

PROPAGAÇÃO DE FENDAS SEMI-ELÍPTICAS EM FLEXÃO ROTATIVA E EM FLEXÃO ALTERNADA COMBINADAS COM TORÇÃO ESTÁTICA

M. A. da Fonte*, M. M. de Freitas**

* Departamento de Máquinas Marítimas, Escola Náutica, 2780 Oeiras, Portugal.

** ICEMS, Instituto Superior Técnico, Av. Rovisco Pais, 1096 Lisboa Codex, Portugal.

Resumo. Nesta comunicação apresenta-se um estudo comparativo sobre a propagação por fadiga de fendas semi-elípticas em flexão rotativa e flexão alternada, em modo misto: modo I (ΔK_I) + modo III (K_{III}). Utilizam-se provetes cilíndricos de aço DIN CK45k e os ensaios são realizados em duas máquinas de fadiga: uma realiza flexão rotativa e a outra flexão alternada, ambas combinadas com torção estática. Para o mesmo carregamento em modo I, o efeito do momento torçor traduz-se numa redução apreciável da velocidade de propagação das fendas por fadiga. Este fenómeno sugere estar relacionado com o efeito de fecho de fenda induzido por um aumento da zona plástica na frente da fenda resultante do atrito entre as rugosidades e de partículas abrasivas que se libertam e interferem na frente da fenda. Este trabalho pretende dar um contributo para a compreensão dos mecanismos da fractura associados à propagação de fendas semi-elípticas sob o efeito do modo III em veios fissurados, com vista à avaliação da sua vida restante.

Abstract. This paper presents a study about the propagation of semi-elliptical surface cracks in round bars subjected to the rotating and reversed bending combined with steady torsion. Tests were performed on two different fatigue machines: one does carry out rotating bending and another one reversed bending, both combined with steady torsion. Cylindrical specimens of DIN CK45k steel were used. Test results were compared in these different loading conditions. A significant reduction of crack growth rates is obtained for the same mixed mode ($\Delta K_I + K_{III}$) load conditions. It has been suggested that crack growth phenomena can be related with the crack closure effect as result of rubbing between surface cracks and abrasion debris, giving rise to the plastic zone size at the crack front due to the mode III effect. This work hopes to give a contribute for a better understanding fracture mechanisms associated to the steady mode III loading in order to obtain an accurate fatigue lifetime prediction for precracked shafts.

1. INTRODUÇÃO

Muitas das falhas mecânicas tem estado relacionadas com a fadiga, sobretudo em veios de transmissão de potência.

O interesse pelo estudo deste fenómeno começou no século XIX com o advento dos caminhos de ferro. A investigação incidiu principalmente na determinação da resistência à fadiga dos aços, e o projecto dos órgãos mecânicos passou a obedecer às chamadas curvas de resistência à fadiga, vulgarmente designadas por curvas S-N.

A partir dos anos 50, foi sobretudo a engenharia aeronáutica que veio alterar o rumo das coisas,

dando um contributo decisivo e importante a uma ciência considerada fundamental nos dias de hoje.

A necessidade de otimizar o peso e a estrutura dos aviões, aliada à constatação de que seria possível controlar a propagação duma fenda, desde o seu aparecimento até que o seu comprimento se tornasse crítico, veio introduzir uma nova abordagem na investigação sobre a fadiga dos materiais.

Da análise do campo de tensões na frente duma fenda, Irwin, no Naval Research Laboratory, introduz o importante conceito de **Factor de Intensidade de Tensão K** e lança assim os fundamentos da Mecânica da Fractura Linear Elástica.

A seguir, Paris e Anderson, na Boeing Company, encontram a função que relaciona a taxa de variação da velocidade de propagação duma fenda, da/dN , com a variação do **Factor de Intensidade de Tensão** ΔK , obtida em coordenadas logarítmicas, dando com isso um importante impulso nos conceitos de tolerância ao dano, através da expressão que ficou conhecida por lei de Paris: $da/dN=C(\Delta K)^m$.

Esta expressão não contempla os parâmetros gerais do problema, como tensão média R , o valor limiar de não-propagação ΔK_{th} , etc, mas dá uma boa aproximação ao cálculo da velocidade de propagação duma fenda, constituindo a base fundamental para a análise da tolerância de danos em componentes mecânicos sujeitos a fadiga.

