

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA APLICADA A TUBOS AUTOFRETADOS DE UM
REATOR TUBULAR

por

Lucas Nicolay Pizzatto

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.

Porto Alegre, junho de 2010



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

FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA APLICADA A TUBOS AUTOFRETADOS DE UM
REATOR TUBULAR

por

Lucas Nicolay Pizzatto

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

Prof. Walter Jesus Paucar Casas
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Projeto e Fabricação**

Orientador: Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Joyson Luiz Pacheco

Prof. Dr. Rafael Antonio C. Laranja

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira

Porto Alegre, 29 de junho de 2010.

AGRADECIMENTOS

Ao engenheiro Luiz Fernando Pavão Gonçalves pela sugestão do tema, tempo dedicado e conhecimento compartilhado sem os quais este trabalho não seria possível.

Aos professores Dr. Ignacio Iturrioz e Dr. José Antônio E. Mazzaferro pela incansável ajuda e orientação.

A empresa Braskem S.A. em especial ao engenheiro Eduardo T. Sato pela oportunidade de aprendizado e por proporcionar o ambiente e os recursos necessários para elaboração deste trabalho.

A minha família pelo constante apoio e compreensão durante todos os anos de graduação.

PIZZATTO, L. N., **Fadiga e Mecânica da Fratura Aplicada a Tubos de um Reator Tubular**. 2010. 22. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

RESUMO

Reatores com tecnologia tubular são utilizados em todo o mundo na fabricação de polietileno de baixa densidade. Estes reatores são compostos por tubos em série e a reação acontece no seu interior sob pressões elevadíssimas e o uso de catalisadores. Para que os tubos suportem o trabalho às pressões aplicadas em operação, os tubos são submetidos ao processo de autofretagem. O modo de falha mais comum nos tubos é a perda de autofretagem e a conseqüente propagação de trincas por toda a parede do tubo. Este trabalho através da equação de Paris aplicando o fator de intensidade de tensões calculado pela equação de Newman-Raju, comprova que o fator mais relevante para o crescimento das trincas nos tubos é a variação de pressão de alto ciclo, e é apresentada uma equação de vida remanescente do componente sendo identificada uma trinca. Também é alvo de estudo a influencia da pressão de autofretagem na resistência a fadiga do tubo, e é recomendado 675 MPa como pressão mínima de autofretagem. As tensões residuais provenientes da autofretagem são obtidas através das equações propostas por Timoshenko.

PALAVRAS-CHAVE: (autofretagem, reator tubular, propagação de trinca)

PIZZATTO, L. N. **Fatigue and Fracture Mechanics Applied to Pipes of a Tubular Reactor.** 2010. 22. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

ABSTRACT

Reactors built by tubular technology are used worldwide in the manufacture of low density polyethylene, these reactors are composed of in series tubes and the reaction occurs under very high pressures and catalysts. To be able to work with the pressure applied in operation, the tubes are subjected to the process of autofrettage. The most common failure mode in the tubes is the loss of autofrettage and consequent crack propagation across the tube wall. This work by the Paris equation and applying the Newman-Raju equation to find stress intensity factor, this work shows that the most relevant factor for the growth of cracks in the pipes is the high-cycle pressure variation, a life estimative is given of the component being identified a crack. It is also subject to study the influence of pressure applied in the process of autofrettage in the resistance to fatigue of the tube, and is recommended 675 MPa to the minimum pressure of autofrettage. Residual stresses from autofrettage are obtained through the equation proposed by Timoshenko.

KEYWORDS: (autofrettage, tubular reactor, crack grow)

ÍNDICE

	Pág.
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVOS.....	1
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	1
3.1 Campo de tensões residuais provenientes da autofretagem.....	3
3.2 Perda de autofretagem.....	4
3.3 Mecânica da fratura.....	5
3.5 Fadiga aplicada a mecânica da fratura.....	7
4. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA.....	8
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	9
5.1 Tubo sem autofretagem.....	9
5.2 Tubo autofretado.....	13
6. CONCLUSÕES.....	15
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	16

1. INTRODUÇÃO

Reatores de tecnologia Tubular são amplamente utilizados na produção de polietileno de baixa densidade em todo o mundo. Nesta tecnologia a reação de polimerização ocorre com o uso de catalisadores, pressões elevadíssimas, em torno de 300 MPa, e reatores compostos por tubos em série. Para que seja possível o trabalho a tamanha pressão, os tubos sofrem um tratamento de tensão residual conhecido como autofretagem. Este tratamento cria no interior do tubo uma camada com tensões residuais compressivas, que diminui significativamente os valores de tensão nas camadas próximas ao raio interno do tubo durante a operação, aumentando assim a resistência à fadiga do mesmo, principal modo de falha dos tubos.

Devido, provavelmente, às elevadas temperaturas provenientes de freqüentes perdas de controle da reação no reator, as tensões residuais oriundas do processo de autofretagem são aliviadas, diminuindo drasticamente a resistência a fadiga dos tubos. Com isso o tubo passa a propagar mais rapidamente trincas em seu interior, as quais crescem e acabam por atravessar toda a parede do tubo e iniciar um vazamento, além de inutilizar o tubo. Quando o vazamento é detectado são necessárias no mínimo quarenta e oito horas de parada de produção até que seja substituído o tubo trincado e a planta possa produzir novamente. As perdas da margem de lucro somadas ao custo de um novo tubo e a mão-de-obra necessária para a troca resultam em umas das paradas mais caras para a empresa.

Recentemente foi desenvolvido um estudo estatístico, e com base neste estudo foi criado um plano preventivo de retirada de tubos. Os tubos substituídos preventivamente são então submetidos a uma reautofretagem e colocados em operação novamente.

O comportamento da propagação de trinca, o cálculo de vida remanescente dado uma trinca pré-existente, além dos parâmetros da reautofretagem e a influência destes parâmetros na resistência a fadiga do tubo são alvo de estudo deste trabalho.

2. OBJETIVOS

Os objetivos deste trabalho podem ser divididos em duas partes. A primeira parte diz respeito ao tubo que perdeu a autofretagem ou tubo sem autofretagem, na segunda parte o objeto de estudo será o tubo autofretado.

Na primeira parte do trabalho, sobre tubos não autofretados, os resultados esperados são identificar o principal parâmetro operacional responsável pelo crescimento de trinca, profundidade máxima de trinca antes que ocorra o colapso, profundidade máxima de um defeito para que não ocorra propagação de trinca e estimativa de vida remanescente do tubo quando detectada uma trinca.

Os resultados esperados na segunda parte do trabalho, que diz respeito ao tubo autofretado, são, conhecimento do campo de tensões residuais gerado pela autofretagem e análise do campo de tensões do tubo autofretado submetido à pressão de operação. Além disso, será proposta de alteração nos parâmetros de autofretagem para que seja possível a reautofretagem mesmo existindo uma trinca pré-existente que não possa ser identificada pelo processo de correntes parasitas.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Estimulado pela indústria bélica no início do século vinte foi criado por um oficial da artilharia francesa o processo de autofretagem, este processo viria por substituir o processo de fretagem, que era até então empregado para aumento da resistência a pressões internas em canhões de batalha. O método até então utilizado, fretagem, constituiu-se basicamente em montar dois cilindros concêntricos sob interferência, isto gera um campo de tensões compressivas no cilindro interno, aumentando muito à resistência a fadiga dos canhões.

