



INTERAÇÃO FADIGA - FLUÊNCIA EM AÇO API P22 PRÉ-TRINCADO

Joyson Luiz Pacheco

Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)
Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul (PUCRS)
Rua Sarmento Leite 425, Porto alegre, RS.
joyson@mecanica.ufrgs.br

Resumo. Componentes de sistemas mecânicos como tubulações, geradores de vapor, caldeiras, vasos de pressão, turbinas a gás e a vapor, estão sujeitos a interação fadiga-fluência assistida por defeito. É objetivo do deste trabalho estabelecer metodologia experimental que ampare resultados de modelagem teórica para a previsão de vida e análise de integridade estrutural. São descritos testes da mecânica da fratura. Os ensaios foram realizados baseados na norma ASTM E – 399. Calculou-se o parâmetro $(C_t)_m$ em função de $(da/dt)_m$ para o material novo e para o material usado. Conseguiu-se separar as contribuições para o crescimento de trinca devido à fadiga da parcela devido à fluência. Conclui-se que não é possível avaliar a integridade estrutural ou o tempo de vida baseados em testes de fadiga e ou de fluência realizados isoladamente: há necessidade de execução de testes específicos de interação fadiga-fluência.

Palavras chave: fadiga, fluência, fadiga-fluência, mecânica da fratura em alta temperatura

1 - INTRODUÇÃO

A integridade estrutural de componentes que operem em alta temperatura como caldeiras, turbinas, geradores de vapor, tubulações de alta pressão, trocadores de calor, válvulas, compressores, etc..., sujeitos em serviço à interação dos fenômenos de fadiga e fluência, são auxiliares importantes para:

a) Impedir poluição, decorrente de vazamentos acidentais, podendo haver contaminação do solo, água de rios e fontes e atmosfera.

b) Evitar perdas humanas eventualmente registráveis em acidentes, resultando em invalidez temporária ou permanente e óbitos.

c) Evitar lucro cessante ocasionado por acidentes catastróficos que produzam longos tempos de inoperância das plantas.

Muito pouco se conhece sobre as propriedades mecânicas dependentes do tempo dos aços estruturais empregados em alta temperatura. Principalmente aquelas envolvendo a interação fadiga-fluência na presença de defeitos. A interação fadiga-fluência assistida por defeito é um novo fenômeno, diferente da fluência e diferente da fadiga e que existe em muitos componentes em serviço. Em função da combinação da pressão interna e suas flutuações e exposição a temperaturas elevadas, as tubulações de vapor estão sujeitas a danos provocados por fadiga, fluência e interação fadiga-fluência. Potencialmente as falhas em tubos de vapor podem resultar de crescimento de trincas em temperaturas elevadas a partir de defeitos de fabricação. Em particular os cordões de solda de tubos de vapor estão propensos à falhas por trincamento ao longo da linha de fusão (local com maior probabilidade de conter trincas). Desta forma as taxas de propagação de trinca na fadiga, fluência e na interação fadiga-fluência são importantes dados de entrada nos modelos para a

previsão de vida remanescente de tubulações de vapor em temperaturas elevadas (Liaw e Saxena, 1992).

O aço API P22 estudado é empregado na indústria petroquímica, geralmente em superaquecedores e coletores de vapor de caldeiras flamotubulares, casco de reatores de hidrocraqueamento e tubos de condução de vapor de alta pressão. Pretende-se, comparar o desempenho do aço API P22 usado com o do API P22 novo, em testes de interação fadiga-fluência, em mesma temperatura (811 K), para valores iniciais de variação do fator de intensidade de tensões (ΔK) de 21; 25; e 29 MPa \sqrt{m} e com carregamento em forma de onda trapezoidal com tempos de espera variando de zero (fadiga); 10, 100, 1000 e 10.000 segundos (fadiga-fluência) e ∞ no caso da fluência (carga constante no tempo). Foi adotada a razão de carregamento em fadiga $R = (K_{min}/K_{max}) = 0,1$, e para fluência $K = K_{max} = \Delta K / (1 - R)$.

2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A característica mais marcante do fenômeno de fadiga-fluência é sem dúvida, a forma da onda de carregamento aplicada no componente que, para simular convenientemente as situações enfrentadas na prática, deve possuir uma parcela que permaneça durante algum tempo sob carregamento estacionário e, periodicamente, sofra um alívio de carga.

Neste particular cabe uma distinção proposta por James (1976): componentes que operem em elevadas temperaturas submetidos à vibrações cíclicas tem uma onda senoidal que representa satisfatoriamente o problema. No caso de componentes que após a partida estivessem submetidos a longos tempos na máxima tensão do ciclo e, periódica e/ou ocasionalmente sofressem um descarregamento desta tensão, a melhor onda para simular este efeito seria uma trapezoidal com um tempo de espera (t_e) na máxima tensão. Neste caso tem-se a interação de fenômenos de fluência (durante o tempo na máxima tensão) com os de fadiga (devidos aos ciclos de carregamento/descarregamento). Desta distinção, nota-se que a abordagem de fluência-fadiga resume-se a alguns componentes específicos que estejam submetidos a estas condições de trabalho, tais como tubos, reatores e vasos de pressão. Estas situações foram chamadas por Ohtani e Kitamura (1988) de “fluência cíclica”. No caso de ciclos ininterruptos, abordados satisfatoriamente por fadiga em elevadas temperaturas, na prática aplica-se principalmente em elementos girantes, entre os quais destacam-se as turbinas a vapor.

