

CRITÉRIO DE AVALIAÇÃO DE TRINCAS NA REGIÃO DA SOLDA DE LIGAÇÃO ENTRE BOCAIS E VASOS DE PRESSÃO

Ediberto Bastos Tinoco

Centro de Pesquisas e desenvolvimento da PETROBRAS (CENPES)
Cidade Universitária - Quadra 7 - Ilha do Fundão
21949-900 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

Luiz Landau

José Luis Alves Drummond

Universidade Federal do Rio de Janeiro
Cidade Universitária, Centro de Tecnologia, Bloco B
Ilha do fundão, Rio de Janeiro, RJ, Brasil
21945-970

***Resumo.** Este trabalho apresenta um critério simplificado de avaliação de descontinuidades planares (trincas, falta de fusão e falta de penetração) na região da solda de ligação entre casco e pescoço dos bocais de vasos de pressão, através da mecânica de fratura linear elástica. Considera-se, na elaboração desse critério, a possibilidade de colapso plástico e de fratura frágil, decorrentes dos efeitos da máxima pressão interna admissível do vaso e da tensão residual de soldagem. A avaliação quanto a possibilidade de falha é feita com base no diagrama de avaliação de falha simplificado - nível 1 do PD6493.*

É apresentado um conjunto de gráficos condensando solução obtida via método dos elementos finitos para diversas dimensões de equipamentos com descontinuidades em bocais radiais. Esses gráficos fornecem informações básicas suficientes para uma análise rápida, auxiliando a equipe de inspeção de equipamentos na tomada de decisão ao se deparar com descontinuidades similares às apresentadas.

O critério apresentado é importante na medida em que se fornece tamanhos admissíveis de descontinuidades maiores que os estabelecidos pelos códigos de projeto internacionais.

***Palavras-chaves:** Critério de avaliação, Mecânica da Fratura, Trincas em solda de bocal*

1. INTRODUÇÃO

Com o advento de técnicas mais precisas de inspeção de equipamentos, descontinuidades internas antes não visíveis passaram a ser detectadas, trazendo dúvidas quanto à integridade estrutural dos equipamentos. Dentre essas descontinuidades, as que muito preocupam e que são objeto deste estudo, são aquelas localizadas nas soldas de ligação entre casco e pescoço dos bocais, tais como falta de fusão e falta de penetração do metal de adição, decorrentes do processo de soldagem.

Os resultados apresentados neste trabalho referem-se a análise dessas descontinuidades devido aos efeitos monotônicos da pressão e da tensão residual de soldagem, através da mecânica de fratura linear elástica, via método dos elementos finitos (MEF), para várias geometrias (diâmetro e espessura) de cascos e bocais. Esses resultados possibilitam uma análise rápida quanto a criticidade das trincas encontradas pela equipe de inspeção de equipamentos, auxiliando a sua tomada de decisão.

A avaliação quanto a possibilidade de falha dos bocais com trinca é realizada com base no diagrama de avaliação de falha simplificado, nível 1 do PD6493 (1991).

É apresentado na forma de gráficos, em função da geometria, o fator Sr que equivale à razão entre a pressão de projeto e a pressão de colapso plástico do equipamento, necessário à avaliação da possibilidade de colapso plástico. Também são apresentados os valores Y_1 e Y_2 , necessários ao cálculo do fator Kr , obtidos através do método dos elementos finitos baseado na teoria da mecânica de fratura linear elástica. O fator Kr mede a razão entre o fator de intensidade de tensão na ponta da trinca e a tenacidade à fratura do material (K_{IC}), sendo usado na avaliação da possibilidade de fratura frágil.

Considerando os limites “upper bound” de rigidez do bocal e casco, são apresentadas curvas para obtenção do tamanho máximo admissível de trinca como função apenas da espessura do equipamento ou do reforço do bocal.

Embora existam várias hipóteses simplificadoras no desenvolvimento deste trabalho, os resultados apresentados são aplicáveis na grande maioria dos casos práticos e são sempre seguros e conservativos diante dos critérios da mecânica de fratura desde que se consiga enquadrar o caso em estudo nas hipóteses aqui adotadas.

Os resultados apresentados são úteis na medida em que se obtêm tamanhos de trincas admissíveis maiores que os estabelecidos pelos códigos internacionais. Cabe ressaltar que a norma Petrobras N-253g (1997) não admite descontinuidade dessa natureza.

2. DESCRIÇÃO DOS MODELOS

Dois modelos geométricos são considerados para obtenção dos resultados apresentados neste trabalho, conforme mostrado na fig. 1, diferindo apenas na presença ou não do reforço do bocal. Para simplificação dos modelos, os mesmos são tratados como planos axissimétricos, o que implica na análise de trinca com comprimento se estendendo em toda volta do bocal. Os parâmetros geométricos indicados nas figuras são:

Rc : raio interno do casco

Rb : raio interno do bocal

Lcr : largura do reforço

tc : espessura do casco

tc' : espessura total do reforço

tb : espessura do bocal

a : altura da descontinuidade

β : razão entre tc' e tc para bocais com reforço

No caso de bocais com reforço, os parâmetros Lcr e tc' são iguais, respectivamente, a Rb e $\beta.tc$. Adota-se para o fator β valores iguais a 1.3, 1.6 e 1.9, correspondendo a três classes de reforço. Utilizar para avaliação sempre o valor β menor ou igual ao valor de projeto.