Em 1968, Elber sugere o "efeito de fecho de fenda" e propõe a determinação do Factor de Intensidade de Tensão efectivo, ΔK_{eff} .

O crescente interesse pela Mecânica da Fractura tem levado numerosos investigadores a debruçarem-se exaustivamente sobre o comportamento dos materiais em fadiga face a diferentes modos de propagação e diferentes valores de razão de tensão. Contudo, o maior volume de trabalhos de investigação têm estado fundamentavelmente voltado para o **modo I** de abertura.

No que diz respeito a componentes rotativos ou cilíndricos de transmissão de potência, têm surgido nos últimos anos trabalhos em **modo misto (I+III)** de carga, realizados em provetes cilíndricos, mas de entalhe circular, utilizando sobretudo máquinas de fadiga servo-hidráulicas.

Tendo em consideração o tema do presente trabalho, salienta-se, entre outros, a contribuição preciosa de alguns investigadores [1-2-3-4-5] nesta área, nomeadamente aqueles relacionados com o objectivo de compreender o efeito do **modo III** sobre o **modo I** de carregamento, caso típico dos veios solicitados em fadiga. Na realidade, estes componentes, além da flexão rotativa ou alternada, estão simultaneamente sujeitos a torção estática ou quase estática. A nucleação duma fenda começa geralmente num ponto ou em alguns pontos superficiais e a propagação da fenda faz-se segundo um perfil aproximadamente semi-elíptico. Para simular este tipo de comportamento, os ensaios experimentais deverão procurar aproximar-se o mais possível desta realidade.

Nesse sentido, os autores têm apresentado alguns trabalhos neste domínio. Num deles [6], fez-se um estudo sobre a modelação de fendas de perfil semi-

elíptico em provetes submetidos a flexão rotativa e determinaram-se os Factores de Intensidade de Tensão K , associados ao tipo de carregamento considerado e à geometria da fenda. Posteriormente desenvolveram um outro trabalho sobre o efeito do momento torçor estático (Modo III $\rightarrow K_{III}$) na velocidade de propagação de fendas em flexão rotativa (Modo I $\rightarrow \Delta K_I$), realizado numa máquina especialmente construída para o efeito [7-8]. No caso presente faz-se um estudo comparativo entre esses resultados já obtidos e os agora realizados numa máquina adaptada para realizar flexão alternada combinada com torção.

2. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Material utilizado e provetes

O material usado nos provetes é o aço calibrado Ck45K em varão 22 mm. Os provetes, na zona de prova, têm 14, 12 e 10 mm de diâmetro. A sua composição química(%): 0.45 C, 0.25 Si, 0.65 Mn. Do ensaio de tracção, representado na Fig.1: $\sigma_{0.2}=675$ MPa; $\sigma_r=850$ MPa. A geometria dos provetes consta da Fig. 2.

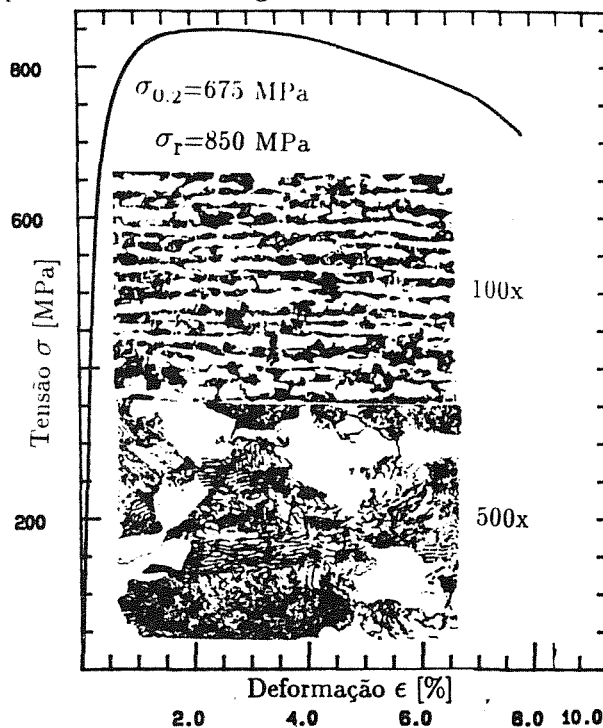


Fig. 1. Ensaio de tracção uniaxial e micrografia do aço DIN CK45 K usado nos provetes.

