



ESTUDO DA FRATURA EM EIXO DE TRANSMISSÃO DE POTÊNCIA E ESTIMATIVAS DAS CARGAS DE SERVIÇO¹

Aline Todesco Pinto²
Bruno Gonçalves Pereira²
Jorge Alberto Rodríguez Durán³

Resumo

Neste trabalho discutem-se algumas características macroscópicas típicas das falhas por fadiga que aparecem na superfície fraturada de um eixo de transmissão de potência. Para um determinado tamanho de trinca foi possível identificar e medir estrias de fadiga por microscopia eletrônica de varredura em uma amostra da peça analisada. Assumindo que estas estrias correspondem à fase de propagação estável da trinca por fadiga e indicam o avanço desta em um ciclo, isola-se a gama do fator de intensidade das tensões atuante ΔK na equação de Paris, por exemplo, o que permite obter estimativas confiáveis das tensões nominais atuantes. A partir do diagrama de corpo livre da peça foi feita uma estimativa do carregamento atuante naquela fase da propagação. Substanciais diferenças foram encontradas entre o valor de carga fornecido pelo usuário do eixo e àquele estimado por fractografia. As prováveis causas deste resultado são analisadas no trabalho.

Palavras-chave: Fadiga; Mecânica da fratura; Fractografia.

STUDY OF FRACTURE IN A POWER TRANSMISSION SHAFT AND ESTIMATIVES OF SERVICE LOADS

Abstract

In this paper some typical macroscopic features of fatigue failure that appear on the fractured surface of a power transmission shaft are discussed. For a given crack size it was possible to identify and measure fatigue striations by scanning electron microscopy in a sample of the analyzed part. Assuming that these striations correspond to the stable phase of fatigue crack propagation curve and indicate the progress of the crack in a cycle, the applied stress intensity factor range ΔK was isolated on the Paris' equation, for example, and reliable estimatives of the operating nominal stresses can be obtained. From the free body diagram of the piece it was possible to estimate the real service loads in that stage of propagation. Substantial differences were found between the load value supplied by the customer and that estimated by fractography. The likely causes of this result are discussed in the work.

Keywords: Fatigue; Fracture mechanics; Fractography.

¹ Contribuição técnica ao 65º Congresso Anual da ABM, 26 a 30 de julho de 2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

² Estudante de Graduação do curso de Engenharia Metalúrgica (UFF).

³ Professor Adjunto, Universidade Federal Fluminense.

1 INTRODUÇÃO

Apesar do incremento na precisão dos modelos de cálculo e da maior disponibilidade de resultados experimentais, falhas por fadiga continuam sendo extremamente comuns na indústria moderna. Uma grande quantidade de detalhes dos mais variados tipos tem uma influência significativa na qualidade das previsões em fadiga. O caso analisado neste trabalho é o da fratura de um eixo de transmissão de potência que apresenta todas as características típicas de uma falha por fadiga, como será discutido mais adiante.

As falhas por fadiga consistem de duas fases bem definidas: iniciação e propagação. Ambas as fases requerem de modelos de previsão diferentes. A fase de iniciação depende muito dos detalhes superficiais da peça enquanto que a fase de propagação deve ser estudada em relação direta às propriedades volumétricas do material.⁽¹⁾

Após as convincentes experiências de Paris⁽²⁾ ficou demonstrado que as taxas de propagação de trincas por fadiga da/dN variam primariamente em função da gama do fator de intensidade das tensões ΔK . As curvas $da/dN \times \Delta K$ dos diversos materiais estruturais apresentam uma forma sigmoïdal característica, como mostrado na Figura 1. Na região linear a propagação da trinca ocorre de forma contínua e uniforme, ou seja, com incrementos da em cada ciclo ($da/dN = da$). A bem conhecida relação de Paris permite ajustar os dados experimentais nesta fase:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \tag{Eq. 1}$$