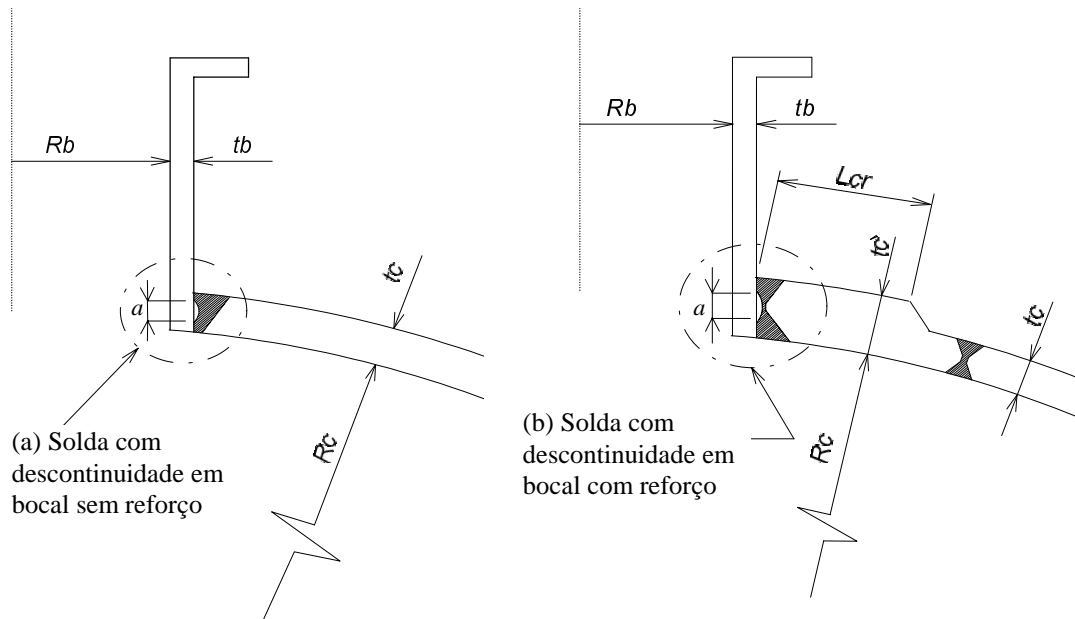


Figura 1 - Detalhe da região com descontinuidade para bocal radial com ou sem reforço

3. HIPÓTESES ADOTADAS

Algumas hipóteses foram adotadas para simplificação da solução numérica via método dos elementos finitos (MEF), permitindo a utilização de modelos planos axissimétricos.

- i) Ausência de gradientes térmicos operacionais entre o bocal e o vaso de pressão;
- ii) Inexistência de esforços externos relevantes no bocal provenientes da tubulação conectada;
- iii) Tensão residual de soldagem, quando existente, igual à tensão de escoamento do material a frio (σ_e);
- iv) Ausência de corrosão sob tensão e de dano por hidrogênio;
- v) Material do pescoço do bocal ou do casco do equipamento igual ou equivalente ao ASTM A 516 Gr 70, com as seguintes propriedades mecânicas: $\sigma_e = 262$ MPa, E (módulo de elasticidade) = 210 GPa, σ_a (tensão admissível do material até 300°C) = 160 MPa;
- vi) Material da região de solda com as seguintes propriedades mecânicas: $\sigma_e = 300$ MPa, σ_r (tensão de ruptura até 300°C) = 600 MPa, $K_{IC} = 40$ MPa \sqrt{m} equivalente ao CTOD de 0,03 mm;
- vii) Pressão interna (P_i) que proporciona uma tensão de membrana no casco igual à máxima admissível (σ_a) do código de projeto ASME: $P_i = \frac{2 \cdot \sigma_a \cdot tc}{R_c}$;
- viii) Trinca planar interna, vertical, centrada ou mais próxima à superfície interna do casco, na solda entre casco e pescoço do bocal e se estendendo em toda a volta do bocal (360°);
- ix) Reforço do bocal com largura L_{cr} igual a R_b e espessura tc' igual a βtc (veja fig (1b));
- x) Os resultados deste trabalho são válidos para bocais em vasos de pressão esféricos ou em tampos elipsoidais, toroesféricos e hemisféricos.

4. COLAPSO PLÁSTICO DO BOCAL E CÁLCULO DE Sr

A falha por colapso plástico ocorre quando $Sr > 0.8$, conforme estabelece o diagrama simplificado de avaliação de falha - nível 1 do PD6493 (1991).

Nos casos tratados neste trabalho, a estrutura composta por bocal e casco esférico possui grau de redundância elevado, fazendo com que a plastificação da seção trincada seja contida pela estrutura ao seu redor, conduzindo a uma condição de colapso plástico fora da região trincada. Espera-se, com isso, que a influência do tamanho da trinca seja pequena na determinação da carga de colapso plástico.