Em cada provete foi feito um entalhe recto em "V" (30° , $r < 0.1$ mm) executado por electroerosão, normal ao seu eixo, com o comprimento de 3 mm e uma profundidade de 0.2 mm.

Máquina de ensaios

Os ensaios foram feitos numa máquina de fadiga que realiza flexão alternada combinada com torção. O seu princípio de funcionamento consta do seguinte:

O provete cilíndrico é encastrado, de acordo com a Fig. 2. Um excêntrico rotativo permite flectir alternadamente o provete, através dum rolamento montado no seu extremo, a 82 mm do entalhe. Este rolamento irá permitir a rotação angular do provete quando da aplicação do momento torçor. A aplicação deste momento é feita por meio dum chave de bocas de 9 mm e soldada a este. À extremidade livre da chave é aplicado um tubo do qual são suspensos pesos calibrados de acordo com a tensão de corte pretendida.

eram obtidos por observação directa com um microscópio óptico, comparando o arco de fenda, à esquerda e à direita do entalhe, com uma fita graduada em mm colocada junto ao entalhe e à volta da zona de prova do provete. As medições foram realizadas a intervalos constantes em função do número de ciclos N , podendo fazer-se observações contínuas com o uso do estroboscópio.

Após a pré-fissuração, foram aplicados dois níveis de tensão de torção: 100 MPa e 200 MPa, a provetes de diâmetros 14 e 12 mm, respectivamente. A frequência de ensaio foi de 24 Hz, e nas condições de temperatura ambiente.

Após os ensaios os provetes eram fracturados por impacto de flexão, sendo examinados por meios ópticos e microscopia electrónica (SEM).

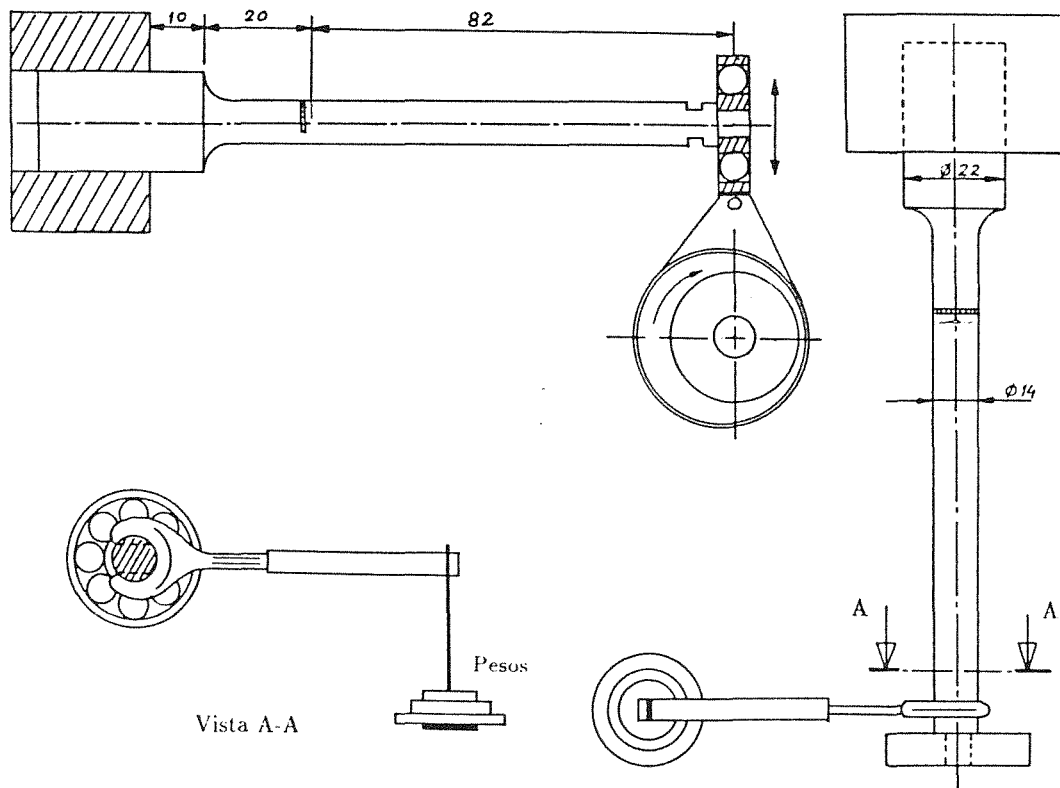


Fig. 2. Representação esquemática dos provetes e máquina de fadiga em flexão alternada

Procedimentos experimentais

A calibração da tensão de flexão foi obtida pela aplicação de um extensómetro diametralmente oposto ao entalhe, de forma a obter-se um valor aproximado de 200 MPa na fibra exterior.