Porém o método de fretagem é limitado a canhões de pequeno porte, pois a montagem e o controle no nível de interferência tornam-se difíceis em canhões de grande comprimento. O método criado por Jacob em 1907 é baseado na variação de tensão existente na parede de cilindros espessos submetidos à pressão interna. Quando uma pressão interna é aplicada em um cilindro, as camadas mais internas são submetidas a tensões maiores que as camadas externas, Jacob se valendo deste fenômeno, propôs o processo que passaria a ser conhecido como autofretagem. Neste processo o tubo é submetido a uma pressão interna suficiente para atingir a tensão de escoamento somente nas camadas mais internas da parede do tubo, submetendo esta camada a uma deformação plástica permanente, assim quando a pressão for retirada, as camadas mais externas, não deformadas permanentemente, tendem a retornar a posição original, comprimindo as camadas internas deformadas permanentemente. Assim são geradas tensões residuais compressivas nas camadas internas e trativas nas externas.

A existência de um campo de tensões compressivas na parede interna de um tubo aumenta muito à resistência a fadiga do mesmo. O campo de tensões compressivo oriundo do processo de autofretagem, quando somado as tensões trativas geradas pela pressão de operação, resulta numa pressão efetiva nas camadas internas muito menor do que a tensão esperada para um tubo não autofretado para uma certa pressão de operação. Caso a tensão residual compressiva seja maior em módulo que a tensão trativa oriunda da pressão de operação, as camadas mais internas nunca estarão submetidas a tração, impossibilitando o crescimento de trincas através desta região.

Devido aos grandes benefícios gerados pelo processo de autofretagem, logo este processo foi levado a diversos campos da engenharia, com relevantes aplicações nas mais diversas áreas como aeroespacial, químico e petroquímico.

No campo petroquímico uma das mais importantes aplicações do processo de autofretagem é em reatores tipo tubular. Estes reatores, compostos por tubos em série, são amplamente utilizados em todo o mundo, principalmente em plantas de polietileno de baixa densidade. Geralmente estes reatores trabalham com pressões em torno de 300 MPa, nestes casos o principal modo de falha é o relaxamento das tensões residuais resultantes do processo de autofretagem e uma conseqüente propagação de trincas nos tubos.

Uma provável explicação para o relaxamento das tensões residuais é atribuída as freqüentes perdas de controle da reação, mundialmente conhecidas como decomposições. Quando ocorre uma decomposição os gases no interior do reator atingem temperaturas muito elevadas as quais diminuem a tensão de escoamento do material, provocando o relaxamento das tensões residuais.

Com a ausência das tensões residuais os tubos deixam de conter a camada compressiva na parede interna, assim a velocidade de propagação de defeitos aumenta muito. A falha se caracteriza quando as trincas atingem toda a espessura da parede do tubo, o que acarreta em um vazamento de produto e uma conseqüente inutilização do tubo, gerando uma parada da planta industrial para a troca do mesmo. Este evento se caracteriza como um dos eventos com maior custo de manutenção e perda de produção.

A propagação das trincas ocorre devido a presença de oscilações na pressão interna do reator, basicamente existem dois modos de variação de pressão, baixo e alto ciclo. A variação de baixo ciclo diz respeito às paradas e partidas da unidade onde a pressão interna vai de zero até a pressão de operação. A variação de pressão de alto ciclo é decorrente da continua variação de pressão no interior do reator, esta variação é fundamental para garantir o fluxo de resina e é conhecida como pulsação. A pulsação depende basicamente do tipo de polímero que esta sendo fabricado e é gerado por uma válvula geralmente instalada a jusante do reator e atinge valores de oscilação de pressão entre 10% e 20%.

No Rio Grande do Sul existem três plantas de polietileno de baixa densidade com tecnologia tubular, todas instaladas no pólo petroquímico de Triunfo. As equipes de engenharia responsáveis realizaram ou encomendaram uma série de estudos e relatórios que foram utilizados neste trabalho.

3.1 Campo de tensões residuais provenientes da autofretagem

Um estudo detalhado do campo de tensões provenientes do processo de autofretagem em tubos de reatores é apresentado em trabalho de dissertação de mestrado de Bueno, 1997. Neste trabalho, o autor testa uma série de métodos de cálculo para se obter os valores das tensões residuais provenientes da autofretagem, e compara os valores obtidos com resultados experimentais. É recomendado neste trabalho, para o cálculo das tensões residuais o uso do método apresentado por Timoshenko, 1977 desde que aplicado utilizando o critério de Von Misses.

O método de Timoshenko [Timoshenko, 1977] considera que o material do cilindro segue a lei de Hooke e considera um comportamento elástico perfeitamente plástico, ou seja, que o escoamento ocorre sobre uma tensão constante. A pressão interna necessária para produzir uma plastificação permanente de uma camada de profundidade de raio C é dada por:

$$P' = -2 \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_{eq} \ln \left(\frac{a}{C} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_{eq}(b^2 - C^2)}{b^2} \quad (3.1)$$

Onde "P'" é a pressão de autofretagem para produzir uma deformação plástica permanente até o raio "C" do cilindro, "a" e "b" são respectivamente raios interno e externo e σ_{eq} é a tensão equivalente de Von Misses. Como a superfície cilíndrica de raio "C" separa as regiões plástica e elástica, é neste ponto que ocorrerá a tensão máxima. A pressão radial "X" é a pressão que atua na interface elastoplástica comprimindo as camadas internas e tracionando as externas, a pressão "X" é dada por:

$$X = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_{eq}(b^2 - C^2)}{b^2} \quad (3.2)$$

As tensões obtidas na região elástica da parede são obtidas pelas equações a seguir:

$$\sigma_r = \frac{C^2 X}{b^2 - C^2} \left(1 - \frac{b^2}{R^2} \right) \quad e \quad \sigma_\theta = \frac{C^2 X}{b^2 - C^2} \left(1 + \frac{b^2}{R^2} \right) \quad (3.3)$$

Onde σ_r e σ_θ são iguais as tensões radial e circunferencial e "R" é um raio genérico. As tensões produzidas na região plástica do tubo, ou seja, onde "R" é menor que "C" são obtidas pelas equações:

$$\sigma_r = 2 \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_{eq} \ln \left(\frac{R}{C} \right) - \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_{eq}(b^2 - C^2)}{b^2} \quad e \quad \sigma_\theta = 2 \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_{eq} \ln \left(\frac{R}{C} \right) - \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_{eq}(b^2 + C^2)}{b^2} \quad (3.4)$$

Para se obter as tensões residuais após a retirada da pressão interna, os valores obtidos nas equações 3.3 e 3.4 devem ser subtraídos pelos valores obtidos nas seguintes equações:

$$\sigma_r = \frac{a^2 P'}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{R^2} \right) \quad e \quad \sigma_\theta = \frac{a^2 P'}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{R^2} \right) \quad (3.5)$$

As tensões residuais circunferenciais, após o processo de autofretagem apresentam valores compressivos nas camadas internas e trativos nas camadas externas. O aspecto esperado para o campo de tensões residuais em um tubo autofretado pode ser visto na figura 3.1.