Foi verificado neste trabalho, através do método de elementos finitos, que a pressão de colapso plástico não é afetada pela presença na solda do bocal de descontinuidade com altura (a) de até 80% da espessura do casco (tc). Desta forma, soluções disponíveis na literatura, que não consideram a presença de trincas, podem ser usadas para obtenção da pressão de colapso plástico e, por conseguinte, do fator Sr da mecânica de fratura.

Robinson & Gill (1972), obtiveram valores da pressão de colapso plástico para diversas geometrias de bocais radiais sem reforço, enquanto que Leckie e Payne (1965) obtiveram tais valores para geometrias de bocais radiais com reforço.

Doravante, serão usados os valores de p obtidos por Robinson e Gill (1972) e de p' obtidos por Leckie e Payne (1965) para determinação dos fatores Sr de bocais com ou sem reforço e com trincas de tamanhos até 80% da espessura do casco. Os fatores adimensionais p e p' valem:

$$p = \frac{P_{col} \cdot Rc}{2 \cdot \sigma_e \cdot tc} \quad (1)$$

$$p' = \frac{P_{col} \cdot Rc}{2 \cdot \sigma_e \cdot tc'} \quad (2)$$

onde P_{col} representa a pressão de colapso plástico da estrutura.

Conforme mencionado no item 3, a pressão interna (Pi) considerada na análise vale:

$$Pi = \frac{2 \cdot \sigma_a \cdot tc}{Rc} \quad (3)$$

Por definição, o fator Sr que mede a possibilidade de falha por colapso plástico da estrutura com trinca é igual a razão entre Pi e P_{col} . Utilizando-se as Eq. (1, 2 e 3), chega-se com facilidade a:

$$Sr = \frac{\sigma_a}{p \cdot \sigma_e} \quad \text{para trinca em bocal sem reforço} \quad (4)$$

$$Sr = \frac{\sigma_a}{\beta \cdot p' \cdot \sigma_e} \quad \text{para trinca em bocal com reforço} \quad (5)$$

Os valores de Sr são mostrados nas fig. 2 e 3 respectivamente para bocais sem reforço e com reforço. Na fig. 3 o valor de β foi considerado igual a 2, ou seja, a espessura do reforço é igual ao dobro da espessura nominal do casco. Para obtenção de Sr com outros valores de β basta utilizar a Eq. (5) juntamente aos valores de p' fornecidos por Leckie e Payne (1965).

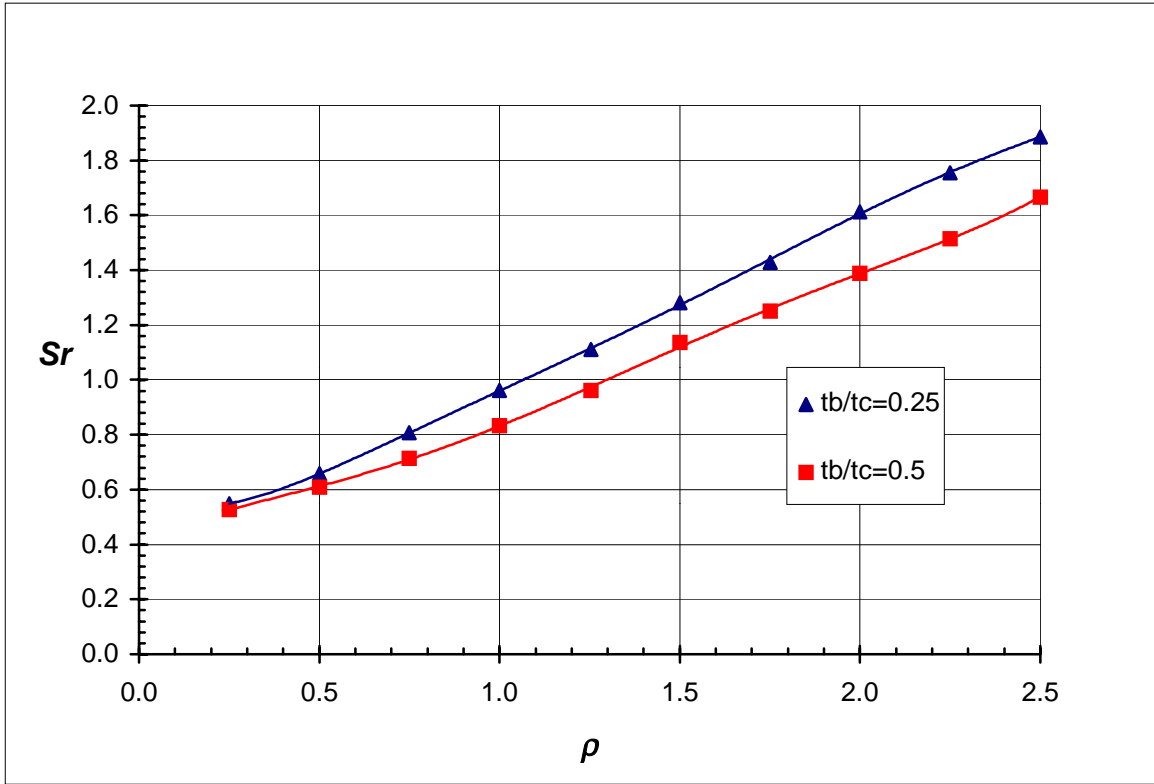


Figura 2 - Sr em função de ρ para $tb/tc=0.25$ e 0.5 onde $\rho = \frac{Rb}{Rc} \sqrt{\frac{Rc}{tc}}$

