

ANTONIO EDUARDO BIER LONGHI

ANÁLISE DA FALHA POR FADIGA DO FOLE DE VEDAÇÃO DE UMA
VÁLVULA DE ALÍVIO

Monografia apresentada ao
Departamento de Engenharia Mecânica
da Escola de Engenharia da
Universidade Federal do Rio Grande
do Sul, como parte dos requisitos para
obtenção do diploma de Engenheiro
Mecânico.

Orientador: Prof. Dr. Rogério José Marczak

Porto Alegre
2004



Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Departamento de Engenharia Mecânica

**ANÁLISE DA FALHA POR FADIGA DO FOLE DE VEDAÇÃO DE UMA
VÁLVULA DE ALÍVIO**

ANTONIO EDUARDO BIER LONGHI

**ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO DIPLOMA DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Prof. Francis Henrique Ramos França
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica**

BANCA EXAMINADORA:

**Prof. Dr. JUN S. O. FONSECA
UFRGS / DEMEC**

**Prof. Dr. JUAN PABLO R. QUINTAS
UFRGS / DEMEC**

**Prof. Dra. BRANCA FREITAS DE OLIVEIRA
UFRGS / DEMEC**

**Porto Alegre
2004**

Aos meus pais Rubens Alberto Longhi e Jucelia Bier Longhi

LONGHI, A. E. B. **Análise da Falha Por Fadiga do Fole de Vedação de uma Válvula de Alívio**. 2004. 22f. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2004.

RESUMO

O seguinte trabalho tem por objetivo analisar o comportamento em fadiga de um fole de vedação de uma válvula de alívio, o qual tem falhado com baixo número de ciclos na indústria petroquímica, através da utilização de modelos simplificados de trinca e da teoria da Mecânica da Fratura Elástica Linear. A análise é feita levando em conta as solicitações sofridas pelo componente devido à flutuação da pressão na tubulação de descarga da válvula assim como a compressão do fole devido aos movimentos de abertura desta.

PALAVRAS-CHAVE: Fadiga, Fole de vedação, Mecânica da Fratura, Válvula de alívio.

LONGHI, A. E. B. **Fatigue Fail Analisis of Bellows Form a Pressure Relief Valve**. 2004. 22f. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2004.

ABSTRACT

The following work analyzes the behavior in fatigue of a bellows of a pressure relief valve, that has failed with low number of cycles in the petrochemical industry, through the use of simplified models of cracks and the theory of the Linear Elastic Fracture Mechanics. The analysis takes into account the loading conditions of the component due the pressure fluctuation in the discharge tubing of the valve, as well as the compression of the bellows due to the movements of valve opening.

KEYWORDS: Fatigue, Bellows, Fracture Mechanics, Pressure relief valve.

SUMÁRIO

RESUMO	4
ABSTRACT	5
1. INTRODUÇÃO	7
2. GENERALIDADES	7
3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS	8
3.1 - Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)	8
4. CASO DE ESTUDO	12
4.1 - Obtenção da Distribuição de Tensões no Fole	12
4.2 - Definição de Modelos Simplificados da Trinca	13
4.3 - Obtenção dos Fatores de Intensidade de Tensão e da Tensão na Região da Ponta da Trinca	14
4.4 - Obtenção do Comprimento Crítico da Trinca	14
4.5 - Obtenção do Comprimento Mínimo Para Propagação da Trinca	14
4.6 - Obtenção do Número de Ciclos até a Falha do Componente	15
5. RESULTADOS	16
5.1 - Campo de Tensões no Fole	16
5.2 - Fator de Intensidade de Tensões e Tensão na Região de Ponta da Trinca	17
5.3 - Comprimento Crítico da Trinca	18
5.4 - Comprimento Mínimo para que a Trinca se Propague	19
5.5 - Cálculo da Vida em Fadiga	20
6. CONCLUSÕES	21
7. REFERÊNCIAS	22

1. INTRODUÇÃO

O presente trabalho trata da falha por fadiga de um fole de vedação de uma válvula de alívio, submetida à variação cíclica da pressão em sua tubulação de descarga. Esta análise tem como principal objetivo estimar a vida em fadiga do componente, através da teoria da Mecânica da Fratura Elástica Linear, e comparar com a durabilidade do mesmo em uma instalação industrial. Almeja-se também a obtenção dos valores do comprimento crítico da trinca e do comprimento mínimo para sua propagação.

2. GENERALIDADES

O componente mostrado na figura 2.1 está instalado em diversas tubulações de Gás Liquefeito de Petróleo - GLP de uma indústria petroquímica da região metropolitana de Porto Alegre. Este é construído em aço inoxidável austenítico AISI 316 L. A função destas válvulas de alívio é a eliminação de parte do fluido para redução das pressões nas tubulações onde estas se encontram instaladas. (PEARSON, 1964)

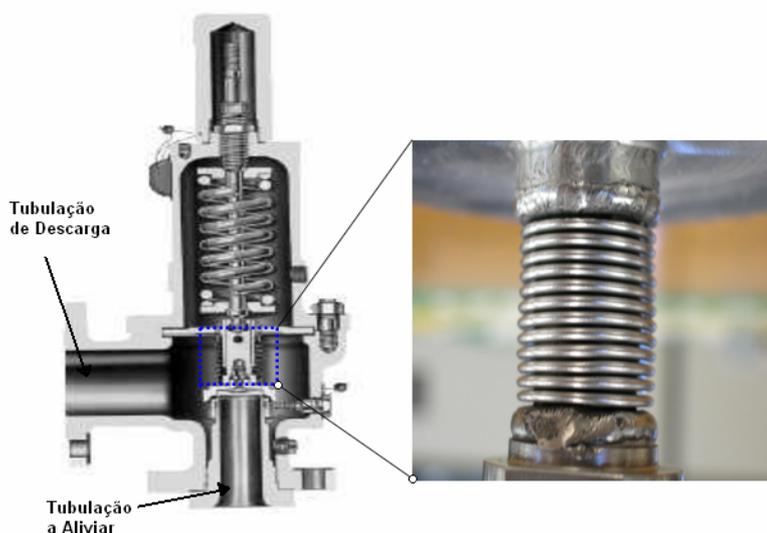


Figura 2.1 - Uma válvula de alívio com o detalhe do fole de vedação.