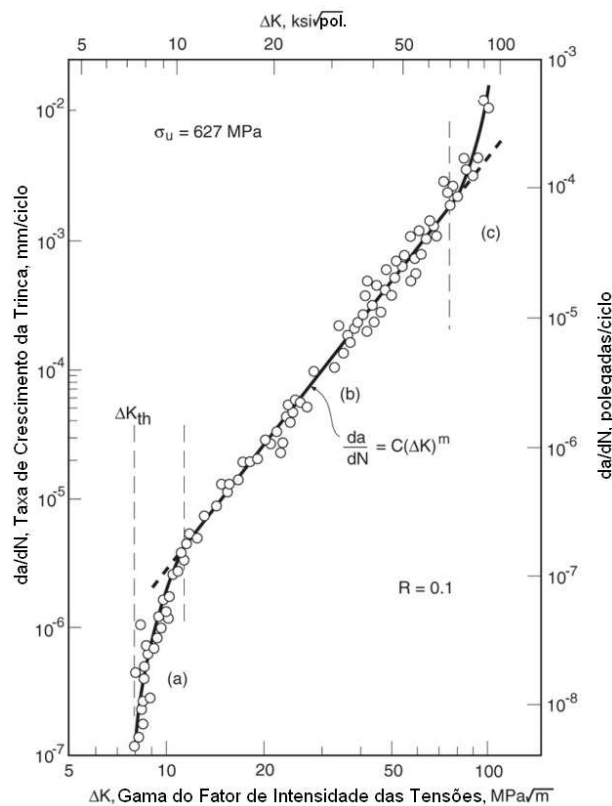


Figura 1 – Forma típica de uma curva de propagação de trincas por fadiga. Neste caso corresponde ao aço A533B-1.⁽³⁾



Na Eq. 1, C e m são constantes de ajuste, consideradas propriedades do material. Geralmente a propagação da trinca por fadiga ocorre de maneira perpendicular à máxima tensão trativa. Durante o carregamento e descarregamento, intensas deformações ocorrem a aproximadamente $\pm 45^\circ$ à frente da trinca. Uma “crista” de micro-deformação plástica permanece nas novas superfícies criadas pela trinca após o crescimento em cada ciclo. Estas “cristas” são chamadas de estrias e, em certos casos, podem ser vistas no microscópio eletrônico de varredura (MEV). A Figura 2 apresenta um esquema típico de estrias de fadiga.

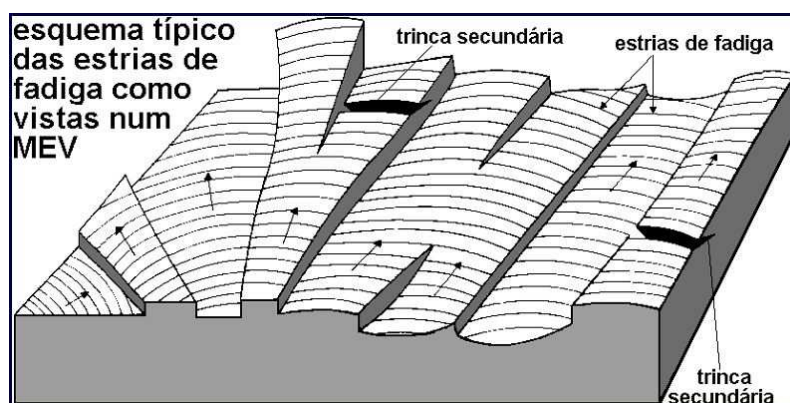


Figura 2 – Esquema das estrias de fadiga.⁽⁴⁾

A presença de estrias constitui uma evidência irrefutável de que, ao menos uma parte da fratura, ocorreu devido a cargas cíclicas. As estrias de fadiga fornecem também informações sobre a direção da propagação e a velocidade com que esta ocorre.⁽⁵⁾ O presente trabalho mostra os resultados de uma análise fratográfica em um eixo de transmissão de potência (Figura 3) que apresenta características de uma falha por fadiga, assim como a obtenção de estimativas das cargas de serviço a partir da medição das estrias no MEV.