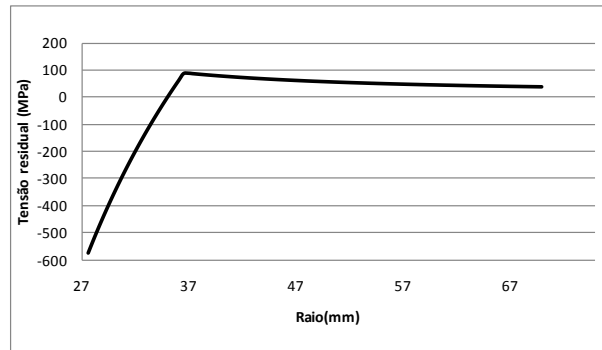


Figura 3.1 – Tensão residual devido autofretagem

Para se obter o campo de tensões durante operação do tubo, os valores da tensão residual devem ser somados aos valores obtidos pelas equações de Lamé para a pressão interna a qual o tubo está submetido.

Existem dois trabalhos que serão usados como referência para o cálculo das tensões residuais são eles Nordon, 1979 e Tomita, 1979. Nordon é a empresa responsável pelo projeto do reator em estudo, e no referido trabalho apresenta os cálculos para a pressão de autofretagem original.

3.2 Perda de autofretagem

Inicialmente quando as primeiras trincas começaram a aparecer acreditou-se que o metal do tubo poderia, devido às elevadas temperaturas, ter sofrido alguma modificação em suas propriedades originais. Esta hipótese foi descartada em um estudo realizado na época, ocasião em que se realizou a caracterização metalúrgica do material de um tubo trincado e não foi encontrada nenhuma diferença significativa nas propriedades físicas do material, quando comparado com as características originais do material.

A confirmação que existe perda de autofretagem foi alcançada em uma série de estudos realizados, nestes estudos uma parte do tubo trincado é submetida a uma análise de tensões residuais através do método de Sachs. Os resultados apontam claramente a perda das tensões residuais provenientes da autofretagem. Segundo relatórios, além de perder as tensões residuais compressivas provenientes da autofretagem os tubos trincados geralmente apresentam uma camada com tensões residuais trativas nas camadas mais internas do tubo [LAMEF, 2001]. Segue gráfico com o comportamento típico das tensões residuais de um tubo que perdeu autofretagem.

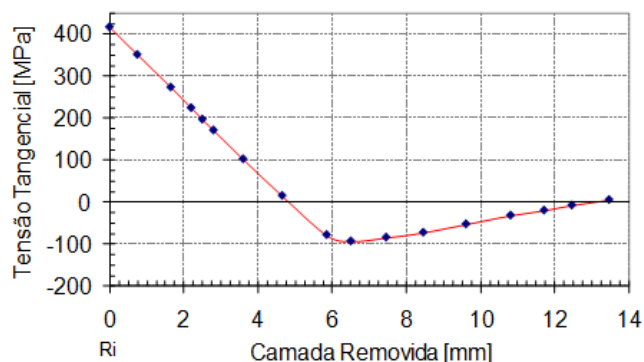


Figura 3.2 – Tensões residuais tubo que perdeu autofretagem [LAMEF, 2001].

É possível observar que não existe uma região de tensões residuais compressivas como era de se esperar em um tubo autofretado, o que torna evidente a perda de autofretagem. Assim torna-se possível a nucleação de defeitos na parede do tubo.

3.3 Mecânica da fratura

Existem basicamente duas abordagens no estudo de mecânica da fratura, mecânica da fratura linear elástica (MFLE) e mecânica da fratura elastoplástica (MFEP). A MFLE deve ser aplicada em casos onde a fratura ocorra sem atingir zonas de extensa deformação plástica. Já a MFEP é aplicada em casos onde a MFLE não atinge bons resultados pois ocorrem grandes deformações plásticas antes que ocorra a fratura.

A abordagem pela mecânica da fratura linear elástica visa estimar o campo de tensões na ponta da trinca através de um fator de intensidade de tensões K , este parâmetro é semelhante em qualquer carregamento que atenda as premissas da mecânica da fratura linear elástica. Ou seja, o fator de intensidade de tensões é governado pela geometria e pelo nível e modo do carregamento do componente trincado.

A mecânica da fratura linear elástica tenta relacionar o campo de tensões na ponta da trinca através da equação:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.6)$$

Onde K é o fator de intensidade de tensões, Y é o coeficiente geométrico e a é o comprimento da trinca. Esta fórmula generaliza as aplicações da mecânica da fratura linear elástica, onde para cada geometria específica existe um coeficiente geométrico que aproxima a solução do valor real.

Existe porém, para cada material, um valor crítico do fator de intensidade de tensões, este valor delimita a região de crescimento estável da trinca e aponta o tamanho crítico de trinca, a partir do qual a trinca cresce com comportamento é instável.

Existem estruturas que são projetadas de modo tal que não exista um tamanho crítico de trinca, ou seja, nunca atingem o valor crítico do fator de intensidade de tensões, este comportamento possibilita por exemplo em vasos de pressão, que a trinca progrida por toda a parede do componente estavelmente. Quando isto ocorre o projeto é conhecido como LBB, do inglês, *leak before break*, traduzindo, vasa antes de quebrar, isto significa que a trinca progredirá por toda a parede do vaso estavelmente e iniciará um vazamento sem que ocorra um colapso completo do componente.

O método clássico apresenta resultados satisfatórios apenas para geometrias simples como, por exemplo, em placas planas e com tensão constante e aplicada remotamente. A equação clássica da MFLE como ela é apresentada, não apresenta boa solução para tubos de paredes espessas, pois nestes casos existe uma variação de tensão em função do raio do tubo, além de um efeito da curvatura do material. Para solucionar este problema uma série de soluções especiais foram criadas para tubos de paredes espessas com trincas de formato semi-elípticas, usualmente encontradas em tubos de reatores.

O método da função peso [Zheng et al, 1997] e a equação de Newman-Raju [Yonn et al, 2003] serão utilizados neste trabalho.

O método da função peso considera a variação do campo de tensões e da geometria em diversos coeficientes, este método pode apresentar resultados para K em qualquer ponto da ponta da trinca, seja ele o mais profundo “ a ” ou no raio interno do tubo “ b ”. A Figura 3.3 demonstra a notação utilizada.

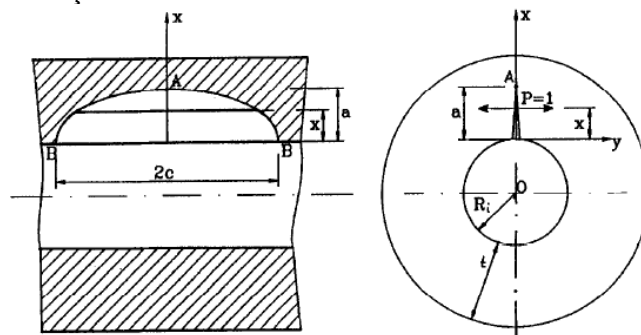


Figura 3.3 – Notação geométrica utilizada [Zheng et al, 1994].

A equação principal do método da função peso é a seguinte.

$$K_a = \int_0^a m_a(x, a) \sigma(x) dx \quad (3.7)$$

Onde m_a é o coeficiente que é função de “x” que é a coordenada geométrica, “a” é a profundidade e σ é a tensão aplicada em função da coordenada geométrica.

A função peso por abranger soluções em tubos de parede espessa, leva em conta o efeito da pressão interna nas superfícies da trinca, este fenômeno deve ser somado ao campo de tensões originais, a figura 3.4 apresenta um desenho esquemático da atuação da pressão interna na superfície da trinca e sua influencia no campo de tensões.