Ao fole de vedação cabem ainda duas funções, impedir a fuga do fluido para a atmosfera e evitar que variações na pressão da tubulação de descarga da válvula de alívio alterem a pressão de abertura da mesma. (LONGHI, 2004)

A falha deste componente e de outros similares tem ocorrido inesperadamente, normalmente com alto risco, já que ocorrem vazamentos do fluido. A durabilidade média destes componentes tem sido de aproximadamente um ano. (LONGHI, 2004)

A análise metalúrgica realizada sobre a superfície da fratura do fole concluiu que esta foi provocada por fadiga, e que a trinca se propagou de fora para dentro do fole (STROHAECKER, 2003), como mostra a figura 2.2.

Sabe-se que a pressão na tubulação de descarga da válvula de alívio varia aproximadamente oito vezes ao dia de 1,373 MPa (14 kgf/cm²) até 3,041 MPa (31 kgf/cm²). Uma análise preliminar do campo de tensões no componente devido a estas pressões concluiu que surgem tensões de tração perpendiculares ao plano da trinca, na superfície externa do fole, no local do surgimento da mesma. (LONGHI, 2004)

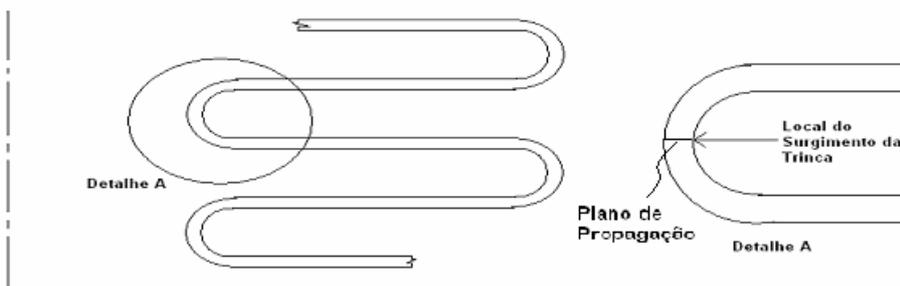


Figura 2.2 - Local do surgimento da trinca no fole.

3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

3.1 - Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

O fundamento principal da mecânica da fratura consiste no fato de que o campo de tensão em torno da ponta de uma fissura presente em uma estrutura pode ser caracterizado em termos de um único parâmetro, K , o fator de intensidade de tensões. Esse parâmetro, K , está diretamente relacionado com o nível de tensão nominal, σ , e com o tamanho da fissura presente, a . Dessa forma, toda estrutura, ou corpo de prova, que tem defeitos pode ser solicitado para vários níveis de K , análogo à situação onde estruturas consideradas sem defeitos podem ser solicitadas conforme vários níveis de tensão, σ . (ROSA, 1994)

A MFLE é baseada em um procedimento analítico que relata a magnitude e distribuição de tensão nas vizinhanças da extremidade da fissura, levando em consideração a tensão nominal aplicada à estrutura, o tamanho, a forma e a orientação da fissura ou descontinuidade, além das propriedades do material. (BRANCO, 1985)

Para estabelecer métodos de análise de tensão para fissuras em sólidos elásticos, é conveniente definir três tipos de movimentos relativos das faces de ruptura. Estes três modos básicos são chamados de abertura (modo I), cisalhamento (modo II) e rasgamento (modo III) (ROLFE; BARSON, 1977), mostrados na figura 3.1.

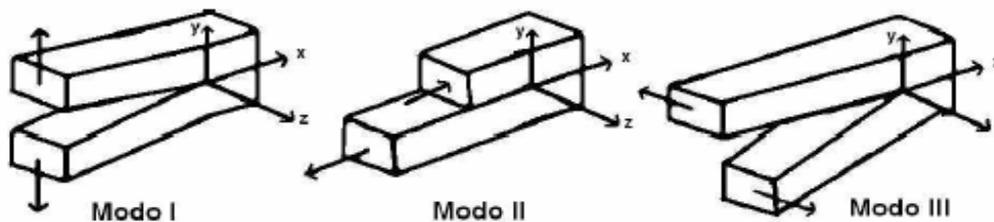


Figura 3.1 - Os três modos básicos de propagação de uma fissura: abertura (I), cisalhamento (II) e rasgamento (III).

a) Fator de Intensidade de Tensões

A MFLE concentra suas atenções no modo I de ruptura, já que é este o de maior importância prática. (BRANCO, 1985) No caso geral o fator de intensidade de tensões (modo I), K_I , tem a seguinte forma:

$$K_I = f(g) \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} , \quad (3.1)$$

onde $f(g)$ é uma função adimensional da geometria e distribuição da carga, e é dada para numerosos casos de interesse prático em (ROOKE; CARTWRIGHT, 1976); σ é a tensão perpendicular a direção da trinca caso ela não estivesse presente; a é um parâmetro relacionado com o comprimento da fissura.

b) Tamanho Crítico de uma Trinca

É de se esperar que K_I atinja um valor crítico no qual a fratura se propague de forma instável. Este valor crítico máximo é uma propriedade física do material, a qual é conhecida como tenacidade à fratura, e expressa a habilidade de um material em resistir às cargas na presença de trincas. É, então, através da comparação do fator de intensidade de tensão, K_I , com o valor da tenacidade a fratura no estado plano de tensões, K_{IC} do material em estudo, que se obtém o tamanho crítico da trinca, a_f . (ROSA, 1994)

$$K_I(a = a_f) = K_{IC} \quad (3.2)$$

É possível também a obtenção do tamanho crítico da trinca, a_f , através da comparação entre a tensão na região da ponta da trinca, S_n com a tensão de ruptura do material. (NASA, 2002) Esta tensão é expressa pela equação abaixo:

$$S_n = P/A_n + Mc/I_n, \quad (3.3)$$

onde, A_n é a área da região da ponta da trinca; P é a força resultante; M é o momento resultante; c é a distância da região externa; e I_n é o momento de inércia da região da ponta da trinca. As equações para cálculo das variáveis da equação acima são tabeladas para diversos modelos de trinca. (NASA, 2002)

Quando S_n , superar o valor de tensão de ruptura do material (σ_{rup}), espera-se também, que a trinca se propague de forma instável, desta forma, (NASA, 2002)

$$S_n(a = a_f) = \sigma_{rup}. \quad (3.4)$$

O menor valor de a_f obtido nas equações (3.2) e (3.4) será considerado como sendo o tamanho crítico da trinca.