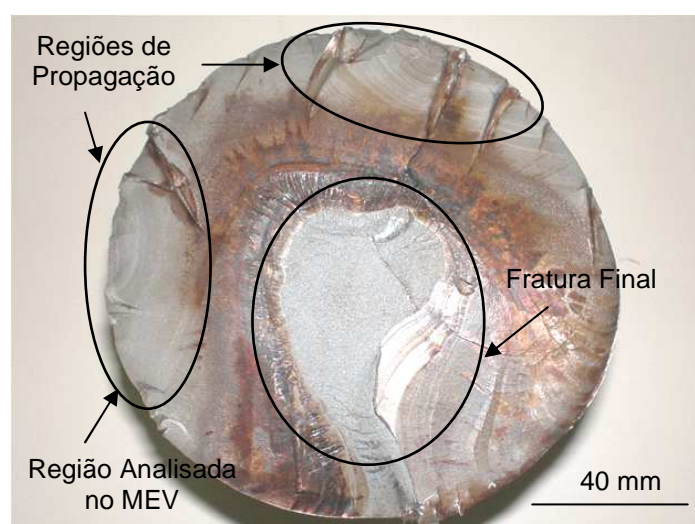


Figura 3 – Foto da superfície fraturada do eixo mostrando a região de onde foi retirada a amostra para análise no MEV.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

O eixo analisado (Figura 4) é de aço martensítico AISI 431 temperado e revenido, com limite de escoamento $S_y = 743 \text{ MPa}$, de resistência à tração $S_u = 887 \text{ MPa}$ e de fadiga, para uma confiabilidade de 99 % e levando em consideração o acabamento superficial, tamanho etc, $S_L = 160 \text{ MPa}$. Conservativamente as constantes da Eq. 1 para este material podem ser estimadas como $C = 1,36 \times 10^{-7} \frac{\text{mm/ciclo}}{(\text{MPa} \sqrt{m})^m}$ e

$m = 2,25$.⁽³⁾ O diâmetro menor do eixo na seção da fratura é $d = 124 \text{ mm}$. Este diâmetro será utilizado para o cálculo das tensões nominais. Na Figura 4 o círculo vermelho indica onde ocorreu a fratura.

A Figura 5 representa o diagrama de corpo livre do eixo analisado. O eixo encontra-se bi-apoiado nos pontos C e D cujas reações verticais R_{CV} e R_{DV} , e horizontais R_{CH} e R_{DH} , modelando os apoios como simples, se mostram na figura. O torque de laminação T é fornecido através de uma engrenagem cilíndrica de dentes helicoidais de diâmetro primitivo d_g com centro no ponto F. As forças W_t , W_r e W_a correspondem às componentes tangencial, radial e axial, respectivamente, da força total exercida na engrenagem. A reação à carga axial W_a ocorre no ponto E. A laminação de perfis cilíndricos de aço é feita mediante uma polia de diâmetro r_d com centro no ponto B. As componentes da força total de laminação (P e F) atuam na interface da polia com o perfil laminado.

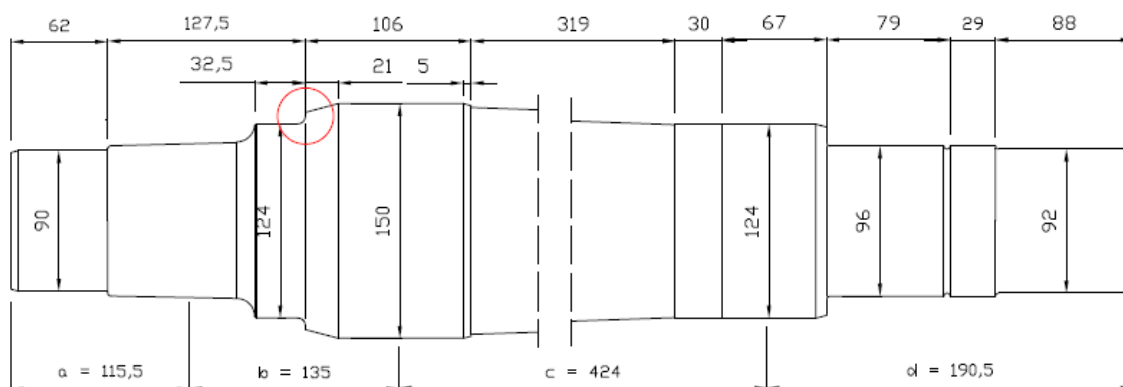


Figura 4 – Desenho do eixo de transmissão de potência.