Em trabalho destinado a observar o efeito do tempo de espera na tensão de serviço, Min e Raj (1978) mostraram que algumas variáveis como o tamanho de grão e a frequência de ensaio apresentam na fadiga-fluência comportamento similar ao verificado em fluência ou em fadiga contínua. A similaridade do efeito destas variáveis na avaliação final dos ensaios é determinada pelo tempo de permanência na tensão atuante (t_e). No caso deste tempo de espera estar no regime compressivo, Min e Raj (1978) verificaram uma redução na taxa de crescimento de trincas. Isto é atribuído ao fechamento de microvazios e pontos tripos, tidos como responsáveis pelo aumento de taxas de propagação em fluência. Nos tempos de espera trativos (Shahinian e Sakananda, 1979 Pacheco e outros, 1998 e Lloyd, 1979), ao analisar a propagação de trinca quando submetida a carregamentos trapezoidais em relação a um carregamento tipo dente de serra (t_e igual a zero, como na fadiga), têm-se um aumento na taxa de propagação de trinca para um mesmo ΔK considerado. Este fato deve-se a um aumento no avanço de trinca por ciclo no período de permanência na carga máxima (t_e).

Uma questão que tem sido abordada pelos pesquisadores de fluência-fadiga é a interferência da zona plástica cíclica de fadiga na zona de fluência. Adefris et al., citados por Saxena (1988) mostraram que a resistência dos materiais à plasticidade cíclica é fundamental na análise de qual mecanismo dominará a propagação da trinca. Materiais com pequena resistência a plastificação por meio de ciclos tem uma zona de fluência menor que a devida ao carregamento cíclico; nos materiais que conseguem resistir a plastificação cíclica a zona de fluência se sobrepõe a zona de plasticidade cíclica. Esta distinção é bastante considerada quando da utilização de modelos e parâmetros de controle aplicados à fluência-fadiga.

Outro ponto que merece destaque dentro da complexidade da análise de fluência-fadiga é o tamanho da zona de fluência em relação ao tamanho da seção residual do corpo analisado. Para tempos curtos em que a zona de fluência é pequena em relação às dimensões do corpo, um campo elástico restringindo o crescimento da trinca ainda possui relevância. Nestas condições a trinca propaga-se sob o regime de fluência em pequena escala (FPE). Nos casos onde a zona de fluência se estende sob o ligamento residual, temos uma nova distribuição do campos de tensões à ponta da trinca que é comandada pelos fenômenos de fluência, esta chamada de fluência extensiva (FE) (Saxena, 1988). Estas relações de tamanho de zona de fluência em relação ao ligamento residual, obviamente são afetadas pela plasticidade cíclica ao longo do tempo e são dependentes dos parâmetros de fadiga (frequência, e razão de carregamento) e da resistência do material à fadiga-fluência (plasticidade cíclica).

2.5.1 - Parâmetro de Controle da Interação Fadiga-fluência $(C_t)_m$

Como nas situações de crescimento de trinca por fluência ou por fadiga, nos casos de fluência-fadiga a obtenção de modelos e parâmetros que consigam descrever e, principalmente, prever o comportamento de materiais dentro destas condições são implementados. Saxena e Giseke, citados por Saxena (1988), propuseram um parâmetro que aborda o comportamento de materiais submetido a fluência-fadiga desde o regime FPE até o regime de FE, sob condições de plasticidade cíclica. Este regime foi denominado elástico-plástico cíclico-fluência secundária (Kanninem e Popelar, 1985 e Groover e Saxena, 1995). Tal parâmetro, denominado $(C_t)_m$, é definido restritamente para condições de ondas trapezoidais com rápido carregamento e descarregamento separados por um tempo de espera, t_e :

$$(C_t)_m = \frac{1}{t_e} \int_0^{t_e} C_t \cdot dt \quad \text{Eq. (1)}$$

Para ensaios realizados em corpos de prova com monitoramento do deslocamento da linha de carga, $(C_t)_m$ é definido como (Norris e outros, 1996; Saxena e Banerji, 1988; Kanninem e Popelar, 1985):

$$(C_t)_m = \frac{\Delta P \cdot \Delta V_c}{B \cdot W \cdot t_e} \frac{F'}{F} - C^* \left(\frac{F'}{F} \frac{1}{\eta} - 1 \right) \quad \text{Eq. (2)}$$

onde ΔP é a variação de carga aplicada e ΔV_c o deslocamento da linha de carga devido a fluência durante o tempo de espera t_e . O termo $(F'/F)/\eta$ vale aproximadamente 1 para corpos de prova CT, e a Eq. (2) pode ser reescrita como:

$$(C_t)_m = \frac{\Delta P \cdot \Delta V_c}{B \cdot W \cdot t_e} \frac{F'}{F} \quad \text{Eq. (3)}$$