c) Parcela Dinâmica do Fator de Intensidade de Tensão

A parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , representa a variação do fator de intensidade de tensão ao longo de cada ciclo de aplicação de carga e é dado por: (ROSA, 1994):

$$\Delta K = f(g) \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = K_{max} - K_{min}, \quad (3.5)$$

onde $f(g)$ é uma função adimensional da geometria e distribuição da carga, e é dada para numerosos casos de interesse prático em (ROOKE; CARTWRIGHT, 1976); $\Delta\sigma$ é a variação da tensão perpendicular a direção da trinca caso ela não estivesse presente; a é o comprimento da fissura; K_{max} e K_{min} são os fator de intensidade de tensões para a máxima e mínima sollicitação, respectivamente.

d) Tamanho Mínimo para que uma Trinca se Propague

Para que uma trinca se propague por fadiga, é necessário que a parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , supere o valor de ΔK_{th} (ROSA, 1994), sendo este último definido segundo Tanaka, Nakai e Yamashita (1981) como:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \left(\frac{a}{a + a_0} \right)^{1/2} / \left(\frac{1 - f}{(1 - A_0)(1 - R)} \right)^{(1 + C_{th}R)}, \quad (3.6)$$

onde:

- R é a razão entre os fatores de intensidade de tensão;

$$R = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (3.7)$$

- f é a função de Newman(1984) de abertura da trinca, curva típica apresentada na figura 3.2;

$$f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = \begin{cases} \max(R, A_0 + A_1R + A_2R^2 + A_3R^3) & R \geq 0 \\ A_0 + A_1R & -2 \leq R < 0 \end{cases} \quad (3.8)$$

Sendo:

$$A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2) \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} S_{max} / \sigma_0\right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.9)$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071\alpha) S_{max} / \sigma_0 \quad (3.10)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (3.11)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (3.12)$$

O fator, α , força estado plano de tensões ou de deformações, e é tratado como uma constante na solução do problema. Valores próximos de 1, correspondem ao estado plano de tensões e próximos de 3, correspondem ao estado plano de deformações. (NEWMAN, 1984).

S_{max}/σ_0 é a razão entre a máxima tensão aplicada e a tensão de fluxo, definida como a média entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura. Este valor também é assumido como constante. Para a maioria dos materiais pode-se utilizar $S_{max}/\sigma_0 = 0.3$. (NASA, 2002)

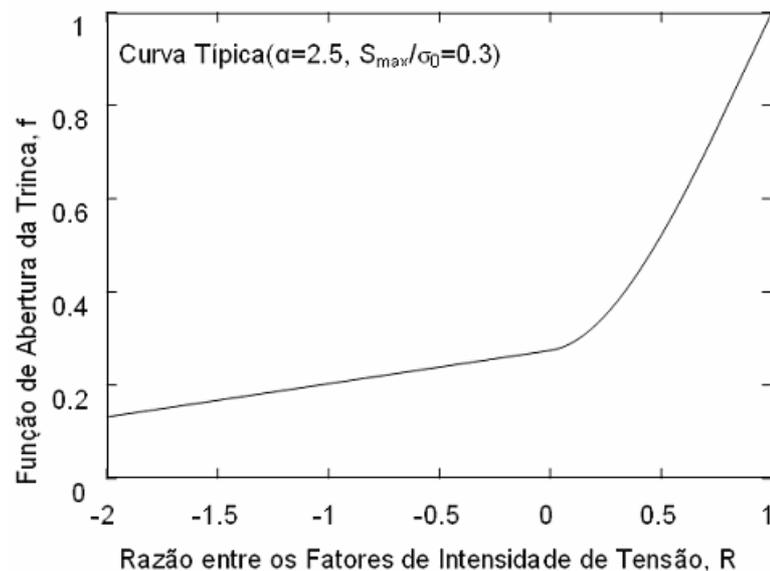


Figura 3.2 – Curva típica para a função de abertura da trinca de Newman.

ΔK_0 é o valor da parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão a partir do qual uma trinca se propaga com $R = 0$; a_0 é o tamanho intrínseco da trinca definido por Tanaka, Nakai e Yamashita (1981) como igual a 0.0381 mm; A_0 é a constante da equação (3.9); C_{th} é uma constante empírica do material, normalmente C_{th}^+ para $R > 0$ e C_{th}^- para $R \leq 0$; a é o comprimento da trinca.

e) Taxa de Crescimento de uma Trinca

São expostas aqui duas equações para a taxa de crescimento de uma trinca. Ambas relacionam o acréscimo no comprimento da trinca por ciclo de aplicação de carga, da/dn , com a parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK :

- Equação de Paris e Erdogan¹

Definida segundo Paris e Erdogan, esta prevê a taxa de crescimento da trinca, da/dn e é mostrada abaixo:

$$\frac{da}{dn} = C_p \cdot (\Delta K)^m, \quad (3.13)$$

onde C_p e m são constantes empíricas definidas para um dado material.

- Equação de Forman e Mettu

Definida segundo Forman e Mettu(1992), esta equação para previsão da taxa de crescimento da trinca, da/dn , é utilizada por software comercial e apresentada abaixo.

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q}, \quad (3.14)$$

onde, R é a razão entre os fatores de intensidade de tensão, definida na equação (3.7); f é a função de Newman (1984) de abertura da trinca, definida pelas equações (3.8) a (3.12); ΔK_{th} é a parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão mínima para que a trinca se propague por fadiga, definida pela equação (3.6); K_{max} é o máximo valor do fator de intensidade de tensão durante cada ciclo de aplicação de carga; K_c é a tenacidade a fratura do material, considerado igual à K_{IC} , tenacidade à fratura no estado plano de tensões; C , n , p e q são constantes empíricas definidas para um dado material.

f) Vida em Fadiga

A vida em fadiga consiste no número de ciclos de aplicação de cargas, n , necessários para levar uma trinca de seu tamanho inicial, a_i , ao seu tamanho crítico, a_f . Esta é obtida pela integração da taxa de propagação entre a_i e a_f . (ROSA, 1994) Colocando a taxa de propagação na forma:

¹ Equação clássica da Mecânica da Fratura. Notas de Aula

$$\frac{da}{dn} = C \cdot (\Delta K)^m, \quad (3.13)$$

vem

$$\int_0^n dN = \int_{a_i}^{a_f} (C (\Delta K)^m)^{-1} da \quad (3.15)$$

O valor de n , pode ser ainda obtido de outras formas, como: integração feita de modo discreto, integração em blocos variáveis ou ainda integração feita ciclo a ciclo. (ROSA, 1994)

4. CASO DE ESTUDO

Para o estudo da vida em fadiga do componente em questão foram seguidas as etapas descritas nos itens abaixo:

4.1 - Obtenção da Distribuição de Tensões no Fole

Análise numérica através do Método dos Elementos Finitos, utilizando um modelo ‘axissimétrico’ em um software comercial (ANSYS), para obtenção dos campos de tensões no componente relativos às suas diferentes solicitações de uso.

a) Geometria do componente

Os valores utilizados para a modelagem do componente são os valores médios obtidos diretamente com o paquímetro sobre o fole, com exceção do valor de sua espessura, a qual foi obtida no microscópio eletrônico de varredura. A geometria é definida, então a partir da obtenção do número de saliências (12) e de reentrâncias (13) existentes no comprimento do componente e dos valores apresentados na figura 4.1.