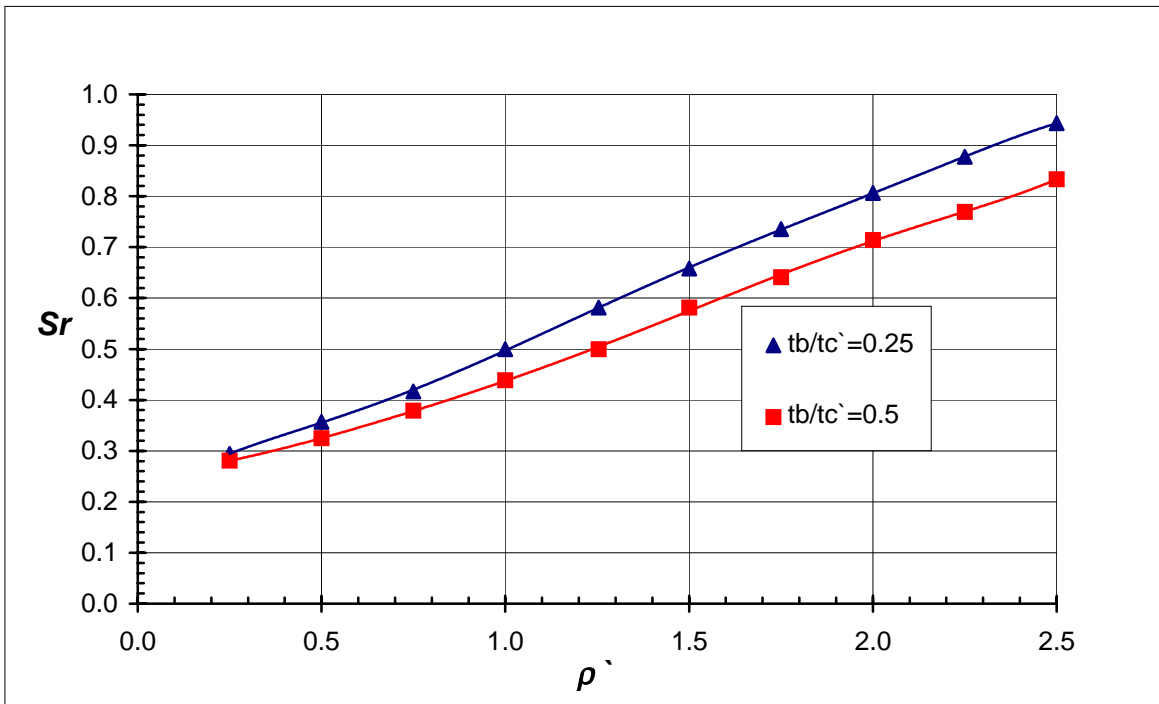


Figura 3 - Sr em função de ρ' para $tb/tc'=0.25$ e 0.5 onde $\rho' = \frac{Rb}{Rc} \sqrt{\frac{Rc}{tc'}}$

5. ANÁLISE DE FRATURA FRÁGIL E CÁLCULO DE Kr

A condição segura quanto à falha por fratura frágil, segundo o digrama de avaliação de falha simplificado (nível 1 do PD6493), é $Kr \leq 0.7$.

A ausência do tratamento térmico posterior para alívio das tensões de soldagem (TTAT) implica numa tensão residual da ordem da tensão de escoamento do material (σ_e). Ao se realizar o TTAT este valor é reduzido de aproximadamente 80%.

O fator Kr equivale a:

$$Kr = \left(Y_1 \cdot \sigma_e + Y_2 \cdot \frac{\sigma_a}{\beta} \right) \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot a}}{K_{IC}} \quad \text{para trinca na solda do bocal sem TTAT} \quad (6)$$

$$Kr = \left(0,2 \cdot Y_1 \cdot \sigma_e + Y_2 \cdot \frac{\sigma_a}{\beta} \right) \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot a}}{K_{IC}} \quad \text{para trinca na solda do bocal com TTAT} \quad (7)$$

onde:

Y_1 - fator relativo à tensão residual de soldagem, função da geometria: $Y_1 = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{\sigma_e \sqrt{\pi a}}$

Y_2 - fator relativo à pressão interna, função da geometria: $Y_2 = \frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{\sigma_a \sqrt{\pi a}}$

K_I e K_{II} - fatores de intensidade de tensão na ponta da trinca, obtidos através do método dos elementos finitos (programa ANSYS, versão 5.3)

σ_a - tensão admissível do material do casco

σ_e - tensão de escoamento do material do casco

β - razão entre tc e tc para bocais com reforço. $\beta = 1$ para bocais sem reforço

a - altura da trinca na vertical

K_{IC} - tenacidade à fratura do metal de solda

5.1. Cálculo de Y_1 para a tensão residual de soldagem

A tensão residual de soldagem é causada principalmente pela contração térmica do metal de solda, durante resfriamento, após soldagem. Por ser o casco do vaso de pressão muito mais rígido que o bocal, esse efeito é simulado através de uma tensão uniforme, de valor σ_e , aplicada sobre a seção contendo a trinca. A rigidez do bocal, nesse caso, é fundamental na obtenção do valor de Y_1 .