Este parâmetro $(C_t)_m$, tal qual o C^* e o C_t , possui aplicação na avaliação de vida residual quando analisado em função de taxa de crescimento de trinca (da/dt) Seu diferencial reside no fato de ser usada uma taxa de crescimento média $(da/dt)_m$ de acordo a seguinte relação (Norris e outros, 1996; Groover e Saxena, 1995):

$$\left(\frac{da}{dt} \right)_m = \frac{1}{t_e} \left[\left(\frac{da}{dN} \right)_{\text{fad-flu}} - \left(\frac{da}{dN} \right)_{\text{fad}} \right] \quad \text{Eq. (4)}$$

onde: $(da/dN)_{fad-flu}$ é o acréscimo total de trinca por ciclo de fadiga-fluência, $(da/dN)_{fad}$ é o acréscimo de trinca por ciclo de fadiga, e $(da/dt)_m$ é a velocidade média de trinca por ciclo de fadiga-fluência, devido apenas ao fenômeno de fluência.

A utilização de $(C_t)_m$ somente para casos onde a forma de onda possua distinção abrupta de fenômenos, ou seja, o tempo de carga/descarga é pequeno de modo que todo o crescimento de trinca possa ser atribuído somente a fluência ou à fadiga, permite que sejam feitos modelamentos de crescimento de trinca que levem em conta cada uma das parcelas separadamente. Um destes modelos, proposto por Grover e Saxena (1995), mostra a Lei de Paris modificada para casos de fluência-fadiga:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m + C_1 \cdot [(C_t)_m]^{m_1} \cdot t_e \quad \text{Eq. (5)}$$

O primeiro termo da Eq. (5) refere-se a taxa de crescimento de trinca por fadiga (dependente do ciclo) e o segundo termo a taxa de crescimento de trinca por fluência (dependente do tempo de espera). As constantes C_1 e m_1 são obtidas através de regressão linear do gráfico $(C_t)_m$ versus $(da/dt)_m$. Assim consegue-se um modelo capaz de prever as taxas de crescimento devido a cada um dos fenômenos envolvidos.

3 – PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 - Material: histórico e processamento.

Utilizou-se o aço API P22 com dois históricos diferentes: retirado de tubulação de planta petroquímica para condução de vapor, que operou na planta durante cerca de 120.000 horas (13,7 anos) sob uma pressão interna de 11,5 MPa a uma temperatura de 811 K designado por material usado (U); e material retirado de tubulação que ainda não foi posta em operação, designado por material novo (N). Os tubos de diâmetro externo 500mm e espessura de parede de 50 mm, foram fabricados a pelo processo Mannesman para laminação de tubos sem costura. Neste processo, as barras são aquecidas a 1523 K antes de passarem pelo trem de laminação com cilindros em forma de barril e com um mandril de perfuração. Após passarem pelo leito de resfriamento, os tubos são reaquescidos e então descarepados em equipamento hidráulico de alta pressão para depois serem conduzidos a um laminador calibrador para dar suas dimensões finais. Durante este processo os tubos sofrem, na prática, uma “têmpera” (solubilização) que, seguida de um revenimento no trem calibrador de laminação, confere as melhores propriedades mecânicas associadas a propriedades em altas temperaturas. A Tab.(1) apresenta a composição química dos materiais empregados.

Tabela 1 – Composição química em peso percentual do aço API P22.

	C %	Mn %	P %	S %	Si %	Ni %	Cr %	Mo %
Norma- lizado	0,05 a 0,15	0,30 a 0,60	0,025 max	0,025 max	0,50 max	0,40 max	1,90 a 2,60	0,87 a 1,13
Usado	0,161	0,555	0,016	0,022	0,365	0,148	2,468	0,898
Novo	0,153	0,473	0,009	0,016	0,371	0,123	2,148	0,970

3.2 - Preparação dos corpos de prova

Foram usinados corpos de prova “compact tension disk shaped”, dimensionados de acordo com a norma ASTM E 399-90 e retirados na direção axial dos tubos, com pré-trinca direcionada no sentido radial. Com os parâmetros geométricos medidos, e conhecendo-se o tamanho da pré-trinca

inicial, avaliou-se a carga de teste necessária para produzir um determinado fator de intensidade de tensões K inicialmente arbitrado.

3.3 - Equipamentos empregados

Máquina de fadiga auxiliar, de construção simples, por excêntrico, para abertura de pré-trinca por fadiga nos corpos de prova em temperatura ambiente. Máquina servo-hidráulica marca MTS, totalmente controlada por computador, com um posto de trabalho, para ensaios dinâmicos de fadiga, com sistema de aquisição de dados e máquina de teste de fluência por peso morto.