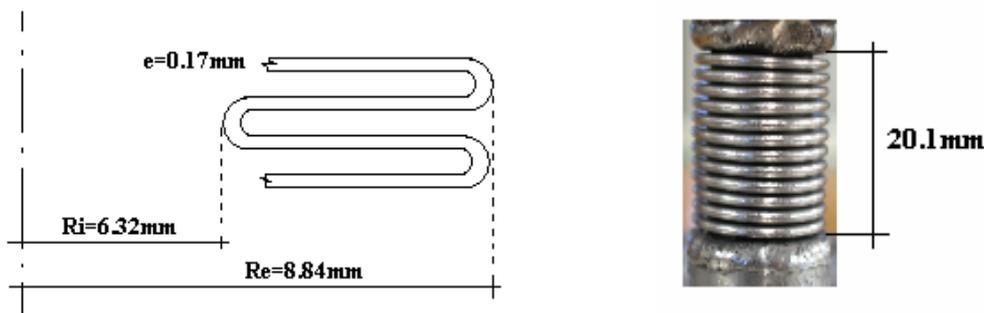


Figura 4.1 – Geometria do componente.

b) Propriedades mecânicas

Para a análise numérica da distribuição de tensões no fole de vedação, no regime linear elástico, são necessárias as propriedades mecânicas do material apresentadas na tabela 4.1.

Tabela 4.1- Propriedades mecânicas - 1. Aço inoxidável austenítico AISI 316/316L.

Descrição	Símbolo	Fonte	Valor
Módulo de Elasticidade	E	(NDSM,2004)	205 GPa
Coefficiente de Poisson	N	(NDSM,2004)	0,29

c) Condições de contorno

Faz-se necessária a definição de condições de contorno para a análise em questão, estas condições são definidas nos itens abaixo:

- Condições de contorno para cálculo das tensões devido às pressões atuantes no fole

Para o cálculo destas tensões, as condições de contorno aplicadas são, restrição do deslocamento vertical e horizontal das extremidades do fole, aplicação de pressão igual a 3,041 MPa na superfície externa do fole. O estado de tensões para pressão de 1,373 MPa é calculado pelo princípio da linearidade.

- Condições de contorno para cálculo das tensões devido à compressão do fole

Para o cálculo destas tensões, as condições de contorno aplicadas são, restrição do deslocamento vertical e horizontal da extremidade superior do fole, restrição do deslocamento horizontal da extremidade inferior do fole, aplicação de um deslocamento vertical de 0,5 mm na extremidade inferior do fole.

4.2 - Definição de Modelos Simplificados da Trinca

São definidos os modelos apresentados nos itens abaixo para estudo da propagação de trincas no componente

a) Modelo de trinca passante

Este modelo de trinca é apresentado na figura 4.2, e consiste em uma simplificação do modelo real.

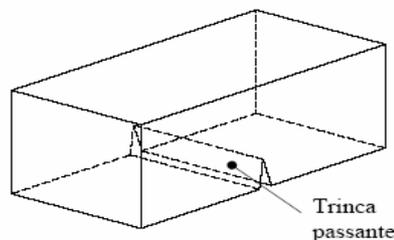


Figura 4.2 – Modelo simplificado. Trinca passante.

b) Modelo de trinca semi-elíptica

Tenta-se representar também o modelo real através da utilização de um modelo de trinca semi-elíptica, o qual é apresentado na figura 4.3.

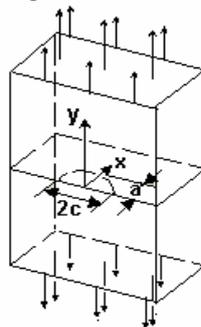


Figura 4.3 – Modelo simplificado. Trinca semi-elíptica.

4.3 - Obtenção dos Fatores de Intensidade de Tensão e da Tensão na Região da Ponta da Trinca

Os fatores de intensidade de tensão, K_{max} e K_{min} , e os valores da tensão na região da ponta da trinca, S_n , são obtidos através de um software comercial (NASGRO), ambos para diversos comprimentos de trinca, a , e para os modelo simplificados, com os carregamentos obtidos na etapa 4.1. Estes valores quando interpolados ficam:

$$K_{max} = g(a) \quad (3.16)$$

$$K_{min} = h(a) \quad (3.17)$$

$$S_n = i(a) \quad (3.18)$$

4.4 - Obtenção do Comprimento Crítico da Trinca

Através da comparação dos valores obtidos para os fatores de intensidade de tensão máximos, K_{max} , com o valor da tenacidade à fratura do material, K_c , e dos valores da tensão na região de ponta da trinca, S_n , com a tensão de ruptura, σ_{rup} , do material, é obtido o comprimento crítico da trinca, a_f . Equações (3.2) e (3.4) e propriedades da tabela 4.2.

Tabela 4.2- Propriedades mecânicas - 2. Aço inoxidável austenítico AISI 316/316L.