Os resultados numéricos obtidos são representados na fig. 4 em função da razão entre a altura da trinca e a espessura do casco (a/tc) e da razão entre a espessura do casco e a espessura do bocal (tc/tb). Os resultados são válidos para qualquer raio do casco (Rc), pois o efeito da tensão residual de soldagem se dá nas proximidades da descontinuidade e se torna independente de Rc . O bocal adotado para obtenção desses resultados refere-se a uma boca de visita de diâmetro nominal 24" e espessura igual a 31 mm (Sch 80). Essa espessura de valor elevado foi propositalmente escolhida para proporcionar ao bocal uma rigidez elevada e permitir utilizar os mesmos resultados para bocais de quaisquer outras espessuras menores.

Os valores obtidos para $tc/tb \rightarrow 0$ referem-se à condição limite superior de rigidez do bocal ("upper bound") e seu uso pode ser adotado, na ausência de análise específica, para

trincas em bocais de quaisquer diâmetros e espessuras, independente do diâmetro do vaso, fornecendo sempre resultados conservativos.

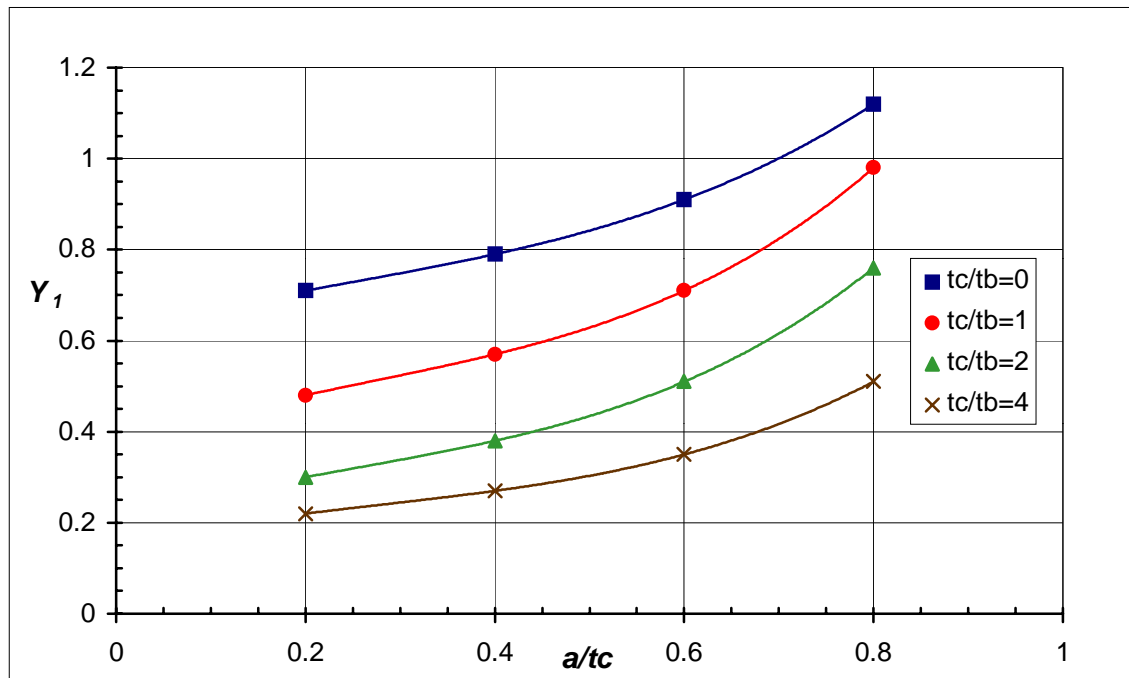


Figura 4: Valores de Y_1 para bocais com $Rb = 300$ mm e $tb = 31$ mm

Para bocais com reforço, os resultados apresentados na fig. 4 também são válidos, bastando para isso substituir tc por tc' em tc/tb e a/tc , onde tc' equivale à espessura total do reforço.

5.2. Cálculo de Y_2 devido ao efeito da pressão interna

Conforme mencionado no item 3, a pressão interna ao equipamento é considerada em todos os casos como sendo equivalente ao limite máximo admissível do código de projeto ASME, ou seja, quando a tensão de membrana no casco é igual a tensão admissível do material (σ_a). Desta forma a pressão interna (P_i), considerada para cálculo de Y_2 , é sempre a máxima admissível.

Os resultados numéricos obtidos são mostrados na fig. 5 como função da razão entre a altura da trinca e a espessura do casco (a/tc), da razão entre a espessura do casco e a espessura do bocal (tc/tb) e do raio interno do casco do equipamento (Rc). Para efeito de cálculo, neste trabalho foi adotado $Rc = 5000$ mm.