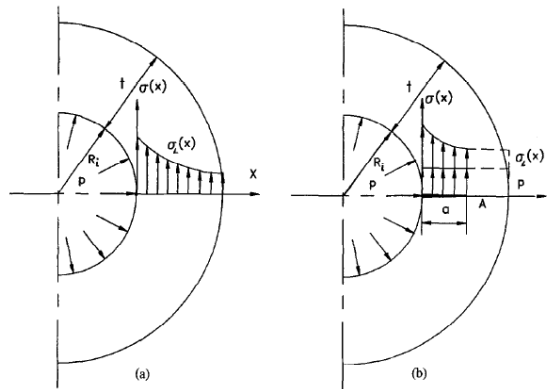


Figura 3.4 – (a) Distribuição de tensão circunferencial em cilindro de parede espessa, (b) Distribuição de tensão circunferencial em cilindro de parede espessa trincado [Zheng et al, 1994].

Devido ao enorme número de cálculos de coeficientes e de tabelas necessárias para a aplicação da função peso, o cálculo manual torna-se muito demorado. Existem alguns softwares que apresentam soluções para o fator de intensidade de tensões baseados na função peso, neste trabalho o software usado será NASGRO desenvolvido pela NASA, 2001.

Maiores detalhes sobre aplicação da função peso e a comprovação de sua eficácia são apresentados por Zheng et al, 1994, onde são detalhados os coeficientes da função e comparados resultados de simulação numérica com os obtidos com a função peso.

Zhu et al, 1998, apresenta um artigo onde tubos de reatores são submetidos a testes de fadiga, neste artigo após comparação de resultados teóricos com experimentais, é recomendado para o cálculo de coeficiente de intensidade de tensões a equação empírica de Newman-Raju [Newman et al, 1981]. Esta equação leva em conta uma série de fatores e tem a seguinte forma:

$$K = \frac{PR}{t} \sqrt{\pi \frac{a}{Q} F\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{R}{t}, \theta\right)} \quad (3.8)$$

Onde P é a pressão interna, R é o raio interno, t é a espessura da parede, a é a profundidade da trinca, c é a largura da trinca, θ é o ângulo em relação a um ponto no centro da trinca semi-elíptica e F e Q são coeficientes que dependem da geometria do tubo. Maiores detalhes sobre os coeficientes são encontrados em Yoon et al, 2003.

A razão entre a profundidade e largura da trinca (a/c), é muito importante em ambos os métodos apresentados. Hertzberg, R. W., 1937, sugere que no decorrer do crescimento de trincas semi-elípticas este valor tende a se estabilizar em 0,72. Assim neste trabalho o valor de a/c será sempre considerado como 0,72.

Os métodos apresentados acima possibilitam o uso da MFLE mesmo em aplicações que normalmente só seriam possível pela mecânica da fratura elastoplástica.

3.5 Fadiga aplicada a mecânica da fratura

A partir da década de 60 passou a existir uma preocupação com os processos de crescimento de trinca na região sub-crítica, K menor que K_c . Assim surgiu a necessidade de relacionar a taxa de crescimento de trinca por fadiga com o fator de intensidade de tensões, em 1963 Paris e Erdogan apresentaram uma equação capaz de relacionar estas grandezas. A equação sugerida tem a seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.9)$$

A solução apresentada passou a ser conhecida como equação de Paris e caracteriza muito bem o crescimento de trinca na região intermediária, porém não dá uma boa previsão para a região de nucleação de trinca nem para quando os valores de K se aproximam de K_c , estas duas regiões apresentam grande influência da microestrutura, ambiente, tensão média e espessura. Uma curva típica da variação da taxa de crescimento de trinca por variação de K é apresentado na figura 3.6.

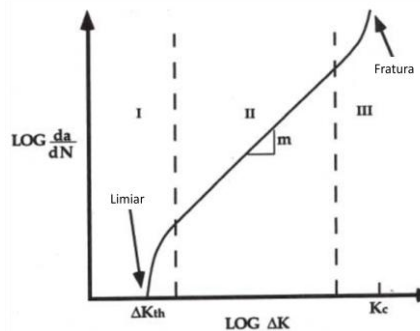


Figura 3.6 – Comportamento típico de crescimento de trinca por fadiga [Anderson, T. L., 1994]

A figura 3.6 apresenta o K_{th} , este coeficiente representa o limite de crescimento de trinca, ou seja, apresenta o valor de K para qual não ocorre propagação de trinca para um milhão de ciclos.

Existe uma preocupação em projetos submetidos a cargas variáveis para que o componente seja projetado de forma tal que não seja possível a nucleação de defeitos por fadiga, existem uma série de diagramas de falha que relacionam as tensões aplicadas ao componente com sua resistência a fadiga e apontam uma área no diagrama onde não é esperada a propagação de defeitos pelo mecanismo de fadiga. A figura 3.7 apresenta alguns destes diagramas.

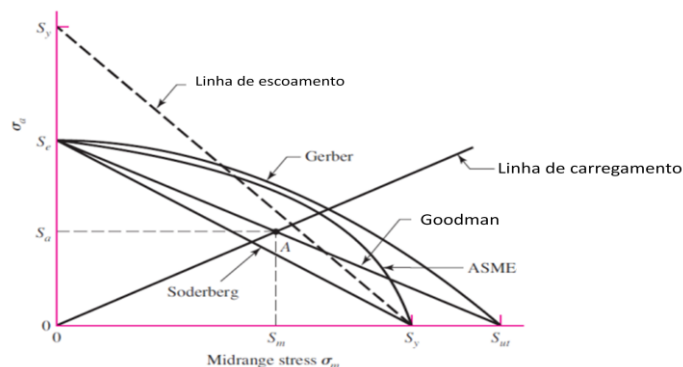


Figura 3.7 – Diagramas de falha [Shigley et al, 2001]

Neste trabalho será utilizado como critério de falha a parábola de Gerber, pois este método representa mais fielmente os resultados práticos. A parábola de Gerber é dada pela

equação a seguir. O critério classifica como seguro o projeto que tem seu ponto de operação abaixo da parábola de Gerber.

$$\frac{\sigma_a}{S_e} + \left(\frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right)^2 = 1 \quad (3.10)$$

Onde σ_a é a tensão alternada, σ_m a tensão média, S_e é a tensão limite de resistência à fadiga e S_{ut} a tensão de ruptura. A tensão média é obtido pela media das tensões provocadas pela variação de carga, e a tensão alternada é a metade do “degrau” de tensão que o componente esta submetido durante o carregamento variável. Já a tensão limite de resistência à fadiga é obtida multiplicando a tensão de ruptura com uma série de fatores que levam em conta características do componente como, por exemplo, qualidade do acabamento da superfície, temperatura, tipo de carregamento entre outros. Mais informações sobre a aplicação do critério da parábola de Gerber é encontrado em Shigley et al, 2001.

4. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA

O problema a ser resolvido neste trabalho é referente aos tubos autofretados de um reator tubular, tais tubos são confeccionados em aço AISI 4333 M6 temperado e revenido a 600°C, com diâmetro externo de 140 mm e interno de 55 mm. As propriedades químicas e físicas do material são apresentadas nas tabelas 4.1 e 4.2. O processo de fabricação do diâmetro interno é respectivamente, pré usinagem e depois brunimento a frio, após a usinagem e o tratamento térmico o tubo é então submetido ao processo de autofretagem.