Descrição	Símbolo	Fonte	Valor
Tenacidade a Fratura	K_c	(NDSM,2004)	70 MPa \sqrt{m}
Tensão de Ruptura	σ_{rup}	(NDSM,2004)	600 MPa

4.5 - Obtenção do Comprimento Mínimo Para Propagação da Trinca

Para obtenção do comprimento mínimo para que uma trinca se propague faz-se necessária o cálculo de alguns outros parâmetros abaixo listados.

a) Cálculo das parcelas dinâmicas e da razão entre os fatores de intensidade de tensão

As parcelas dinâmicas do fator de intensidade de tensão, ΔK , e a razão entre os fatores de intensidade de tensão, R , são obtidos em função do tamanho da trinca, a . As equações (3.16) e (3.17) foram inseridas nas equação (3.5) e (3.7), obtendo-se então:

$$\Delta K = j(a) \quad (3.19)$$

$$R = l(a) \quad (3.20)$$

b) Cálculo da função de Newman de abertura da trinca

A equação (3.20) foi inserida na equação (3.8), obtendo-se assim função de abertura da trinca, f , função do tamanho da trinca, a , obtendo-se:

$$f = m(a) \quad (3.21)$$

b) Cálculo da variação mínima do fator de intensidade de tensão para propagação da trinca

Com a inserção das equações (3.20) e (3.21), e também das propriedades da tabela 4.3, na equação (3.6), é obtida a parcela dinâmica mínima do fator de intensidade de tensão para que a trinca se propague, ΔK_{th} , em função do tamanho da trinca, a .

Tabela 4.3- Propriedades mecânicas - 3. Aço inoxidável austenítico AISI 316/316L.

Propriedade	Fonte	Valor
ΔK_0	(NASA,2002)	121.6197 MPa \sqrt{mm}
C_{th}^+	(NASA,2002)	1.0
C_{th}^-	(NASA,2002)	0.1

$$\Delta K_{th} = o(a) \quad (3.22)$$

A interseção da curva da a parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , equação (3.19), com a curva da variação mínima do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , equação (3.22), é o comprimento mínimo para propagação da trinca, a_i .

4.6 - Obtenção do Número de Ciclos até a Falha do Componente

Através das equações (3.13) ou (3.14), das propriedades da tabela 4.4, e seguindo o fluxograma de cálculo mostrado na figura 4.4, implementado em Maple, são obtidos o comprimento da trinca, a , versus número de ciclos, n , e o número de ciclos até a falha do componente, para as diferentes modelagens do mesmo.

Tabela 4.4- Propriedades mecânicas - 4. Aço inoxidável austenítico AISI 316/316L.

Propriedade	Fonte	Equação	Valor
C_p	(ROSA,1994)	Paris e Erdogan (3.13)	7.467E-12
M	(ROSA,1994)	Paris e Erdogan (3.13)	3.25
C	(NASA,2002)	Forman e Mettu (3.14)	4.8429E-13
N	(NASA,2002)	Forman e Mettu (3.14)	3
P	(NASA,2002)	Forman e Mettu (3.14)	0.25
Q	(NASA,2002)	Forman e Mettu (3.14)	0.25

Para as propriedades mostradas na tabela 4.4 é necessário que a unidade do valor de entrada da parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , seja [MPa mm^{1/2}], então o acréscimo no comprimento da trinca por ciclo de aplicação de carga, da/dn , será [mm/ciclo]

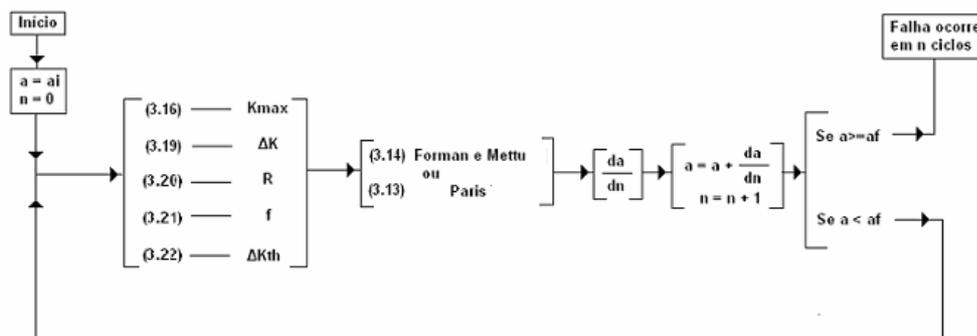


Figura 4.4- Seqüência de cálculo para obtenção da vida em fadiga.

5. RESULTADOS

A partir dos fundamentos da mecânica da fratura elástica linear, dos métodos, e das propriedades acima apresentadas, foram obtidos os seguintes resultados para o problema da propagação da trinca no componente em estudo.

5.1 - Campo de Tensões no Fole

Foram obtidos através de simulações numéricas os campos de tensões no fole para os carregamentos anteriormente descritos:

a) Tensões devido à pressão externa

A figuras 5.1a e 5.1b apresentam os valores das tensões perpendiculares ao plano de propagação da trinca, com pressão externa de 3,041 MPa. Para obtenção das tensões com pressão igual a 1,373 MPa multiplicam-se os valores obtidos por 0,451, pelo o princípio da linearidade.

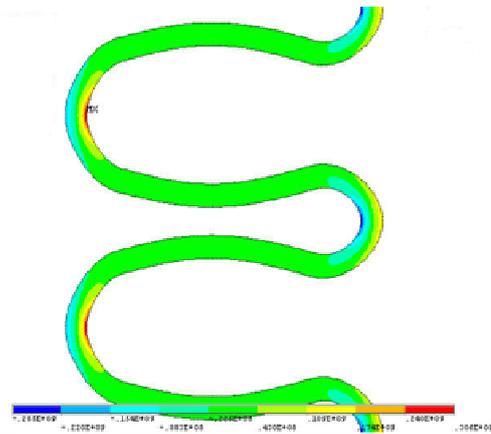


Figura 5.1a – Distribuição de tensões perpendiculares ao plano da trinca, σ_y , em Pa.

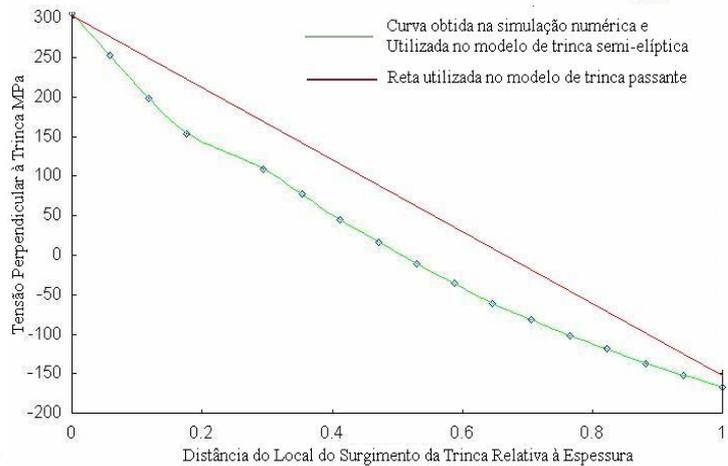


Figura 5.1b – Distribuição de tensões ao longo do plano de propagação de trinca, σ_y , em MPa

Pode-se constatar a existência de tensões de tração na superfície externa do fole, sendo o valor desta igual a 306 MPa, e de tensões de compressão na superfície interna do fole, sendo esta igual à -150 MPa, ambos no plano de propagação de trinca e para pressão de 3,041 MPa. Para pressão externa de 1,373 MPa as tensões resultam em 138 MPa e -68 MPa, respectivamente.

b) Tensões devido à abertura da válvula

A figuras 5.2a e 5.2b apresentam os valores das tensões perpendiculares ao plano de propagação da trinca, para abertura de 0,5 mm da válvula.