3.4 - Parâmetros de teste

O valor do $\Delta K_{\text{inicial}}$ foi arbitrado em 21, 25 e 29 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ e pelas Eq. (6) e Eq. (7), conforme Normas ASTM E-399/90 e ASTM E-647/91, pôde-se calcular as cargas de teste:

$$\Delta K = \frac{\Delta F}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad \text{Eq. (6), onde:}$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \left[\frac{2 + \left(\frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \right] \left[0,76 + 4,8 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) - 11,58 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 11,43 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 4,08 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad \text{Eq. (7)}$$

sendo **a** o comprimento de trinca **W** o comprimento da seção remanescente e **B** a espessura do corpo de prova. $F = F_{\text{máx}} - F_{\text{mín}}$, onde $F_{\text{mín}}$ representa a pré-carga e ΔF a carga complementar de teste. Em todos os testes que envolvam fadiga ou a interação fadiga-fluência, a razão de carregamento $R = (F_{\text{mín}} / F_{\text{máx}}) = (K_{\text{mín}} / K_{\text{máx}})$ foi arbitrada em 0,1. O ensaio é acompanhado em tempo real por meio da geração de um arquivo no sistema de aquisição de dados, que registra o deslocamento da linha de carga em função do tempo.

Todos os testes medem deslocamento da linha de carga em função do tempo. Para avaliação do crescimento de trinca no tempo (da/dt) ou com o número de ciclos (da/dN), planejou-se uma série de testes de fadiga interrompidos, com $\Delta K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, a 538°C , e um ciclo por segundo, onde se registrou-se o deslocamento da linha de carga V e mediu-se o avanço de trinca Δa correspondente. Com estes dados, por interpolação numérica obteve-se uma curva de calibração Fig. (1) que permite avaliar da/dt e da/dN e expressá-los em função dos parâmetros da mecânica da fratura correspondentes.

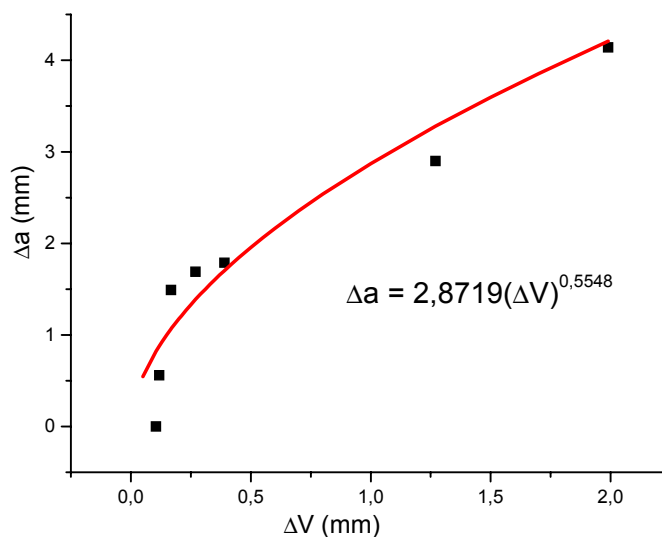


Figura 1 – Crescimento de trinca Δa em função do deslocamento da linha de carga ΔV .

É importante destacar que foi dada ênfase na aplicação deste procedimento para o segundo estágio das curvas de deslocamento da linha de carga em função do tempo obtidas nos testes, porque este é mais relevante nas aplicações de engenharia. A avaliação da velocidade de deslocamento da linha de carga (V') e o intervalo de tempo de duração deste segundo estágio (Δt) foi feita por regressão linear. A reta que proporciona melhor grau estatístico de correlação é a que determina os valores. Assim, se forem avaliados os parâmetros ΔK , C^* ou $(C_t)_m$ para equipamentos em serviço em planta industrial, poderá ser feita então uma comparação com os resultados dos testes e uma avaliação de tempo de vida e ou integridade estrutural destes equipamentos.

3.5 - Caracterização Microestrutural

Observa-se na Fig. (2) a melhor distribuição de carbeto no material novo (esquerda), em comparação com o material usado (direita), que apresenta migração de carbeto para os contornos de grão e um processo de esferoidização e coalescimento de carbeto, danoso à fluência e que melhora a resistência à fadiga.