Todos os ensaios foram realizados com o mesmo deslocamento imposto δ ao rolamento pelo excêntrico da chumaceira, o mesmo acontecendo com os ensaios em flexão rotativa no que diz respeito à fixação do braço flector. Os comprimentos de fenda

3. RESULTADOS E ANÁLISE

As medições experimentais dos comprimentos dos arcos de fenda $2s$ em função do número de ciclos N são apresentadas no gráfico da Fig.3, comparando-os com as medições efectuadas em provetes semelhantes em flexão rotativa, com e sem a aplicação de torção.

A medição das profundidades das fendas, realizada em várias fases da propagação, permitiu estabelecer com uma boa aproximação, o perfil elíptico da

frente da fenda e a expressão que relaciona o comprimento do arco de fenda $2s$ com a sua profundidade máxima b ; tendo-se obtido a mesma expressão já encontrada em trabalho prévio para a flexão rotativa. Esta expressão, válida para a flexão pura, apresenta algum desvio, função do valor do momento torçor, e semelhante ao já observado em flexão rotativa combinada com torção[8].

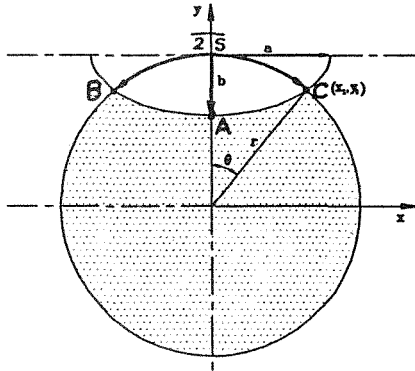


Fig. 3. Perfil da frente da fenda semi-elíptica.

De acordo com a Fig. 3, os valores de b e a são dados, respectivamente por:

$$b = \frac{2s}{\pi} \quad (3.1)$$

$$a = \frac{r \operatorname{sen} \theta}{\sqrt{1 - \frac{r^2}{b^2}(1 - \cos \theta)^2}}, \quad \text{sendo: } \theta = \frac{s}{r} \quad (3.2)$$

Conhecido o semi-ângulo θ , definido pelo semi-arco de fenda s , podemos então calcular os semi-eixos a

e b da elipse que passam pela frente da fenda [11].

Verifica-se uma rotação do eixo da elipse no sentido da aplicação do momento torçor, tal como acontece com a flexão rotativa, e no mesmo sentido, desde que se considere como momento resistente o motor.

A Fig. 4 representa as curvas dos arcos de fenda $2s$ versus número de ciclos N , tanto para os ensaios anteriormente realizados em flexão rotativa como para os ensaios realizados em flexão alternada.

O modo III de carregamento sobre o modo I actua como um travão no crescimento das fendas por fadiga, pelo que, e apesar da tensão equivalente ser mais elevada, resulta num efeito altamente benéfico em termos de vida restante, ao contrário do que seria de esperar. O mesmo já havia sido mostrado com a flexão rotativa combinada com torção[7].

No entanto, em flexão alternada, as curvas dos comprimentos dos arcos de fenda $2s$ versus número de ciclos N , apresentam um andamento "tombante", acabando por não se atingir a velocidade crítica de rotura catastrófica, facto que se explica pela flecha máxima imposta ao provete durante a realização dos ensaios. Significa, portanto, que a tensão de flexão tende para zero quando a fenda se aproxima do valor do raio, r .