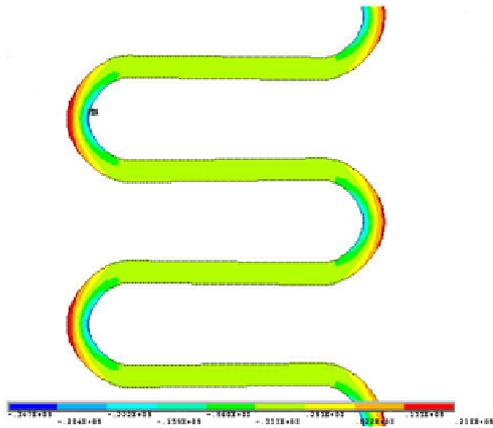


Figura 5.2a – Distribuição de tensões perpendiculares ao plano da trinca, σ_y , em Pa.

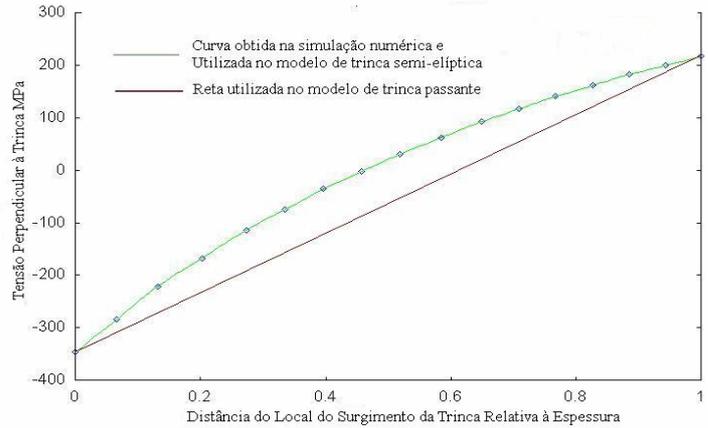


Figura 5.2b – Distribuição de tensões ao longo do plano de propagação de trinca, σ_y , em MPa

Pode-se observar a existência de tensões de compressão na superfície externa do fole, sendo o valor desta igual a -215 MPa, e de tensões de tração na superfície interna do fole, sendo esta igual à 245 MPa, ambos no plano de propagação de trinca e para abertura de 0,5 mm da válvula.

5.2 - Fator de Intensidade de Tensões e Tensão na Região de Ponta da Trinca

Foram obtidos os fatores de intensidade de tensão, K , e as tensões na região da ponta da trinca, S_n , para ambos os modelos simplificados de trinca.

a) Modelo de trinca passante

As Figuras 5.3a e 5.3b apresentam os fatores de intensidade de tensões, K , para ambas as pressões externas atuantes no fole, a figura 5.3c, para a abertura da válvula, além da tensão na região da ponta da trinca, S_n , para a máxima pressão externa, esta comparada com a tensão de ruptura do material, σ_r , figura 5.3d.

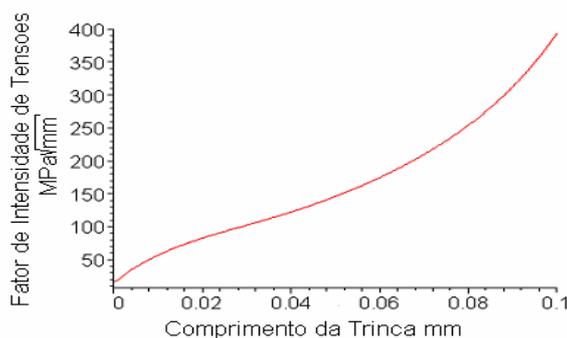


Figura 5.3a – Fator de intensidade de tensões, K , para pressão externa de 3,041 MPa, em função do comprimento da trinca, a .

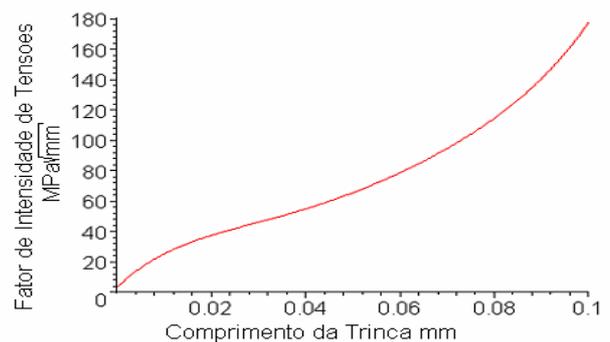


Figura 5.3b – Fator de intensidade de tensões, K , para pressão externa de 1,373 MPa, em função do comprimento da trinca, a .

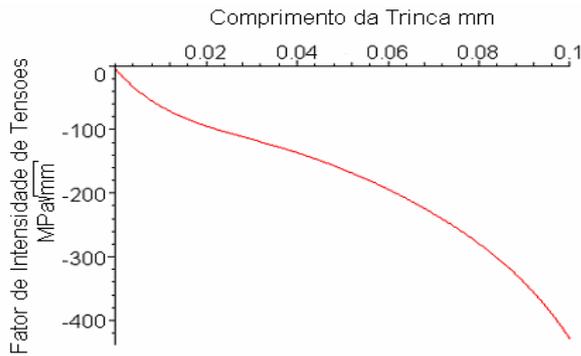


Figura 5.3c – Fator de intensidade de tensões, K , para abertura de 0,5 mm da válvula, em função do comprimento da trinca, a .