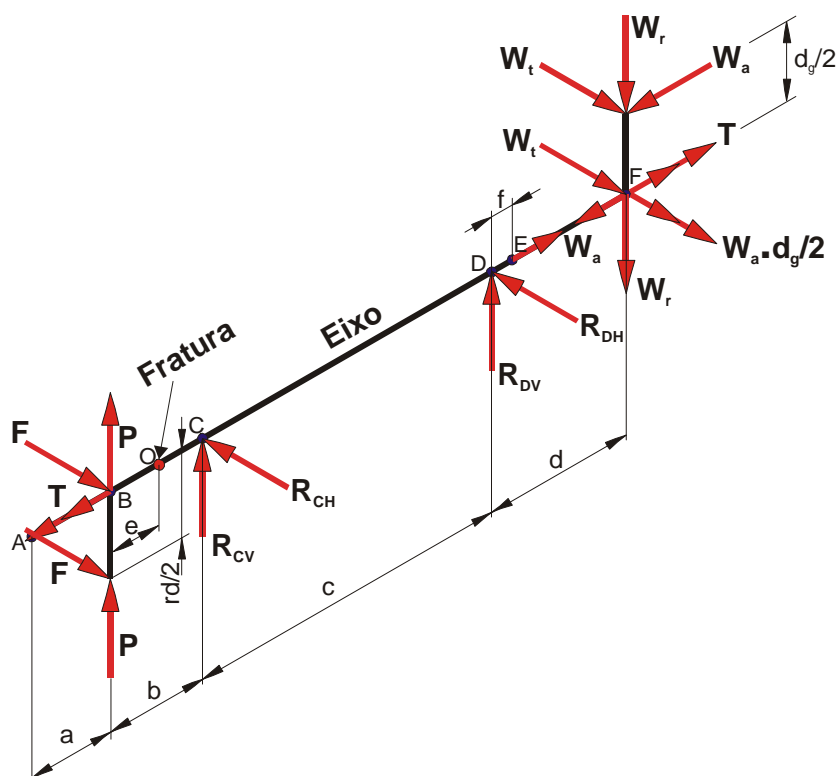


Figura 5 – Diagrama de corpo livre do eixo. A fratura ocorreu na seção O sinalizada na figura, a uma distância $e = 72 \text{ mm}$ do apoio em B.

De acordo com os dados fornecidos pelo usuário do equipamento, no momento da quebra o eixo trabalhava com $P = 76,5 \text{ KN}$ e $T = 1,38 \text{ KN}\cdot\text{m}$. Os fatores de concentração das tensões em fadiga no ponto O, em função da geometria da região e para carregamento de flexão e torção foram $K_f = 2$ e $K_{fs} = 1.6$, respectivamente. Com estes dados a tensão alternada equivalente completamente reversa (local) foi estimada em $\sigma_{ar} = 60 \text{ MPa}$. A aplicação da metodologia de cálculo convencional forneceu um (irreal) fator de segurança em fadiga $FS = 2.7$.

Uma amostra retangular de aproximadamente $40 \times 20 \times 15 \text{ mm}$ foi retirada da região da peça mostrada na Figura 3. A limpeza da superfície foi realizada em equipamento ultrasônico com a amostra submersa em acetona de alta pureza. As observações foram realizadas no microscópio eletrônico de varredura EVO MA10 do laboratório multiusuário de microscopia eletrônica (LMME) da Universidade Federal Fluminense (UFF).

3 RESULTADOS

3.1 Análise da Fratura

A superfície da fratura do eixo (Figura 3) mostra algumas características macroscópicas próprias das falhas por fadiga. Distinguem-se claramente duas regiões: uma região de propagação de trincas por fadiga que ocupa quase toda a borda e grande parte do interior do eixo e uma região de fratura final.

Ondulações superficiais concêntricas (as chamadas bandas de crescimento ou marcas de praia), na região de propagação, indicam que várias trincas elípticas foram crescendo da superfície para o interior do eixo, perpendiculares à máxima tensão trativa. As diferentes colorações nas bandas de crescimento estão

associadas a diferentes níveis de carregamento, correspondendo as mais escuras aos maiores níveis de tensão máxima. Esta região é predominantemente plana sem qualquer evidência de deformação macro-plástica. De fato, as trincas por fadiga são o resultado de processos de deformação micro-plástica reversa.

