP-2431, Research Project 1237-2, 1982.
- Cruz, J. R. B. and Landes, J. D., "A Simplified Transformation Approach to Obtain Structural Calibration Functions," Fatigue and Fracture Mechanics, 29th Volume, ASTM STP 1332, T. L. Panontim and S. D. Sheppard, Eds., ASTM, pp. 248-263, 1999.
- Ernst, H. A., Paris, P. C., and Landes, J. D., "Estimations on J-Integral and Tearing Modulus T From a Single Specimen Test Record," Fracture Mechanics, Thirteenth Conference ASTM STP 743, Richard Roberts, Ed., ASTM, pp. 476-502, 1981.
- Landes, J. D., Zhou, Z., Lee, K., and Herrera, R., "Normalization Method for Developing J-R Curves with the LMN Function," Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 19, No. 4, pp. 305-311, 1991.
- Landes, J. D., Zhou, Z., and Brown, K. H., "An Application Methodology for Ductile Fracture Mechanics," Fracture Mechanics: Twenty-Third Symposium, ASTM STP 1189, Ravinder Chona, Ed., ASTM, pp. 229-264, 1993.
- Sharobeam, M. H. and Landes, J. D., "Development of Eta Factors in Elastic-Plastic Fracture Testing Using a Load Separation Technique," Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience (Second Volume), ASTM STP 1114, J. A. Joyce, Ed., ASTM, pp. 114-132, 1991.
- Zahoor, A. Ductile Fracture Handbook, EPRI Research Report, NP-6301-D, 1989.



# STRUCTURAL BEHAVIOR PREDICTION OF A HIGH-PRESSURE VESSEL CONTAINING A NOZZLE CORNER CRACK

**Julio Ricardo Barreto Cruz**

CDTN/CNEN, Rua Prof. Mário Werneck, s/n., Cidade Universitária, Pampulha, Caixa Postal 941, CEP 30123-970, Belo Horizonte, Minas Gerais, e-mail: jrbc@cdtn.br

***Abstract.** A methodology based on elastic-plastic fracture mechanics concepts is applied to predict the loading bearing capability of a high-pressure vessel containing a nozzle corner crack. Results are determined in terms of critical pressure for failure as a function of the initial crack length. The predicted critical pressure was somewhat higher than the vessel operation pressure. This was expected, since the method attempts to predict the actual failure condition of the structural component and does not include any safety factor.*

***Keywords:** pressure vessel, fracture mechanics, structural integrity*