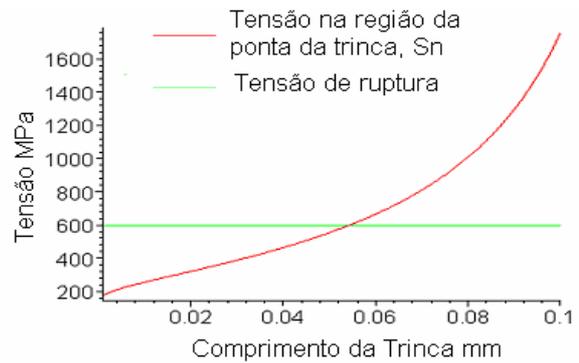


Figura 5.3d – Tensão na região da ponta da trinca, S_n , para pressão externa de 3,041 MPa, em função do comprimento da trinca, a .

Pode-se observar na figura 5.3d, que a tensão na região da ponta da trinca, S_n , calculada para pressão externa máxima, situação onde temos máxima tração na trinca, cruza a reta que representa a tensão de ruptura do material, σ_{rup} . O ponto de intersecção destas curvas será mais tarde definido como o tamanho crítico da trinca, a_f para o modelo de trinca passante.

b) Modelo de trinca semi-elíptica

O modelo de trinca semi-elíptica foi descartado, pois tanto o fator de intensidade de tensões, K , quanto a tensão na região da ponta da trinca, S_n , se mantiveram em níveis muito baixos, níveis estes que impossibilitariam que a trinca se propaga-se de forma instável, mesmo que o comprimento da trinca fosse muito próximo do valor da espessura do componente, como mostram as figuras 5.4a e 5.4b.

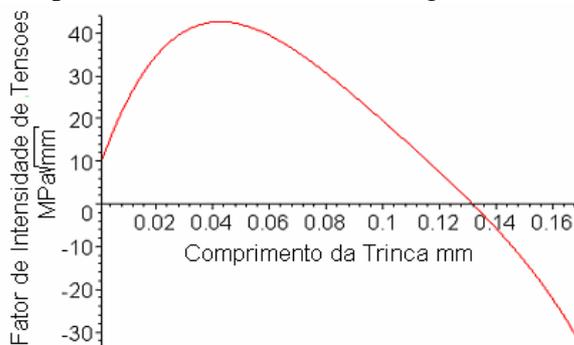


Figura 5.4a – Fator de intensidade de tensões, K , em função do comprimento da trinca, a , para pressão externa de 3,041 MPa ($a/c=1$)

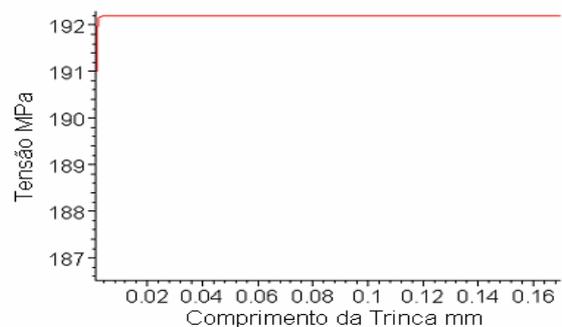


Figura 5.4b – Tensão na região da ponta da trinca, S_n , em função do comprimento da trinca, a , para pressão externa de 3,041 MPa ($a/c=1$).

Desta forma, todos os resultados apresentados a seguir foram obtidos para o modelo de trinca passante.

5.3 - Comprimento Crítico da Trinca

O comprimento crítico da trinca, a_f , é obtido pela intersecção da curva da tensão na ponta da trinca, S_n , com a tensão de ruptura, σ_{rup} , ambas mostradas na figura 5.3d. Desta forma obtém-se:

$$a_f = 0,0544 \text{ mm}$$

5.4 - Comprimento Mínimo para que a Trinca se Propague

São consideradas duas situações distintas. A primeira se a propagação da trinca ocorrer apenas pela flutuação da pressão externa, e a segunda, considerando também a compressão do fole para abertura da válvula.

a) Pressão externa flutuante

Podemos ver na figura 5.5 a curva da parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , e a curva da variação mínima do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , ambas em função do comprimento da trinca, a .

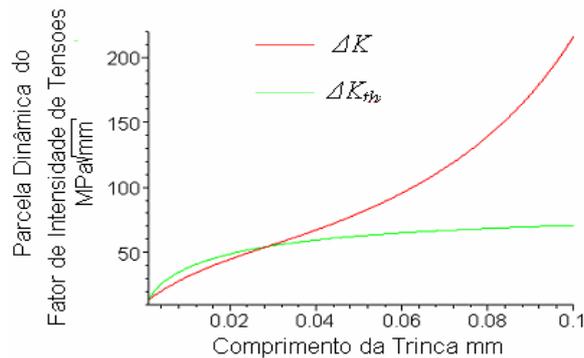


Figura 5.5 - Parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , e a variação mínima do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , ambas em função do comprimento da trinca, a .

Então, para esta condição, o comprimento mínimo para que a trinca se propague fica:

$$a_i = 0,0287 \text{ mm}$$

b) Pressão externa e abertura da válvula

Na figura 5.6 podemos ver a curvas da parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , e a curva da variação mínima do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , ambas em função do comprimento da trinca, a . Considerou-se K_{max} de acordo com a máxima pressão externa e K_{min} com a compressão do componente.

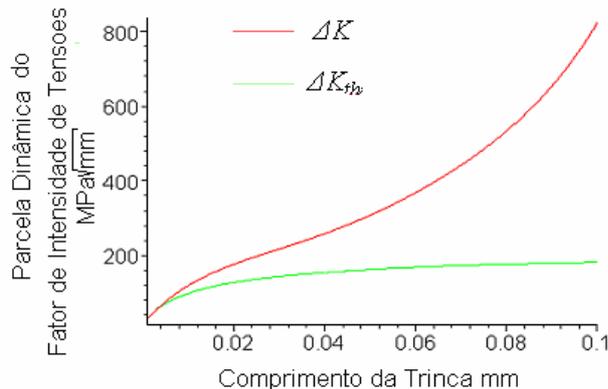


Figura 5.6 - Parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK , e a variação mínima do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , ambas em função do comprimento da trinca, a .

As curvas mostradas na figura 5.6 não apresentam interseção, sendo ΔK_{th} sempre menor que ΔK , para qualquer tamanho de trinca. Desta forma é esperado que independente do tamanho da trinca ou defeito existente, este sempre se propague.

5.5 – Cálculo da Vida em Fadiga

Foram consideradas as duas situações distintas citadas anteriormente, conforme segue:

a) Pressão externa flutuante

Partindo-se de uma trinca inicial de 0,0287 mm, foram obtidos os números de ciclos para que esta chegue até 0,0544 mm pelos modelos de Paris-Erdogan e Forman-Mettu. A figura 5.7 mostra o comprimento da trinca, a , em função do número de ciclos, n , para ambos os modelos.