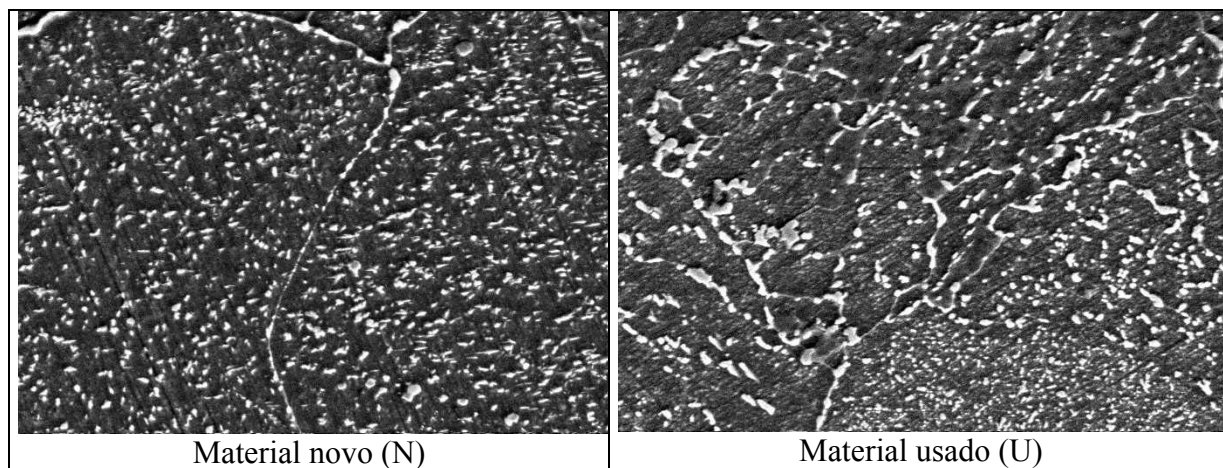


Figura 2 - Metalografia em MEV, 2000X, ataque nital 3%.

4 – RESULTADOS

Os testes de fadiga-fluência com tempo de espera de 10 segundos, foram realizados em máquina servo-hidráulica MTS. Os demais (de 100, 1.000 e 10.000 segundos de tempo de espera), foram executados em máquina convencional de fluência (com aplicação de carga por meio de pesos mortos), adaptada com dispositivo pneumático para alívio de carga em tempos programáveis.

Foram registrados deslocamentos da linha de carga em milímetros versus tempo em horas, para as diversas condições de ensaio. Após, por meio da curva de calibração calculou-se da/dt e da/dN . A seguir, foram avaliados os parâmetros da mecânica da fratura e traçados os gráficos que permitiram avaliar as equações de comportamento da interação fadiga-fluência para os materiais novo e usado.

Na Fig. (3) são mostrados os registros de deslocamento da linha de carga em função do tempo para os diversos ensaios. A Fig. (4) mostra a influência do tempo de espera ou de atuação da carga de fluência nos tempos de ruptura e deslocamento da linha de carga. Pode-se observar que existe em cada situação um tempo de espera de transição que determina a predominância ou não do fenômeno de interação de fadiga-fluência sobre a fluência. Este tempo de espera de transição tem muita importância prática na definição sobre a decisão de qual critério de falha a considerar no projeto e ou verificação.

Avaliou-se a velocidade de deslocamento da linha de carga e o intervalo de tempo do segundo estágio de fluência para todos os testes. Então calculou-se

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{fad-flu}} = \frac{2,8719[V' \Delta t]^{0,5548} (t_e + 1)}{3600 \Delta t} \quad \text{Eq. (8)}$$

onde $(da/dN)_{\text{fad-flu}}$ é o avanço total da trinca por ciclo de fadiga-fluência, em mm/ciclo e t_e em segundos. Do avanço total de trinca em fadiga-fluência calculado descontou-se o avanço de trinca correspondente por ciclo de fadiga. E então,

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_m = \frac{1}{t_e} \left[\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{fad-flu}} - \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{fad}} \right] \quad \text{Eq. (9)}$$

que é a velocidade média de trinca por ciclo de fadiga-fluência, devido apenas à fluência. Para cada $(da/dt)_m$ assim calculado, calculou-se um $(C_t)_m$ pela Eq. (3) e construiu-se então um gráfico de $(da/dt)_m$ em função de $(C_t)_m$ Fig. (5).