Em flexão rotativa, já o mesmo não sucede. Apesar da fixação da chumaceira do braço de flexão, o provete acaba sempre por romper. Isto explica-se pela razão de que a fenda semi-elíptica ao rodar, os

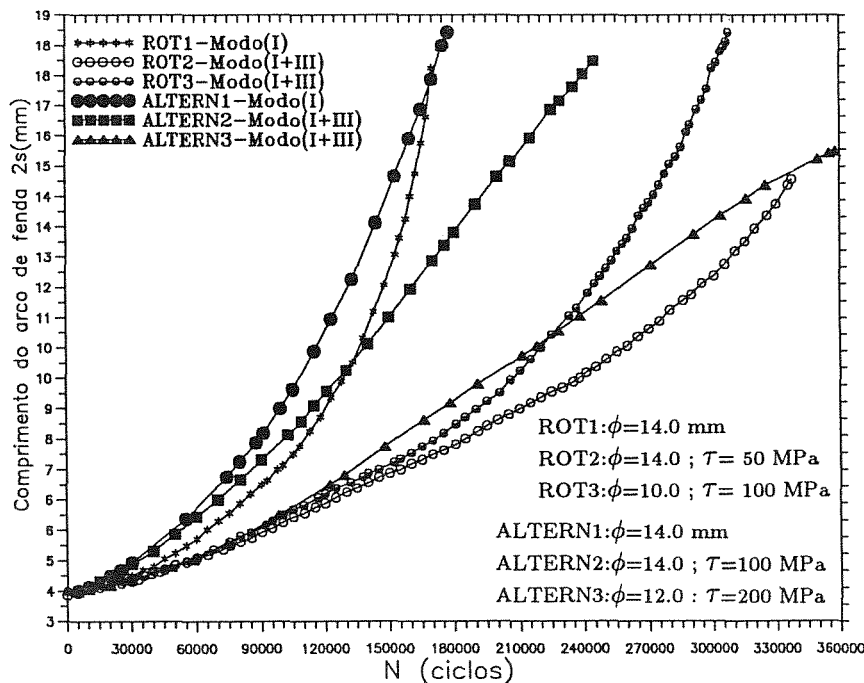


Fig. 4. Representação gráfica dos comprimentos de arcos de fenda $2s$ vs N (ciclos), em flexão rotativa e flexão alternada combinados com torção.

pontos B e C da Fig. 3 passam sempre pelos seus valores máximos, acabando a fenda por progredir mais à superfície do que no seu interior.

O gráfico da Fig.5 apresenta a taxa de velocidade ds/dN em função dos factores de intensidade de tensão ΔK_I para a flexão rotativa e para a flexão alternada.

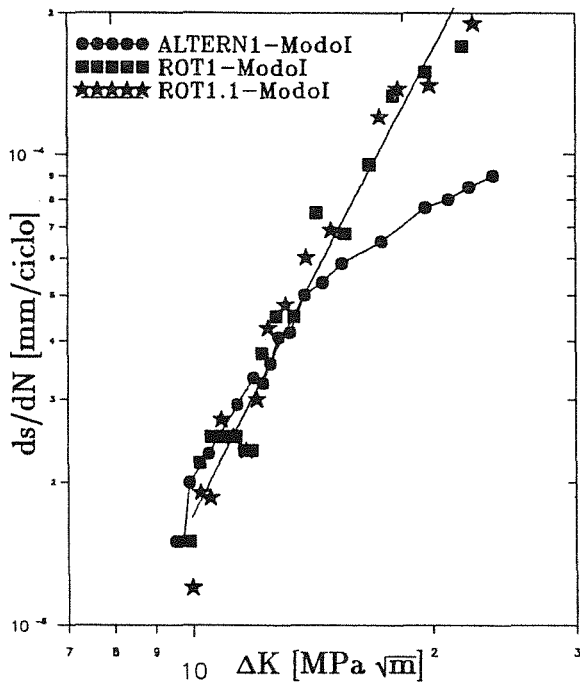


Fig. 5. Representação gráfica de ds/dN vrs ΔK_I do aço Ck45k em flexão alternada e rotativa.