Os valores obtidos referentes à condição limite superior de rigidez do bocal e do casco são apresentados na fig. 5 com a denominação “upper bound”. Na ausência de análise específica, seu uso pode ser adotado para obtenção de valores Y_2 relativos a trincas em quaisquer bocais de equipamentos, com quaisquer dimensões, fornecendo sempre resultados conservativos.

Para bocais com reforço, os resultados apresentados na fig. 5 também são válidos, bastando para isso substituir tc por tc' em tc/tb e a/tc , onde tc' equivale à espessura total do reforço.

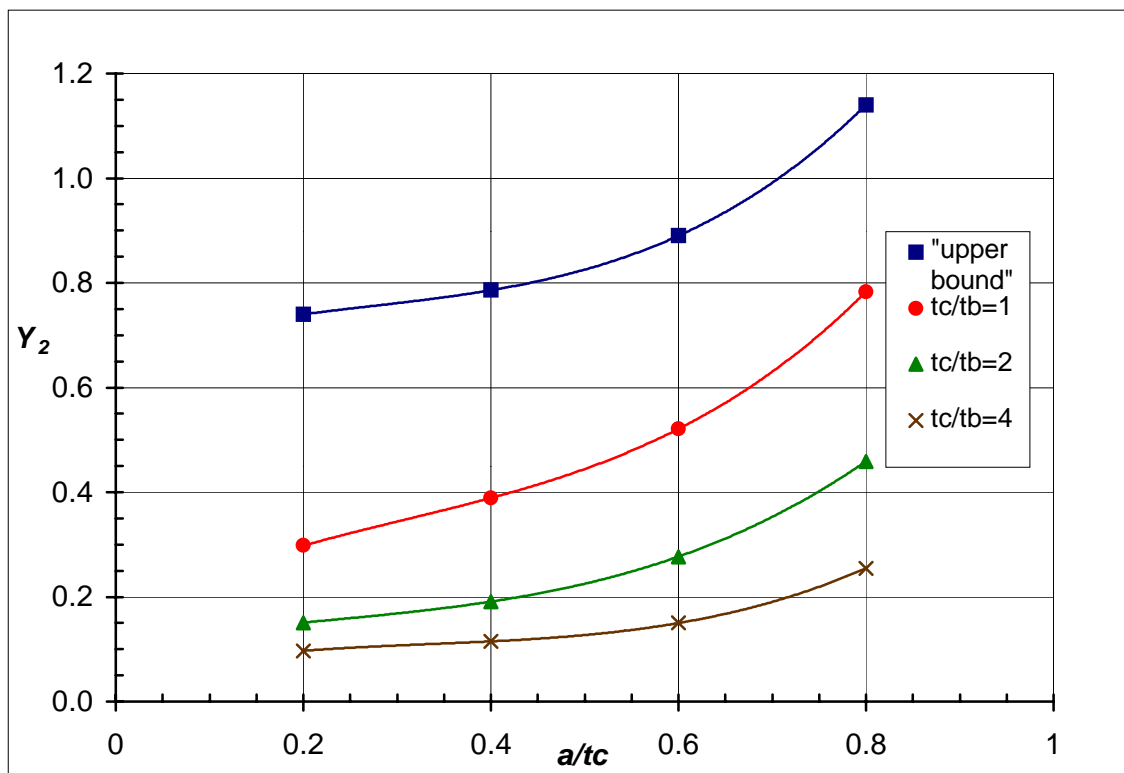


Figura 5: Valores de Y_2 para bocais com $R_b=300$ mm, $t_b=31$ mm e $R_c=5000$ mm

6. TAMANHO MÁXIMO ADMISSÍVEL DE TRINCA

Nas fig. 6 e 7 são apresentados os resultados relativos à condição limite de resistência à fratura do PD 6493 - nível 1 ($Kr = 0.7$), considerando a geometria mais desfavorável (valores "upper bound" para Y_1 e Y_2) e o valor "lower bound" de tenacidade à fratura $K_{IC} = 40 \text{ MPa.m}^{1/2}$, correspondente ao material ASTM A 516 Gr 70, espessura de até 110 mm e temperatura de -42°C . As curvas das fig. 6 e 7 são obtidas a partir da substituição das Eq. (8, 9 e 10) nas Eq. (6 e 7), considerando-se a condição limite $Kr = 0.7$.

$$Y_1 = 1.042\left(\frac{a}{tc}\right)^3 - 0.750\left(\frac{a}{tc}\right)^2 + 0.558\left(\frac{a}{tc}\right) + 0.620 \quad (8)$$

$$Y_2 = 1.833\left(\frac{a}{tc}\right)^3 - 1.475\left(\frac{a}{tc}\right)^2 + 0.602\left(\frac{a}{tc}\right) + 0.664 \quad (9)$$

$$\beta = 1.0 \text{ (sem reforço)}, 1.3 \text{ (reforço de 30\%)}, 1.6 \text{ (reforço de 60\%) e } 1.9 \text{ (reforço de 90\%)} \quad (10)$$

Obs.: - Utilize o valor β menor ou igual ao valor de projeto do caso em estudo;

- Resultados válidos para espessuras tc menores ou iguais a 110 mm;

- A Eq. (8) é obtida por ajuste da curva $tc/tb=0$ da fig. 4;

- A Eq. (9) é obtida por ajuste da curva "upper bound" da fig. 5.