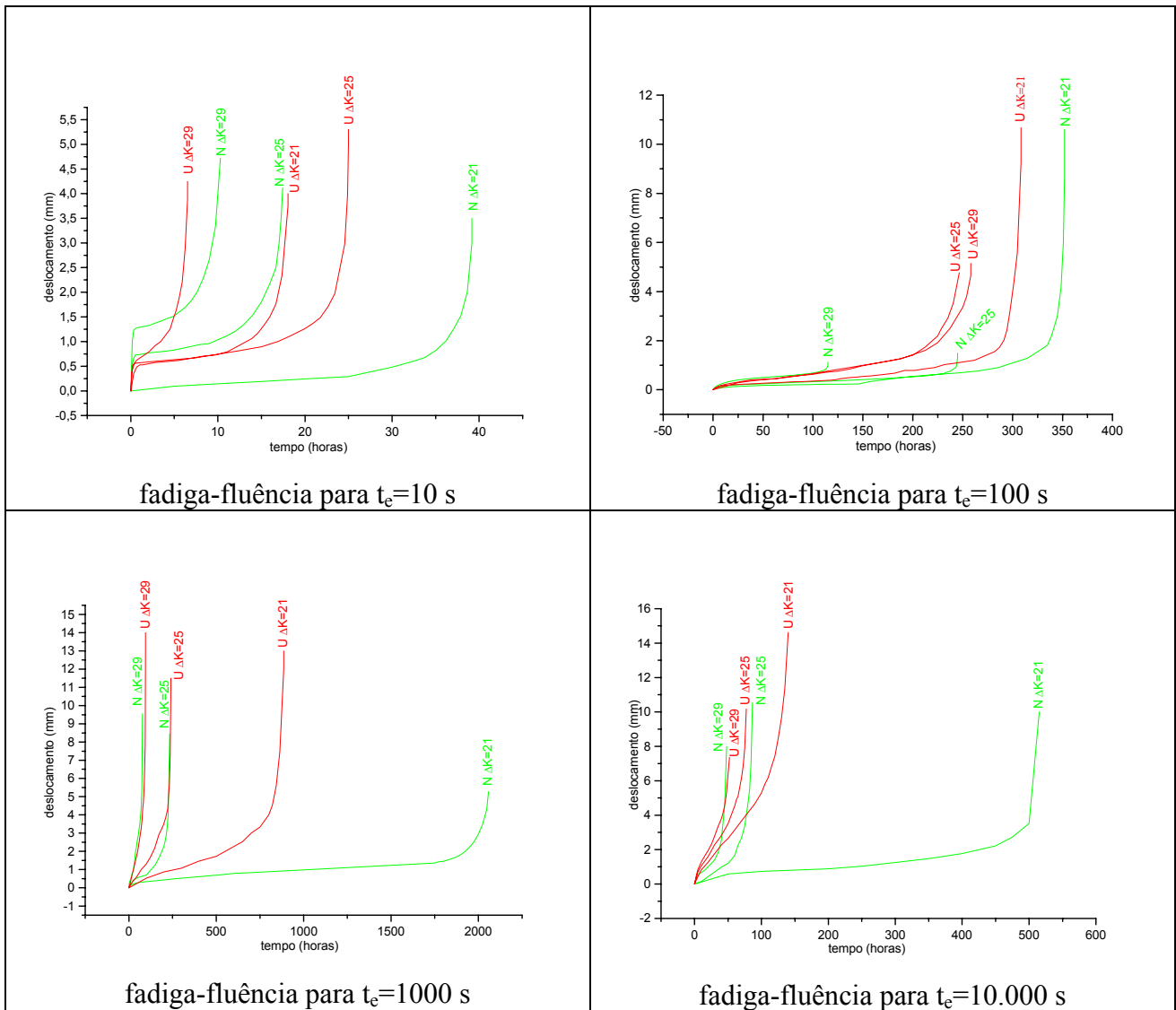


Figura 3 - Registro do deslocamento da linha de carga em função do tempo.

Como resultado da regressão linear deste gráfico, encontrou-se:

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_m = 7,138.10^{-6} [(C_t)_m]^{1,16461} \quad \text{para o material novo} \quad \text{Eq. (10)}$$

onde $(da/dt)_m$ é medido em mm/h e $(C_t)_m$ em J/m^2h e

$$(da/dt)_m = 2,0954 \cdot 10^{-5} [(C_t)_m]^{0,98263} \quad \text{para o material usado,} \quad \text{Eq. (11)}$$