O grande número de trincas indica a presença de um elevado fator de concentração das deformações k_t na superfície do eixo. Geralmente a iniciação e crescimento de uma única trinca dão-se no “elo mais fraco” onde ocorre a pior combinação de fatores tais como orientação cristalográfica, rugosidade superficial, etc. A nucleação em um único ponto é típica de corpos de prova.

A sobreposição dessas trincas leva ao surgimento de linhas verticais na direção de propagação. Estas linhas constituem pequenos degraus na superfície de fratura, devido a que as trincas cresceram inicialmente em planos ligeiramente escalonados, como mostra também o esquema da Figura 2.

É possível também conjecturar que as tensões nominais eram baixas, devido ao tamanho relativamente pequeno da área da fratura final. Comparando a Figura 3 com esquemas de falhas por fadiga encontrados na literatura,⁽⁶⁾ pode-se presumir também que o eixo sofreu falha por fadiga sob tensões normais de flexão rotativa e a partir de vários e severos concentradores das tensões.

3.2 Medição das Estrias de Fadiga e Obtenção de Estimativas das Cargas de Serviço

A Figura 6 mostra uma foto de MEV da região de análise (sinalada com uma elipse na Figura 3). O espaçamento médio das estrias nos pontos mostrados é $1,43 \mu m$. O tamanho da trinca $a = 10,4 mm$ nesta região.

Modelando o problema em análise como o de uma trinca semi-circular superficial de profundidade a em um eixo circular de diâmetro d sob fletor M , o fator K atuante (igual ao $\Delta K/2$ pela condição de carregamento completamente reverso) com precisão de 1% será [3]:

$$K = 0,728 \cdot \frac{32M}{\pi d^3} \sqrt{\pi a} \quad \text{Eq. 2}$$

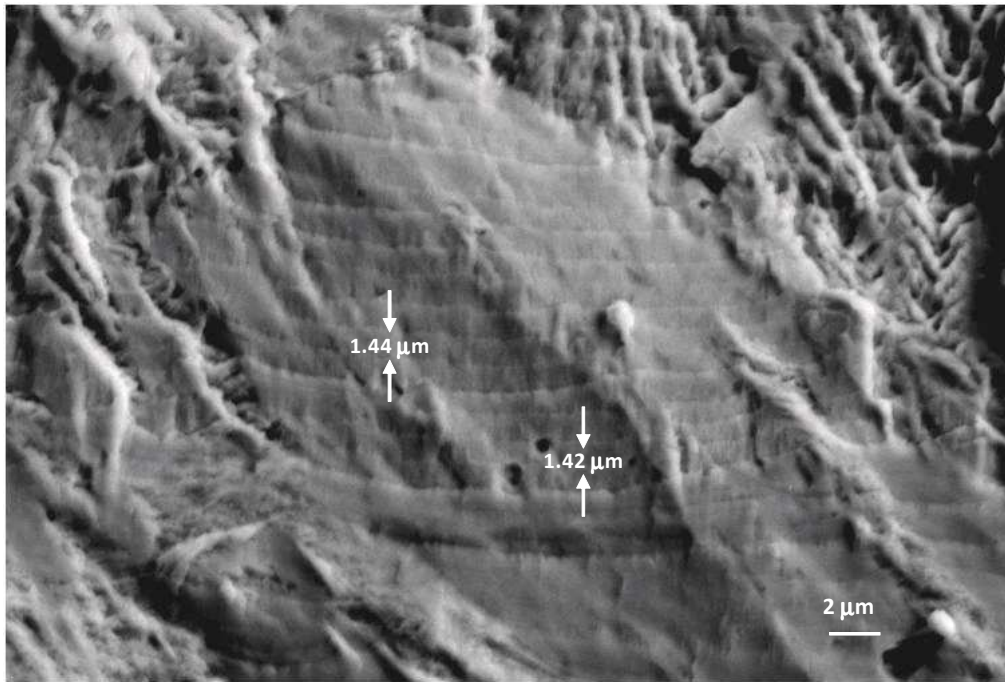


Figura 6 – Imagem de MEV da região indicada na Figura 3 mostrando os espaçamentos entre as estrias em dois pontos.