A máxima altura admissível de trinca centrada ou próxima à superfície interna do vaso pode ser obtida, conservativamente, a partir das fig. 6 e 7, bastando entrar no eixo da ordenada com o valor da espessura do casco (tc) ou da espessura total na região do reforço (tc') para se obter na abcissa o valor limite de a/tc ou a/tc' .

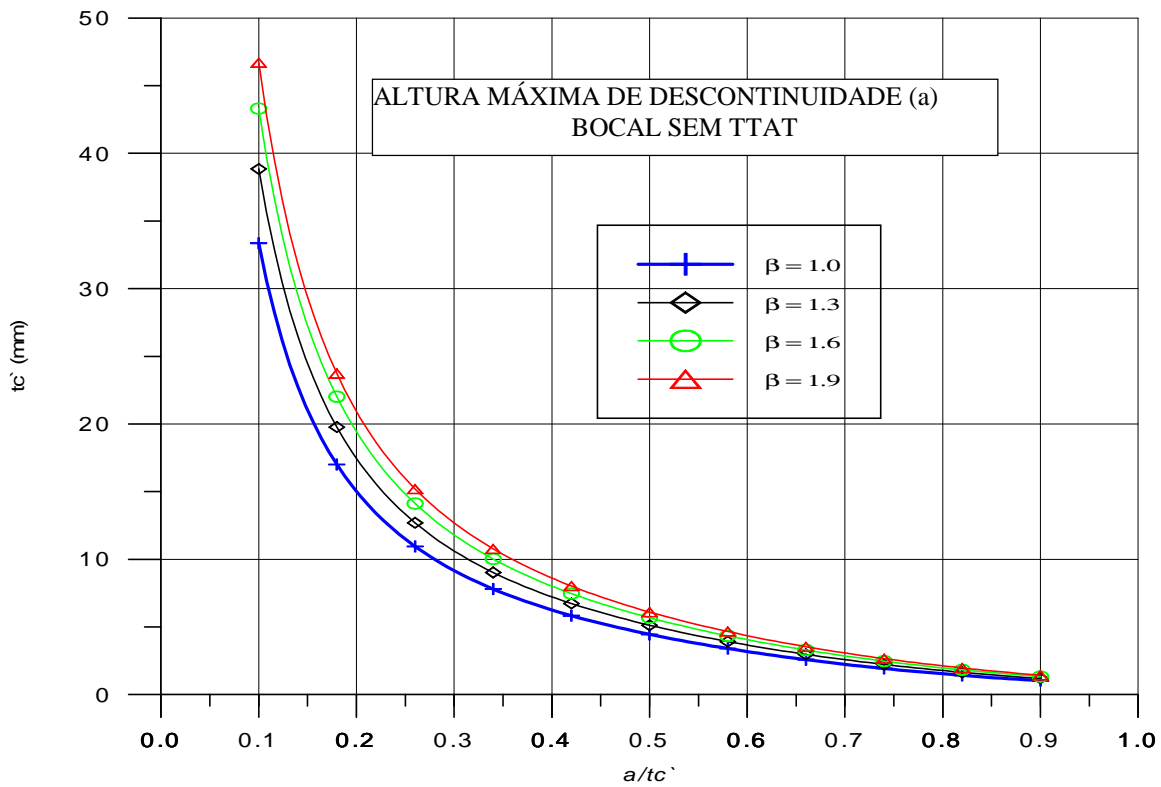


Figura 6: Altura máxima admissível de descontinuidade (a) para bocal sem TTAT

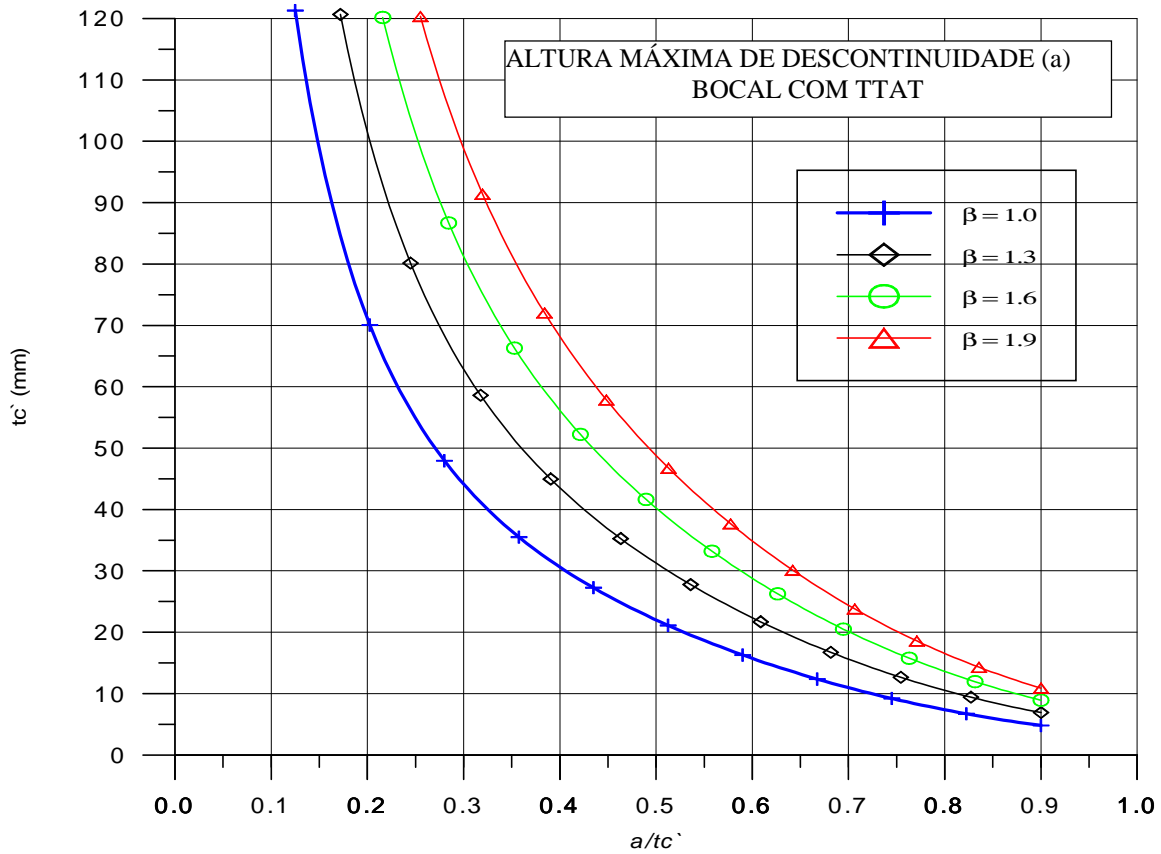


Figura 7: Altura máxima admissível de descontinuidade (a) para bocal com TTAT

7. CONCLUSÃO

Os resultados apresentados nas fig. 2, 3, 4 e 5, obtidos via MEF, podem ser usados para análise de trinca em bocal, para as dimensões referidas nas respectivas figuras. Esses resultados também são válidos para diâmetros do bocal e do casco maiores e espessura do bocal menor que os valores indicados nas figuras.

Mesmo considerando condições extremas de rigidez do bocal, de rigidez do casco, de tenacidade do metal de solda e de pressão interna, todos no sentido de tornar os resultados mais conservativos, os resultados fornecidos através das fig. 6 e 7 são uma maneira fácil e rápida de se avaliar trincas na solda do bocal com o casco do vaso de pressão, bastando conhecer a espessura do casco ou do reforço e se foi realizado o TTAT após soldagem.

Trincas como as relatadas, mas cuja distância à superfície interna do equipamento seja muito pequena (menor que 10% da espessura do casco), requerem atenção especial quanto à possibilidade de se aflorarem internamente ao equipamento, tornando-se alimentadas pelo fluido de processo e, por conseguinte, podendo sofrer crescimento subcrítico, mesmo na ausência de variação de carga (fadiga) ou de aumento da carga estática.