Tabela 4.1 – Composição Química AISI 4333 M6

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Pb	Sn
AISI	0,3	0,2	0,7	0,03	0,03	0,8	0,5	2	0,01	0,01
4333-M6	0,37	0,35	1	max	max	1,2	0,65	2,5	max	max

Tabela 4.2 – Propriedades físicas AISI 4333 M6

	Tensão de Escoamento	Tensão de Ruptura	Tenacidade a fratura(Kic)	Kth	Coeficientes de Paris
25°C	937,7 MPa	1034,3 MPa	98,85 MPa.m ^{1/2}	7,575 MPa.m ^{1/2}	C
350°C	758,5 MPa	965,3 MPa	-	-	m

A pressão de operação no interior de reator é de 274,58 MPa(2800 kgf/cm²) e a temperatura média de operação é de 350°C, a variação de pressão em paradas de planta vai de zero até 274 MPa, acontecem em média 40 paradas de produção por ano. A variação de pressão devido à pulsação será de aproximadamente 16%, ou seja, uma variação na pressão interna que varia de uma pressão mínima de 235 MPa até uma máxima de 274,58 MPa, esta variação ocorre a cada 15 segundos. Definir o impacto destes mecanismos na propagação de trinca no interior do tubo, e uma projeção de vida remanescente dado um tamanho de trinca são alguns dos objetivos deste trabalho.

Os tubos são submetidos ao processo de autofretagem, a pressão original de autofretagem é de 730 MPa e foi recomendada pela empresa projetista do reator[Nordon, 1979], porém desde o ano de 2000 a pressão de autofretagem foi alterada para 607 MPa. Acreditava-se na época que uma redução na pressão de autofretagem e uma conseqüente redução das tensões residuais compressivas poderiam retardar o processo de perda de autofretagem. A autofretagem nestes tubos deve apresentar tensões residuais compressivas suficientes para que quando o tubo for submetido à pressão de operação ainda exista uma tensão efetiva compressiva na parede interna do tubo, impedindo assim a propagação de defeitos. Uma análise do campo de tensões residuais produzidos pela autofretagem, e a interação deste campo com o campo de tensões oriundo da pressão interna de operação, é apresentada neste trabalho.

Após um estudo estatístico das falhas passou a existir um programa de substituição preventiva dos tubos, estes quando retirados preventivamente de operação são submetidos ao processo de reautofretagem e colocados em operação. Todo tubo submetido ao processo de reautofretagem deve passar primeiro pelo processo de inspeção não destrutivo de correntes parasitas, este método é capaz de detectar trincas de até dois milímetros de comprimento. Só depois de aprovado no teste de correntes parasitas o tubo é reautofretado, com a mesma pressão usada na autofretagem.

Porém, alguns tubos reinstalados em pouco tempo de operação apresentaram falhas. Foi desenvolvido então um trabalho de análise de tensões residuais nos tubos reautofretados trincados, e foi observado que alguns tubos que apresentaram falha ainda mantinham as tensões residuais compressivas. A explicação para estes eventos é dada pela teoria de que os tubos reautofretados poderiam conter trincas pré-existentes menores que 2 mm, porém maiores que a camada compressiva efetiva durante a operação. Assim é possível que a trinca continue a propagar mesmo após a reautofretagem. A eficiência do método de inspeção em evitar detectar trincas que possam propagar mesmo após a reautofretagem é um dos objetivos do trabalho.

O modo de falha mais comum nos tubos é a propagação de trincas por toda a parede do tubo durante a operação, caracterizando uma condição onde o vazamento ocorre antes sem que ocorra colapso completo do componente, pois a trinca progride por toda a espessura de forma estável, sem atingir uma condição crítica.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Tubo sem autofretagem

Primeiramente será analisado o tubo sem autofretagem. O campo de tensões regido pela equação de Lamé quando o tubo é submetido a pressão interna de 274,58 MPa em relação a espessura da parede pode ser observado na figura 5.1, a tensão equivalente de Von Mises também é apresentado na figura 5.1.

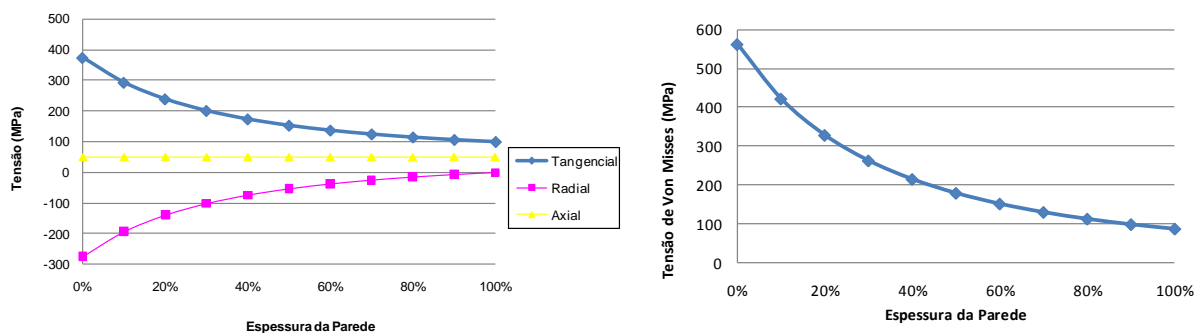


Figura 5.1 – Comportamento do campo de tensões (esquerda), tensão equivalente de Von Mises (direita)

Analisando o comportamento do campo de tensões em relação a espessura do tubo nota-se que o ponto mais solicitado é o ponto junto ao raio interno. Aplicando o critério de fadiga de Gerber neste ponto, Figura 5.2, para a condição de variação de pressão de zero até 274 MPa existe a possibilidade de propagação de defeitos por fadiga. Já na condição da variação de pressão devido a pulsação entre 274 e 235 MPa o ponto de operação fica na zona segura do critério de falha, ou seja, é improvável nucleação de defeitos devido a variação de pressão oriunda da pulsação.

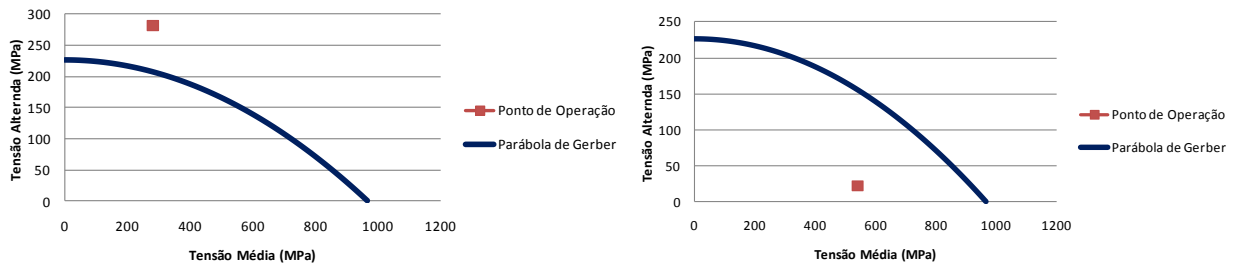


Figura 5.2 –Critério de falha de Gerber, variação de pressão zero a 274 (esquerda), variação de pressão de 274 a 235 MPa (direita).

É possível concluir, portanto, que não é possível que exista algum fator externo que inicie um defeito, como por exemplo corrosão ou um defeito de fabricação, o fenômeno responsável pela nucleação de defeitos é a variação de pressão de zero até a pressão média de operação. Isto não quer dizer que a pulsação não tenha importância no crescimento de trinca, ele apenas não é capaz, sem que exista um evento externo, de iniciar a nucleação de um defeito em um tubo não autofretado.