Na **Figura 5** a força P tende a separar as polias laminadoras superiores e inferiores. Para o setor de laminação onde o eixo estava situado, esta força mantém uma relação constante com a força F necessária para puxar o perfil de aço ($P = 6,13 F$). Desta forma o momento fletor resultante na seção da fratura pode ser expresso em função apenas da força P :

$$M = e \cdot \sqrt{P^2 + F^2} = 1,01 \cdot e \cdot P \quad \text{Eq. 3}$$

A carga P atuante no eixo durante a propagação da trinca de tamanho $a = 10,4 \text{ mm}$ a uma taxa de $1,43 \mu\text{m}$ por ciclo deve satisfazer a Eq. 1 após substituição da Eq. 3 na Eq. 2 e utilizando as constantes de Paris do material e o valor de $e = 71,5 \text{ mm}$:

$$\frac{da}{dN} = C \left[2 \times 0,728 \times \frac{32 \times 1,01 \times e \times P}{\pi d^3} \sqrt{\pi a} \right]^m \quad \text{Eq. 4}$$

$$1,43 \times 10^{-3} = 1,36 \times 10^{-7} \cdot \left(2 \cdot 0,728 \cdot \frac{32 \cdot 1,01 \cdot 71,5 \cdot P}{\pi 124^3} \sqrt{\pi \cdot 10,4 \times 10^{-3}} \right)^{2,25}$$

$$P = 601,7 \text{ KN}$$

Se a trinca realmente propagava-se à taxa de $1,43 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ a gama do fator de intensidade das tensões que satisfaz a Eq. 4 e Eq. 1 era $\Delta K = 61 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$. A

solução gráfica se mostra na **Figura 7** e indica que o ponto $da/dN \times \Delta K$ pertence à região de crescimento estável, logo justificando o uso da Eq. 1 para os cálculos.

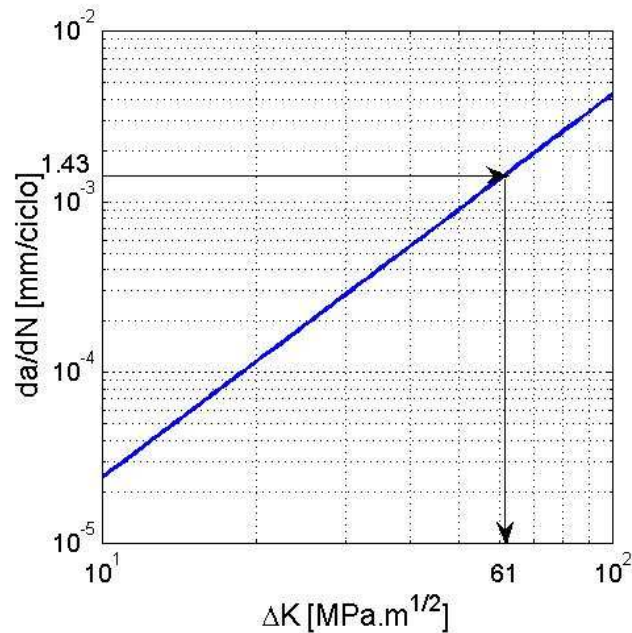


Figura 7 – Região linear da curva de propagação de um aço martensítico para $R = 0$, de acordo com as constantes $C = 1,36 \times 10^{-7} \frac{mm}{ciclo} \frac{1}{(MPa \sqrt{m})^m}$ e $m = 2,25$, mostrando o ponto que satisfaz a Eq. 4.