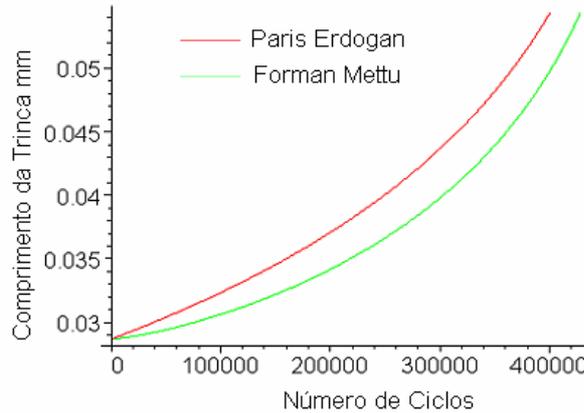


Figura 5.7 – Comprimento da trinca, a , em função do número de ciclos, n .

Pelo modelo de Paris e Erdogan foram previstos 400.535 ciclos até a ruptura e pelo modelo de Forman e Mettu foram previstos 426.340 ciclos até a ruptura.

b) Pressão externa e abertura da válvula.

Devido à inexistência de um comprimento mínimo para a propagação da trinca nestas condições, como mostrado anteriormente, admitiu-se um defeito inicial de 0,0287 mm, já que este valor equivale a aproximadamente $\frac{1}{2}$ tamanho de grão do componente. Estima-se então o número de ciclos até que este defeito atinja o tamanho crítico 0,0544 mm pelos mesmos modelos utilizados acima. A figura 5.8 mostra o comprimento da trinca, a , em função do número de ciclos, n , para ambos os modelos.

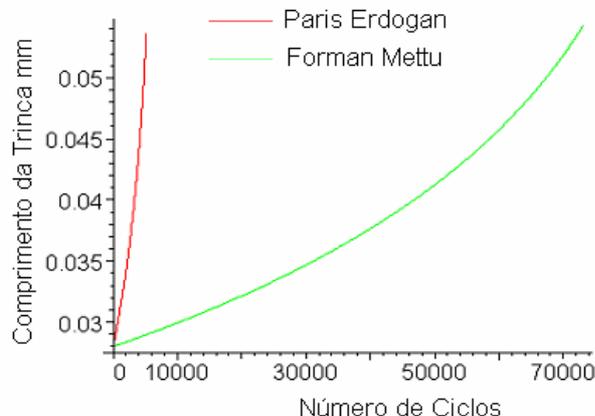


Figura 5.8 – Comprimento da trinca, a , em função do número de ciclos, n .

Pelo modelo de Paris e Erdogan foram previstos 5.215 ciclos até a ruptura e pelo modelo de Forman e Mettu foram previstos 73.251 ciclos até a ruptura.

6. CONCLUSÕES

O presente trabalho apresentou os resultados obtidos para uma análise simplificada de propagação de trincas em um fole de vedação de uma válvula de alívio. Estes resultados apontam para algumas conclusões destacadas a seguir:

- A falha do componente na indústria não é devida apenas à flutuação da pressão da tubulação de descarga da válvula, visto que para propagação da trinca por ambos os modelos (Paris/Erdogan e Foman/Mettu) foram previstos aproximadamente 400.000 ciclos até o colapso e o componente na indústria tem falhado após aproximadamente 3.000 ciclos.

- Quando consideradas as tensões devido à abertura da válvula, no cálculo da vida em fadiga do componente, a previsão do número de ciclos para propagação de uma trinca ou defeito até seu tamanho crítico caiu drasticamente, atingindo valores da ordem de 5.000 ciclos pelo modelo de Paris e Erdogan e da ordem de 70.000 ciclos pelo modelo de Forman e Mettu. Isto comprova que o número de ciclos de abertura da válvula altera de forma significativa a durabilidade do componente.

- Quando consideradas as tensões devido à abertura da válvula, constatou-se também a inexistência de um tamanho de trinca estável, sendo que qualquer trinca ou defeito, independente de seu tamanho irá propagar-se. Desta forma sulcos da própria rugosidade superficial poderiam crescer, vindo a atingir o tamanho crítico e levando o componente ao colapso.

Cabe lembrar que os modelos utilizados são uma simplificação da realidade, visto que as restrições e triaxialidades no campo de tensões são desprezadas. São desconsideradas também quaisquer tensões residuais ou superficiais devido à fabricação do componente em estudo.

7. REFERÊNCIAS

BRANCO, C. A. G. M.. **Mecânica dos Materiais**. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1985.

FORMAN, R. G.; METTU, S. R.. Behavior of Surface and Corner Cracks Subjected to Tensile and Bending Loads in Ti-6Al-4V Alloy. **Fracture Mechanics: Twenty-second Symposium, Vol. 1, ASTM STP 1131**. H. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1992.

LONGHI, A. E. B.. **Análise de Tensões do Fole da PRV-4142**. Canoas: Refinaria Alberto Pasqualini REFAP S/A, 2004.

NASA. **Fatigue Crack Growth Computer Program Reference Manual NASGRO 3.0**. Houston: National Aeronautics Space Administration, 2002.

NDSM. **Núcleo de Design e Seleção de Materiais**. Porto Alegre: Universidade Federal de Rio Grande do Sul, 2004.

NEWMAN, Jr. J. C.. A Crack Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth. **International Journal of Fracture**, v. 24, n. 3, p. R131-R135, mar. 1984.

PEARSON, G. H.. **The Design of Valves & Fitting**. London: Pitman & Sons, 1964.

ROLFE, S. T.; BARSON, J. M.. **Fracture and Fatigue Control in Structures - Applications of Fracture Mechanics**. New Jersey: Prentice-Hall, 1977.

ROOKE, D. P.; CARTWRIGHT, D. J.. **Compendium of Stress Intensity Factors**. London: Her Majesty's Stationery Office, 1976.

ROSA, E.. **Análise de Resistência Mecânica**. Florianópolis: UFSC, 1994.

STROHAECKER, T. R.. **Análise da Falha de Fole**. Porto Alegre: LAMEF - UFRGS , 2003.

TANAKA, K.; NAKAI, Y.; YAMASHITA, M.. Fatigue Growth Threshold of Small Cracks. **International Journal of Fracture**, v. 17, n. 5, p. 519-533, out. 1981.