Geralmente as trincas se apresentam na direção longitudinal do tubo, assim somente a tensão tangencial tem influência na abertura de trinca, e será a única considerada para o cálculo do fator de intensidade de tensões. A variação do fator de intensidade de tensões com o aumento de trinca, variando de zero até a espessura total, é observada na Figura 5.3.

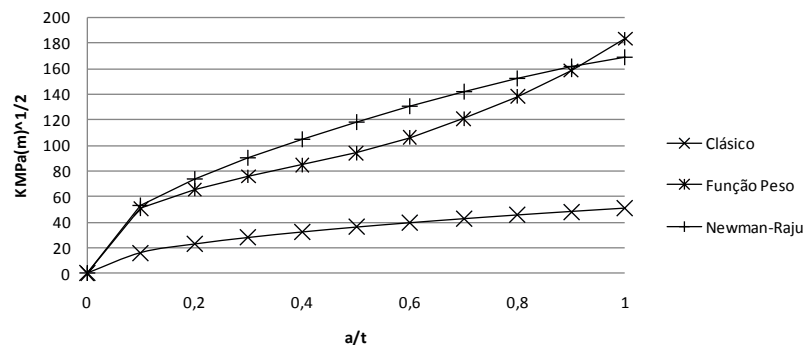


Figura 5.3 – Fator de intensidade de tensões

É possível observar que os valores para o fator de intensidade de tensões são muito parecidos se comparados os métodos da função peso e da equação de Newman-Raju. O método clássico apresenta valores consideravelmente menores, isto se deve as particularidades de geometria e de campo de tensões presentes em um tubo sob pressão interna, mas principalmente devido a ação da pressão na superfície da trinca, Figura 3.4, que não são levados em conta no método clássico, mas considerado nos outros dois métodos apresentados.

O método utilizado neste trabalho para cálculo do fator de intensidade de tensões será a equação de Newman-Raju, pois apresenta valores mais próximos dos obtidos experimentalmente por Zhu et al, 1998 para tubos similares aos estudados neste trabalho, além de estar a favor da segurança quando comparado ao método da função peso.

Nota-se que o fator de intensidade de tensões atinge valores altos para trincas com grande comprimento, quando o comprimento da trinca é igual à espessura, atinge máximo de $168 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Este valor é maior que o valor crítico de $98 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ para o material a 25°C . Levando em conta este valor para K_{IC} deveria existir um tamanho crítico de trinca e a falha deveria ser caracterizada pelo colapso total do componente. Tal comportamento não é observado na prática devido à variação do valor de K_{IC} com a temperatura, a temperatura de operação é de 350°C .

Quando não é possível obter experimentalmente o valor de K_{IC} na temperatura de operação, o código API, 2000 sugere o uso de um diagrama conservativo, apresentado pela ASME, para se estimar o este valor em uma dada temperatura. Este diagrama, apresentado na Figura 5.4, relaciona o valor de K_{IC} com a diferença entre a temperatura de operação e de referência. É esperado que todos os aços apresentem a mesma forma de curva, assim é possível desenhar a curva provável para o aço AISI 4333 M6.

A temperatura de referência para o material em questão é -73°C , e é conhecido o valor de K_{IC} na temperatura de 25°C , assim, traçando a possível curva nota-se que o K_{IC} realmente apresenta uma grande variação com a temperatura, e na temperatura de operação atinge o valor de $220 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

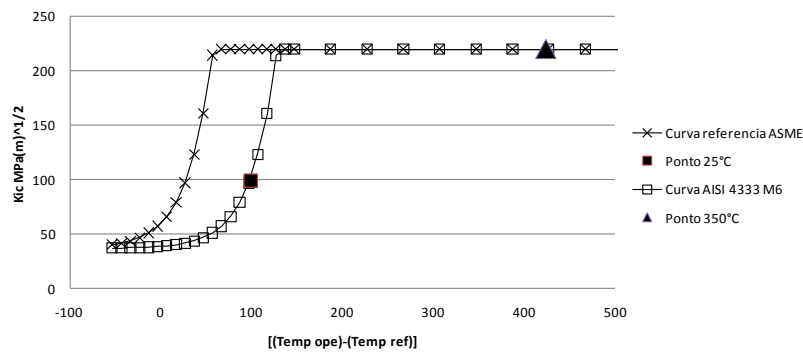


Figura 5.4 – Variação do K_{IC} em função da temperatura

Considerando o valor de K_{IC} igual a $220 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ para temperatura de operação, é comprovado o comportamento de propagação estável da trinca por toda a parede do tubo, pois não existe um valor crítico de trinca na temperatura de operação, já que o máximo valor de K encontrado, $168 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, é menor que o valor esperado para K_{IC} na temperatura de operação.

Considerando o valor de K_{th} como $7,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ o comprimento máximo de trinca para que não ocorra propagação é de 0,07 milímetros, pois a partir deste comprimento o valor de K é maior que 7,5.

O crescimento de trinca é regido pela equação de Paris. Na aplicação em estudo neste trabalho, os tubos são submetidos a variações de carga de alto e baixo ciclo. Portanto é necessário analisar a propagação de trinca isoladamente para cada um dos modos e definir o de maior relevância para determinar a falha do componente.

O cálculo de número de ciclos restantes até a falha do tubo, dado uma profundidade inicial de trinca pode ser obtido manipulando a equação 3.9, e apresenta a seguinte forma:

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C(K_{max}(a) - K_{min}(a))^m} \quad (5.1)$$

onde N_f é o número restante de ciclos, a_0 e a_f são a profundidade inicial e final de trinca, C e m são os coeficientes de Paris para o material e K_{max} e K_{min} são os valores do fator de intensidade de tensões em função de uma determinada profundidade de trinca.

Para conhecer qual das variações de carga, alto ou baixo ciclo, tem maior relevância na propagação de trinca, ambos os casos serão estudados com o mesmo valor inicial de trinca de 4,5 mm. Como o tubo apresenta comportamento de propagação estável para qualquer tamanho de trinca, a profundidade final de trinca é igual a espessura da parede do tubo. Os resultados são apresentados na Tabela 5.1. A Figura 5.5 apresenta as funções de K que serão utilizadas para os cálculos de vida remanescente em ambos os casos, e exemplifica graficamente a diferença entre K_{max} e K_{min} para um determinado tamanho de trinca.

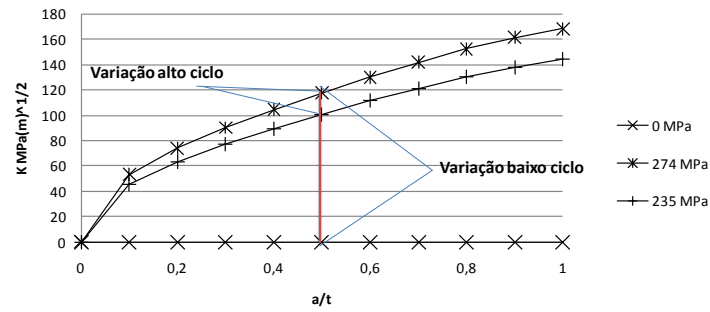


Figura 5.5 – Valores de K em função da pressão interna

Tabela 5.1 – Resultados da equação de Paris

	Número de ciclos até a falha	Ciclos por ano	Vida remanescente (anos)
Baixo Ciclo	11.745	40	294
Alto Ciclo	2.783.670	2.102.400	1,32

É possível observar na tabela 5.1 que a vida remanescente é muito menor quando é levada em conta a variação de carga de alto ciclo, assim é possível concluir que a pulsação, responsável pela variação de alto ciclo, é o fenômeno mais relevante na propagação de trincas no reator, e será o único fator levado em conta para cálculo da vida remanescente, já que a propagação de trinca devido às paradas e partidas, baixo ciclo, é insignificante.