4 DISCUSSÃO

4.1 Fratografia

Como analisado anteriormente, as diferentes colorações nas bandas de crescimento da trinca de fadiga estão associadas a diferentes níveis de carregamento, logo não é possível afirmar que o carregamento calculado mediante a medição das estrias em um único ponto, foi mantido durante todo o processo de propagação da trinca. Certamente este eixo foi utilizado para a laminação de perfis de aço de diversas bitolas o que alerta para a necessidade do uso de regras de acúmulo de dano para o dimensionamento contra a iniciação. O incremento na gama das tensões é muito mais significativo, em termos de redução da vida em fadiga, durante a iniciação do que durante a propagação.⁽⁴⁾

Várias evidências macrográficas de que a falha da peça analisada ocorreu por fadiga foram discutidas acima (ver tópico “Análise da Fratura”). Esta suspeita se corrobora também pela presença das estrias de fadiga, embora misturadas a microcavidades e degraus, na micrografia da **Figura 6**. A literatura contém exemplos de estrias irregulares que serviram para apontar à fadiga como a causa da falha de determinados componentes.⁽⁷⁾

4.2 Carga de Serviço Estimada

O cálculo das cargas de serviço a partir de medidas das estrias de fadiga depende de vários fatores e não deve ser considerado, em nenhuma hipótese, exato. Trata-se de estimativas que devem ser confrontadas com outros métodos, como a análise



experimental das tensões mediante extensômetros de resistência elétrica, por exemplo.

A amplitude da tensão normal (nominal e por tanto desconsiderando a concentração das tensões) calculada a partir da carga estimada por fractografia $P = 601,7 \text{ KN}$, no ponto de início do trincamento é $\sigma_a = 233 \text{ MPa}$. Como o $k_f = 2$ no entalhe do eixo onde a trinca teve origem, o valor de σ_a local chega aos 466 MPa , bem acima do limite de fadiga do material que é $S_L = 180 \text{ MPa}$. Uma visão simplista do problema permitiria explicar perfeitamente a falha do componente. Deve-se lembrar, porém, que o tamanho da região da fratura na **Figura 3** não é compatível com tensões nominais elevadas. Alguns dos fatores que permitem explicar a sobre-estimativa de P são discutidos a seguir.

O procedimento descrito neste trabalho está baseado na consideração de que os espaçamentos inter-estrias correspondem exatamente ao crescimento da trinca (na fase II da curva de propagação (**Figura 1**)) em um ciclo. Durante um programa de testes sob carregamento de amplitude constante em ligas de alumínio, McMillan e Pelloux,⁽⁵⁾ puderam corroborar esta idéia. Outros autores,⁽⁸⁾ no entanto, têm observado que são necessários mais ciclos para que a trinca avance e forme uma estria.

Análiticamente a sensibilidade das estimativas de P por fractografia ao número de ciclos que a trinca consome para avançar uma estria é uma função de $-1/m$, onde m é o expoente da “regra de Paris”. Para o caso particular deste trabalho, a partir da Eq. 4 tem-se:

$$P = \frac{1}{(\Delta N)_m} \cdot \left(\frac{\Delta a}{C}\right)^{\frac{1}{m}} \cdot \frac{d^3}{47 \cdot e} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a}} \quad \text{Eq. 4}$$

Por exemplo, como ilustrado na **Figura 8**, se ao invés de um ciclo para crescer o espaçamento médio inter-estrias de $1,43 \mu\text{m}$ medido neste trabalho (**Figura 6**), a trinca precisasse de, por exemplo, 60 ciclos, a carga prevista cairia para algo em torno de 100 KN , muito mais próxima do valor indicado pelo usuário da máquina. Neste suposto caso, no entanto, especial atenção deve ser dada à possibilidade de que, como a diminuição do da/dN o comportamento do material não possa mais ser representado pela região linear da curva $da/dN \propto \Delta K$, logo necessitando do uso de outra “regra de propagação”.

É importante enfatizar que a utilização de propriedades de resistência à propagação de trincas por fadiga (especificamente C e m da Eq. 1) da literatura, é um procedimento pouco recomendado (o ideal seria medir estas propriedades). Além disso, como o crescimento da trinca ocorreu em $R = -1$ e as constantes utilizadas correspondem a $R = 0$, as estimativas de carga atuante podem ser um tanto conservativas. Obviamente que a explicação anterior, por si só, não justifica a enorme diferença entre o P estimado por fractografia e o fornecido pelo usuário do equipamento.