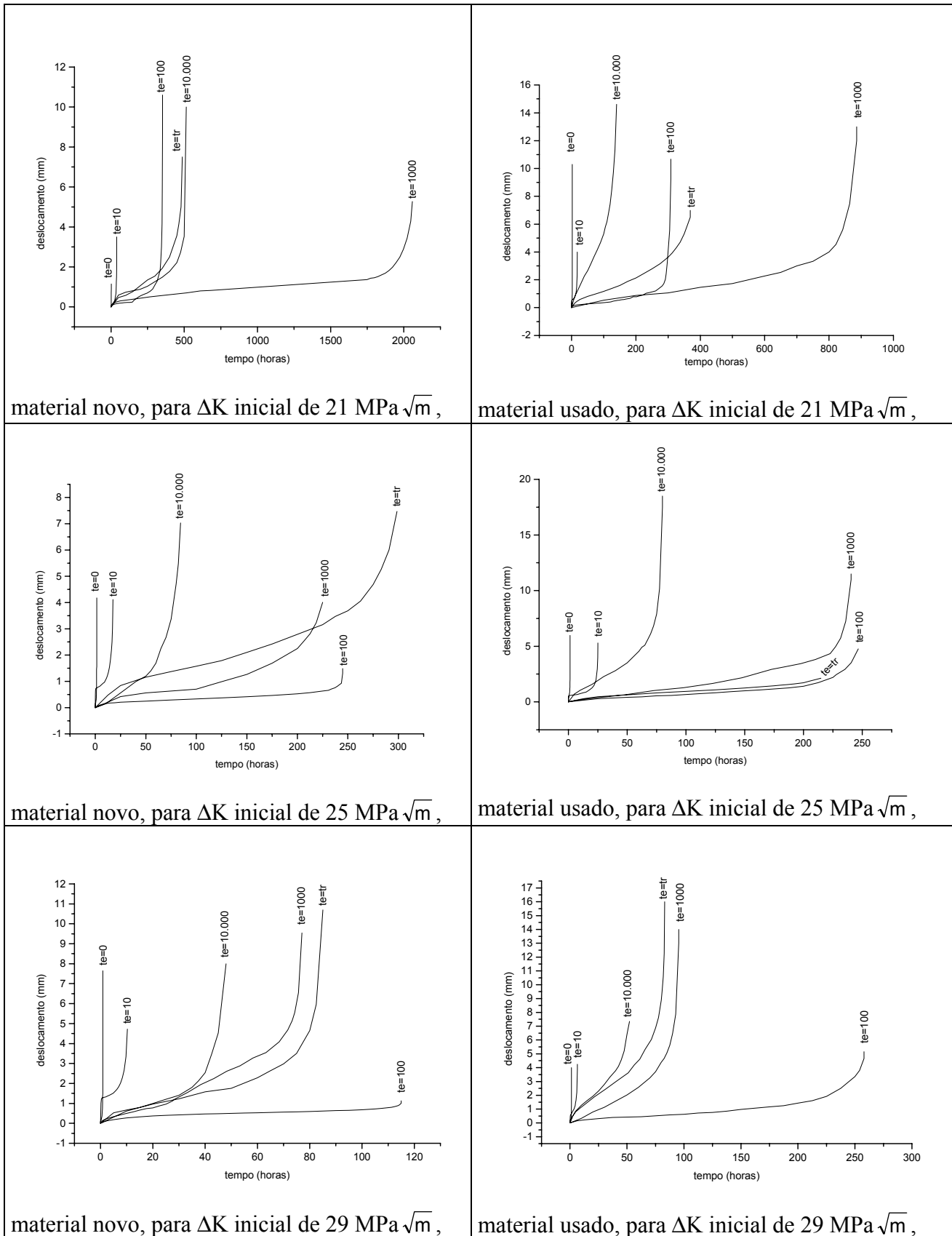


Figura 4 - Influência do tempo de espera nos testes.

Separando as contribuições da fadiga (avaliadas para estas mesmas condições de teste por Pacheco, 2002) e da fluência, em testes de interação de fadiga com fluência, pode-se escrever, para os materiais estudados, o avanço total de trinca por ciclo de fadiga-fluência:

$$(da/dN) = 7,378.10^{-9}(\Delta K)^{3,412} + \{7,138.10^{-6} [(C_t)_m]^{1,16461}\} \cdot t_e \quad \text{material novo} \quad \text{Eq. (12)}$$

$$(da/dN) = 1,4.10^{-7}(\Delta K)^{2,519} + \{2,0954.10^{-5} [(C_t)_m]^{0,98263}\} \cdot t_e \quad \text{material usado} \quad \text{Eq. (13)}$$

Desta forma é possível avaliar integridade estrutural, vida residual e desenvolver projeto de componentes que operem em alta temperatura, sujeitos à fadiga, fluência e à interação fadiga-fluência.

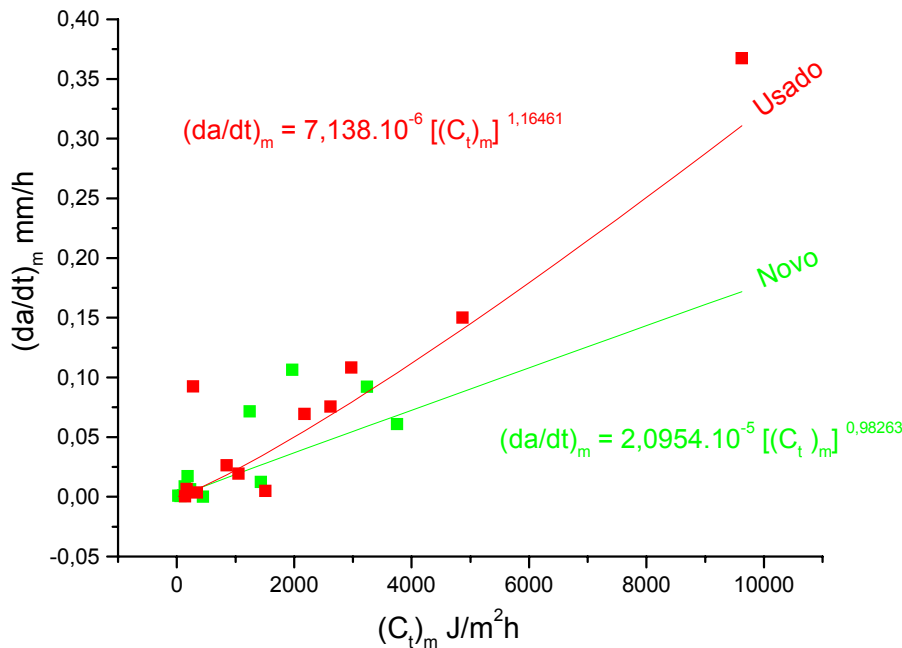


Figura 5 – Comparação entre a velocidade média de crescimento de trinca $(da/dt)_m$ no material novo e usado, em função do parâmetro $(C_t)_m$.