O valor de a_0 é determinado pela profundidade de trinca encontrada por algum método de inspeção não destrutivo, e a partir de qual se deseja conhecer a vida remanescente. A figura 5.6 apresenta a função que relaciona a estimativa da vida remanescente, em anos, em relação a profundidade de trinca inicial.

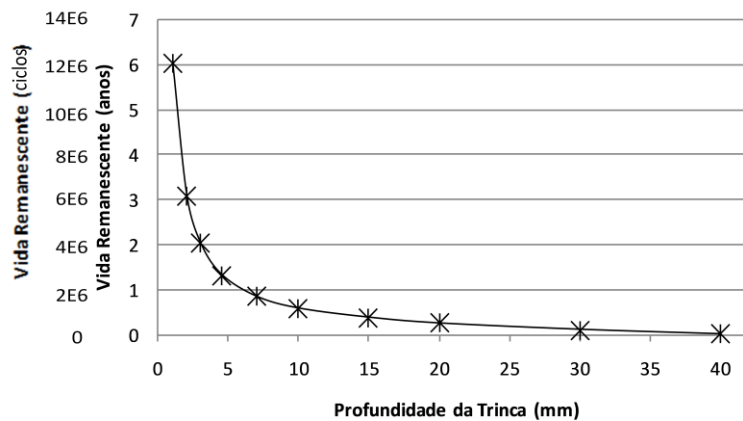


Figura 5.6 – Vida remanescente

A função apresentada na Figura 5.6 pode ser aplicada perfeitamente em tubos não autofretados, porém, na prática, será necessário prever a vida remanescente de tubos que perderam a autofretagem.

Tubos que perderam a autofretagem são praticamente iguais a tubos que nunca foram autofretados, a única diferença é a camada de tensões residuais trativas que geralmente é encontrada em tubos que perderam autofretagem em operação, conforme Figura 3.2. Esta camada apresenta tensões residuais trativas, geralmente da ordem de 400 a 300 MPa, que se estende até a profundidade de 4 mm. Assim, é esperado para um tubo que perdeu a autofretagem que o crescimento de trinca na região até 4 mm de profundidade seja muito rápido. Para trincas mais profundas a função apresentada na Figura 5.6 apresenta uma boa solução.

Existe um controle da troca de tubos no reator, onde é possível detectar historicamente a existência de uma região crítica a partir da metade do reator, onde ocorreram 80% das falhas registradas até hoje, a Figura 5.7 apresenta o número de falhas de cada tubo em função da sua posição física no reator.

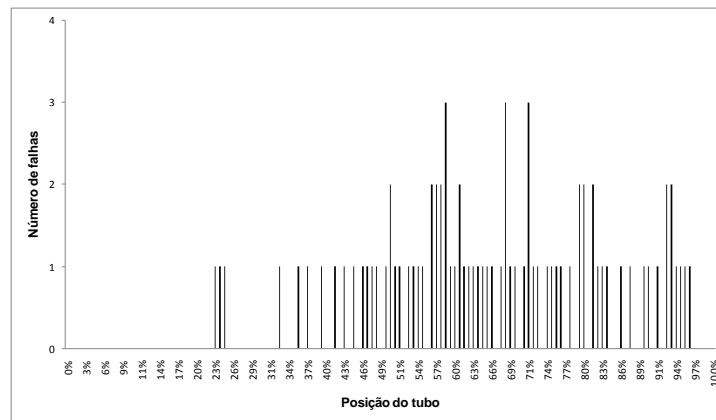


Figura 5.7– Histórico de falhas

O modo de controle da variação de pressão de alto ciclo, onde a medição de pressão é tomada no início do reator e a válvula de controle posicionada no fim, proporciona uma perda de carga entre o elemento sensor de pressão e a válvula. Assim, existe uma variação na pressão mínima ao longo do reator, ou seja, durante a operação os tubos mais ao final do reator estão submetidos a uma variação maior de pressão quando comparados com os tubos montados no início do reator.

Os resultados apresentados na tabela 5.1 comprovam que a variação de alto ciclo é a grande responsável pela propagação das trincas nos tubos. Segundo a equação 5.1 quanto maior for a variação de pressão, mantendo-se a mesma frequência de aplicação, menor será a vida do componente. Este fato somado a maior ocorrência de perda de autofretagem na metade final do reator, são os grandes responsáveis pela existência de uma região crítica de falhas no reator.

5.2 Tubo autofretado

Os campos de tensões tangenciais residuais provenientes de autofretagem, para as pressões de autofretagem de 607 e 730 MPa podem ser observados na Figura 5.7(esq.). Originalmente os tubos eram autofretados com uma pressão de 730 MPa, mas após um estudo a pressão de autofretagem foi alterada para 607 MPa. Os valores apresentados na Figura 5.7(esq.) são coerentes com duas diferentes fontes para cálculo de autofretagem Nordon, 1979 e Tomita, 1979.

Para os cálculos da tensão residual deve ser utilizado o valor de tensão de escoamento a 25°C, já que o processo de autofretagem acontece à temperatura ambiente.

O somatório das tensões tangenciais residuais oriundas do processo de autofretagem, com as tensões tangenciais resultantes da aplicação da pressão de operação, 274 MPa, para ambas as pressões de autofretagem podem ser vistos na figura 5.7(dir.).

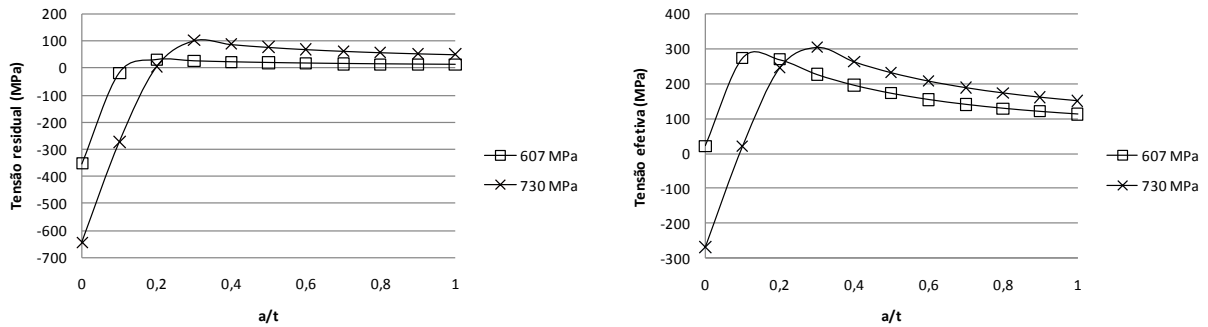


Figura 5.7 – Campo de tensões, tensões residuais autofretagem(esquerda), tensões efetivas(direita)

É possível observar que para a pressão de autofretagem de 607 MPa, quando aplicada a pressão de operação, a tensão efetiva na parede interna do tubo não é compressiva, mas levemente trativa. Já para a pressão de autofretagem de 730 MPa a tensão efetiva é compressiva até aproximadamente 3,8 milímetros de profundidade, este fenômeno evita que possíveis defeitos progridam, pois nesta região a tensão tangencial é sempre compressiva, mesmo durante a operação.