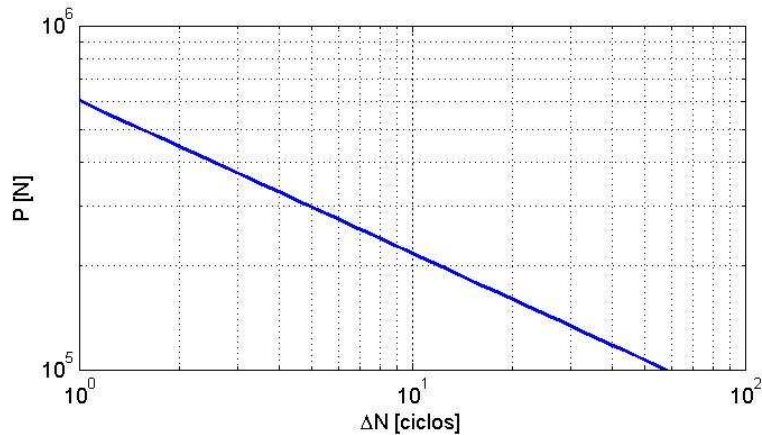


Figura 8 – Curva $P \times \Delta N$ (escala log-log) de acordo com a Eq. 5 para os dados deste trabalho.

A partir da discussão acima é possível conjecturar que a falha por fadiga deve estar diretamente relacionada com a presença de uma concentração das tensões bem acima da calculada a partir dos dados geométricos do desenho do eixo. Eventuais riscos de usinagem e/ou arranhões superficiais, ainda que pequenos, podem facilitar a iniciação das trincas sem que seja possível incluí-los nos modelos de cálculo tradicionais.

5 CONCLUSÃO

A peça analisada apresenta todas as características típicas de uma falha por fadiga na presença de uma elevada concentração das tensões. As análises por microscopia eletrônica de varredura revelaram a presença de estrias de fadiga. A carga de serviço estimada a partir das medições de algumas destas estrias e considerando que o crescimento da trinca ocorre ciclo a ciclo foi superior àquela reportada pelo usuário da peça. A tensão nominal calculada a partir desta estimativa não foi compatível com a macrografia da fratura. Dentre as prováveis causas para este resultado, a que aparenta ter uma maior influência foi a consideração de que a trinca cresce de um espaçamento inter-estrias em cada ciclo. A pesquisa relacionada com esta falha, principalmente no quesito de análise fractográfica, encontra-se em andamento e poderá acrescentar novos elementos à discussão apresentada no presente trabalho.

Agradecimentos

Os autores expressam seu agradecimento ao Laboratório Multiusuário de Microscopia Eletrônica (LMME) da UFF pelo suporte técnico durante a realização do estudo fractográfico.

À FAPERJ e à UFF pelo auxílio financeiro fornecido durante a realização do trabalho.

REFERÊNCIAS

- Schijve, J. (2009). "Fatigue of Structures and Materials". 2nd Ed., Springer, Netherlands.
- PARIS, P.C. (1962). "The growth of fatigue cracks due to variations in load". Ph.D. Dissertation, Lehigh University

- 3 Dowling, N.E. (2007). Mechanical Behavior of Materials. Pearson Prentice Hall, Inc, 3d ed., New Jersey, U.S.A.
- 4 Castro, J.T.P., Meggiolaro, M.A. (2009). “Fadiga: Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço”, vol. I e II. Disponível em www.amazon.com.
- 5 McMillan, J.C., Pelloux, R.M.N. (1967). “Fatigue crack propagation under program and random loads”. Fatigue Crack Propagation, ASTM STP 415, Am. Soc. Testing Mats., p. 505.
- 6 NORTON, R. L. (2000). “Machine Design, an Integrated Approach”. Prentice Hall Inc., 2ed., New Jersey.
- 7 Park, M. (2002) “Fatigue Failure of a Hydraulic Filter Head”. Engineering Failure Analysis, Vol. 9, n. 4.
- 8 Lankford, J. Davidson, D.L. (1983). “Fatigue Crack Micromechanism in Ingot and Powder Metallurgy 7XXX Aluminum Alloys in Air and Vacuum”. Acta Metallurgica, Vol. 31, pp. 1273-1284.