5 - CONCLUSÕES

Tanto para o material novo quanto para o usado, fadiga é pior que fadiga-fluência para qualquer tempo de espera (ou de atuação do carregamento) Parece existir um tempo de espera de transição, que torna a fadiga-fluência melhor que a fluência pura, resultando em maiores tempos de ruptura t_r , tanto para o material novo como para o material usado.

Considerando o número de ciclos de carregamento em todos os testes realizados (fadiga, fadiga-fluência e fluência), o maior número de ciclos de carregamento suportado até a ruptura, ocorre para $t_e=100$ segundos, tanto para o material novo quanto usado.

Não se consegue avaliar o efeito combinado de fadiga e fluência, sem testes específicos de interação fadiga-fluência.

É possível a existência de um tempo de espera de transição que torne a fadiga-fluência melhor (maior t_r) que a fluência pura tanto para o material novo como para o material usado, mas isto deveria ser comprovado com testes mais detalhados. Da mesma forma se poderia falar de um ΔK limite de transição, onde as solicitações são tão severas que não permitem distinção de desempenho entre material novo e material usado em alta temperatura.

6 – AGRADECIMENTOS

À COPESUL, Companhia Petroquímica do Sul, pelo apoio no fornecimento de material, informações e serviços especiais,

Ao CENPES, Centro de Pesquisas da PETROBRÁS pelas discussões e sugestões, também fundamentais, e

Aos órgãos financiadores, CNPq, CAPES, FINEP e FAPERGS, pelo apoio financeiro, sem o que este trabalho não teria sido possível.

7 - REFERÊNCIAS

LIAW, P. K.; e SAXENA, A. Crack Propagation Behavior Under Creep Conditions. *International Journal of Fracture*, v.54 , p.329 -343, 1992.

JAMES, L. A. Fatigue Crack Propagation in Austenitic Steels, *Atomic Energy Review*, Vol 14, 1976, p. 37-85.

OHTANI, R. e KITAMURA, T. Characterization of High Temperature Strength of Metals Based on the Mechanics of Crack Propagation, *Elsevier Applied Science, Current Japanese Materials Research*, vol. 3, 1988, p. 65.

MIN, B. K. e RAJ. R. Hold Time Effects in High Temperature Fatigue, *Acta Metallurgica*, vol. 26, 1978, p. 1007.

SHAHINIAN, P. e SAKANANDA, K. Effects of Stress Ratio and Hold Time on Fatigue Crack Growth in Alloy 718, *Transactions of the ASME*, vol. 101, julho de 1979, p. 224.

LLOYD, G. J. Predominantly Elastic Crack Growth Under Combined Creep-Fatigue Cycling. *Metals Science*, janeiro de 1979, p. 39-47.

SAXENA, A.; HAN, J. e BANERJI, K. Creep Crack Growth Behavior in Power Plant Boiler and Steam Pipe Steels. *Journal of Pressure Vessel Technology*, v.110, p.137 - 146, May 1988.

KANNINEM, M.F.; e POPELAR, C.H. *Advanced Fracture Mechanics*, Oxford University Press, Inc. 1985. 563p.

GROVER, P. S. e SAXENA, A. Characterization of Creep Fatigue Crack Growth Behavior in 2.25 Cr 1 Mo Steel Using $(C_t)_{avg}$, *International Journal of Fracture*, vol. 73, 1995, pp. 273-286.

NORRIS, R. H.; GROWER, P. S.; HAMILTON, C. e SAXENA, A.; Elevated-Temperature Crack Growth, *Metals Handbook*, vol19, December, 1996, p. 507-519.

PACHECO, J. L. Fadiga em Aço API P 22 Pré-trincado em Alta Temperatura. *Anais do Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM 2002)*, João Pessoa, 2002.

FATIGUE-CREEP INTERACTION IN PRE-CRACKED API P22 STEEL

Joyson Luiz Pacheco

Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)

Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul (PUCRS)

Rua Sarmento Leite 425, Porto alegre, RS.

joyson@mecanica.ufrgs.br

Abstract: Mechanical systems components such as pipeline, steam generator, boilers, pressure vessels gas turbine and steam turbine are subject to fatigue-creep crack assisted interaction. The scope of this work is to establish experimental methodology which can give theoretical support for modeling life prediction and structural integrity analysis. Mechanical fracture tests were described in pre-cracked specimens of API P22 steel. The tests were made by ASTM E-399 norm. It was calculated $(C_t)_m$ parameter as a (da/dt) function for used and virgin material. It was possible to separate the contributions for the crack growth: one caused by fatigue and another one caused by creep, for used and virgin materials. We can conclude that it is not possible to evaluate the structural

integrity or lifetime based only in fatigue tests or creep tests independent made. It is necessary realize specific fatigue-creep interaction tests.

Keywords: fatigue, creep, fatigue-creep interaction, fracture mechanics in high temperatures