O ponto mais solicitado em um tubo autofretado é a interface elastoplástica. Este ponto é o raio do tubo onde durante a autofretagem é atingida a tensão de escoamento, este ponto delimita a região de deformação plástica permanente e a região de deformação elástica, o valor do raio da interface elastoplástica é obtido pela manipulação da equação 3.1.

Aplicando o critério de falha de Gerber para a interface elastoplástica, com a variação de pressão de zero até a pressão de operação levando em conta a tensão equivalente de Von Misses, é possível observar na Figura 5.8 que para ambas as pressões de autofretagem usadas o ponto de operação fica na região segura do diagrama, assim não é esperado a nucleação de defeitos nesta região.

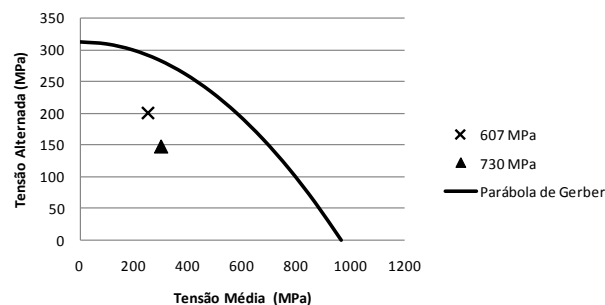


Figura 5.8 – Parábola de Gerber interface elastoplástica

Não é esperado então, que um tubo autofretado nucleie um defeito para ambas as pressões de autofretagem. Porém, no caso de reautofretagem, o defeito pode ter ocorrido durante a operação após a perda de autofretagem, e quando o tubo é submetido ao método de inspeção, que precede a reautofretagem, a trinca ainda é inferior ao tamanho mínimo detectado, dois milímetros.

No caso da pressão de autofretagem de 730 MPa trincas inferiores a dois milímetros não progridem, pois esta região sempre estará submetida a compressão. Já para pressão de autofretagem de 607 MPa, trincas de qualquer tamanho, inclusive inferiores a 2 mm, progridem mesmo que lentamente, pois neste caso não existe uma tensão efetiva sempre compressiva na parede interna do tubo.

Assim não é recomendada a reautofretagem com a pressão de 607 MPa, pois um defeito preexistente, ao não ser identificado pelo método de inspeção utilizado, pode progredir durante a operação, levando o tubo a falha.

No passado a pressão de autofretagem foi alterada de 730 para 607 MPa, a justificativa para esta alteração foi baseada na teoria de que para uma menor tensão

compressiva residual a perda de autofretagem seja mais lenta. Assim a pressão de autofretagem ideal deve ser a menor possível, desde que apresente uma camada residual suficiente para manter em operação uma camada compressiva mínima igual a capacidade de detecção do método de inspeção, no caso dois milímetros.

A pressão de mínima de autofretagem que garante que defeitos que por ventura poderiam progredir sejam detectados pelo método de inspeção atualmente utilizado é de 675 MPa.

6. CONCLUSÕES

Analisando os resultados expostos neste trabalho é possível concluir sobre o tubo sem autofretagem:

O principal parâmetro operacional responsável pelo crescimento de trinca é a variação de pressão gerada pela pulsação. Foi possível comprovar que o tempo de vida remanescente para um tubo com uma trinca inicial de 4,5 mm é de um pouco mais de um ano (2.102.400 ciclos).

O tubo não apresenta um tamanho crítico de trinca, caracterizando um comportamento estável de propagação de trinca por toda a parede do tubo.

A profundidade máxima de defeito para que não ocorra propagação é de 0,07 milímetros.

Foi possível obter uma função que representa a vida remanescente do componente sendo detectada uma trinca no tubo não autofretado. Também foi obtida uma previsão de vida remanescente para tubos que perderam a autofretagem, desde que a trinca seja maior que quatro milímetros.

Sobre o tubo autofretado podemos concluir:

Foi possível obter o campo de tensões residuais gerado pela pressão de autofretagem.

Foi obtido o campo de tensões atuantes no tubo autofretado quando é aplicada a pressão de operação.

A pressão de autofretagem de 607 MPa não é suficiente para evitar a propagação de trincas, pois não garante uma tensão efetiva compressiva durante a operação do tubo.

A pressão de autofretagem que impossibilita a propagação de trincas preexistentes que não podem ser detectadas pelo método de inspeção é de 675 MPa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- API, “**Fitness-for-Service - Recommended Practice 579**”, 2000.
- ASTM Committee E-24, “**Fracture Mechanics**”, Philadelphia, vol 7, 1986.
- Anderson, T. L. “**Fracture Mechanics – Fundamentals and Application**”, CRC, Second Edition, 1994.
- Budden, 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 pp. 895-903, 2000.
- Bueno, Antonio F. B., “**Avaliação da Autofretagem de Tubos**”. Tese de mestrado UFRGS, 1997.
- Dieter, E. George, “**Mechanical Metallurgy**”, McGraw-Hill, 2001.
- Hertzberg, Richard W. , “**Deformation and fracture mechanics of engineering materials**”, J. Wiley, fourth edition, 1996.
- LAMEF, “**LAMEF 265/2001 - Análise de tensões residuais remanescentes no reator tubular, Segmento 91**”, 2001
- Moura Branco C., Augusto Fernandes A., Tavares de Castro M. S. P. “**Fadiga de Estruturas Soldadas**”, Fundação Calouste Gulbenkioan, 2ª edição, 1999.
- Newman, J.C., Raju, I. S., “**Stress intensity factors for internal surface cracks in cylindrical pressure vessels**”. J Pressure Vessel Technol Trans, 1980
- Nordon, “**Calculation Sheet for Autofrettage**”, 1979.
- NASA, “**Fatigue Crack Grow Computer Program – Reference Manual**”, 2001.
- Pacheco, J. L., “**Desenvolvimento de Metodologia Para Avaliação da Interação Fadiga e Fluência em Aço Api p22**”, Tese para obtenção do título de Doutor UFRGS, 2001.
- SAE Fatigue Design and Evaluation. “**SAE fatigue design handbook**”, Warrendale, 3rd edition, 1997.
- Shigley E. Joseph, Mischke R. Charles. “**Mechanical Engineering Design**”, McGrawHill,sixth edition, 2001.
- Tarnowski, A. Gabriel, “**Determinação da Pressão de Colapso em Tubos Api 5L x56 Aplicando o Método R6**”, Tese de mestrado UFRGS, 2003.
- Timoshenko, S. P., “**Resistência dos Materiais Vol. 2**”, Livros Técnicos e Científicos Editora, 1977.
- Tomita, “**Introduction to the stress analysis of partially yielded thick walled cylinder**”, 1979
- Yoon, K. B., Park, T. G., Saxena, A., “**Creep crack grow analysis of elliptic surface cracks in pressure vessels**” International Journal of Pressure Vessels and Piping 80 pp 465-479, 2003.

Zheng, X. J., Glinka G., Dubey, R. N. **“Calculation of Stress Intensity Factors for Semielliptical Cracks in a Thick-Wall Cylinder”** International Journal of Pressure Vessels and Piping 62 pp 249-258, 1995.

Zheng, X. J., Kiciak, A., Glinka, G. **“Weight Functions and Stress Intensity Factors for Internal Surface Semi-Elliptical Crack in Thick-Walled Cylinder”**, Engineering Fracture Mechanics Vol. 58 No. 3 pp. 207-221, 1997

Zhu, L., Tao, X.Y., Cengdian, Liu, **“Fatigue Strength and Crack Propagation Live Of In-Service High Pressure Tubular Reactor Under Residual Stress”**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 75 871-877, 1998.