Para o caso de trinca não centrada, próxima à superfície externa do vaso, esses resultados não devem ser utilizados, pois nessa região o campo de tensão é maior que nas regiões estudadas. Para bocais em casco cilíndricos estes resultados não são válidos.

REFERÊNCIAS

- BSI PD6493, 1991 - Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Joints, British Standards Institution, London.
- Leckie, M. A. and Payne, D. J., 1965. "Some observations on the Design of Spherical Pressure Vessels With Flush Cylindrical Nozzles". Bull. Weld. Res. Coun., Vol. 180 Pt 1 No 20, pp. 497-501, 26 March.
- N-253g, 1997, Projeto Mecânico de Vasos de Pressão, PETROBRAS / CONTEC.
- Robinson, M. and Gill, S. S., 1972. "Limit Analysis of Flush Radial and Oblique Cylindrical Nozzles in Spherical Pressure Vessels". Part1: A Parametric Survey of Results, University of Manchester Institute of Science and Technology, Manchester, Great Britain, pp. 199-231, 30 December.

EVALUATION METHOD TO PLANAR FLAWS IN THE SHELL-NOZZLE WELD OF PRESSURE VESSELS

Summary. This paper presents a simplified evaluation method to planar flaws localized in the shell-nozzle weld of pressure vessels, using linear elastic fracture mechanic concepts. The method is based on plastic collapse and brittle fracture occurred by internal pressure and welding residual stresses effect. A set of graphics are shown summarizing the finite element method solution for different equipment dimensions, with flaws in radial nozzles. These graphics supply basic information enough to quick analyses, helping out in decisions when facing similar flaws to those presented here in. The Flaw criticality evaluation is supported by FAD curve from PD-6493, level 1. The presented criteria is important because its acceptable flaw dimensions are greater than those established in recognized international design codes.

Key words: Evaluation method, Fracture Mechanic, Shell-nozzle weld's flaws