Verifica-se uma boa correlação entre os pontos obtidos em flexão rotativa e alternada puras, mas só até ao valor aproximado do semi-arco de fenda, $s = \pi r/4$. Eliminados os últimos cinco pontos da curva correspondente ao ensaio em flexão alternada, encontra-se um valor médio para a função de Paris:

$$ds/dN = 5.56 \times 10^{-9} (\Delta K)^{3.2} \text{ [mm/ciclo]} \quad (3.3)$$

Os factores de intensidade de tensão K foram obtidos a partir da solução de Shiratori [10], utilizando a expressão polinomial proposta em trabalho prévio, e após ter sido testada a validade do modelo por comparação com provetes CCT nas mesmas condições de carregamento e com o mesmo tipo de aço [9]:

$$F_I(\lambda) = 0.6342 - 0.2974(\lambda) + 0.0740(\lambda)^2 + (0.4871(\lambda))^3$$

com $\lambda = b/r$ (3.4)

$$K_I = S_b F_I(b/a, b/r) \sqrt{\pi s}$$

A obtenção das curvas ds/dN versus ΔK , para a flexão alternada torna-se mais difícil, pela limitação do comprimento do semi-arco s de fenda correspondente a $\frac{\pi r}{4}$.

O retardamento resultante da aplicação do momento torçor pode explicar-se pelo chamado efeito de fecho de fenda, proposto por Tschegg et al. [5]. A observação das imagens obtidas no SEM revelam o efeito do atrito entre as superfícies de fadiga e partículas abrasivas que se libertam e interferem com a frente da fenda, provocando-lhe um aumento da zona plástica.

A superfície de fractura apresenta forma helicoidal, cujo ângulo é função do valor do momento torçor. Este aspecto da superfície evidencia-se até pelo brilho resultante do contacto de esmagamento entre as superfícies de fractura, conforme se pode observar nas fotos da Fig. 6 e Fig.7, uma em flexão rotativa e outra em flexão alternada, aliás muito semelhantes.

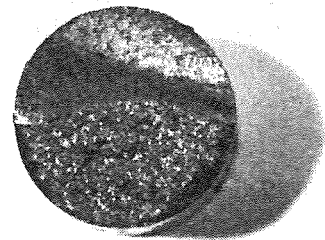


Fig.6. Superfície de fractura dum provete de $\phi=14$ mm, em flexão rotativa com torção.

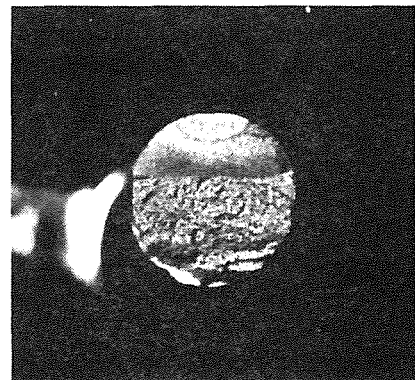


Fig.7. Superfície de fractura dum provete de $\phi=14$ mm, em flexão alternada com torção.

A determinação dos factores de intensidade de tensão K para o modo misto ($K_I + K_{III}$) é de difícil solução por razões que se prendem com o rigor da modelação da evolução do perfil da fenda e de outras variáveis que se relacionam com o efeito de fecho de fenda. Este efeito, resultante do contacto e

atrito entre as rugosidades das superfícies (consequência do modo III de carregamento) e do destaque de partículas metálicas que incrementam a zona plástica na frente da fenda, tornam difícil a determinação de ΔK_{eff} . Contudo, a importância deste problema exige a continuação de aturados estudos na procura da sua solução.

4. CONCLUSÕES

A sobreposição do momento torçor à flexão alternada, modo I (ΔK_I) + modo III (K_{III}) traduz-se num acentuado retardamento na velocidade de propagação das fendas semi-elípticas, tal como acontecia em flexão rotativa.

As superfícies de fadiga apresentam aspecto semelhante, traduzindo-se por um brilho que mostra uma superfície esmagada e helicoidal, cujo ângulo é função do valor do momento torçor aplicado.

O crescimento das fendas $2s$ versus número de ciclos N têm um andamento "tombante" devido à anulação progressiva do efeito do modo I de carregamento.

A determinação dos factores de intensidade de tensão, em modo misto ($K_I + K_{III}$), para este caso, torna-se de difícil solução, devido às dificuldades de modelação do perfil da frente da fenda e do controlo das variáveis que influenciam o "efeito de fecho de fenda"; conseqüentemente, na avaliação do ΔK_{eff} .

Em modo I, a fenda poderá ser modelada através de uma semi-elipse, tornando possível a utilização das equações para o cálculo do **Factor de Intensidade de Tensão K**, uma vez que a profundidade máxima da fenda b , é função do comprimento do arco de fenda $2s$, tal como sucedia com a flexão rotativa, mas neste caso não deverá ultrapassar-se um arco s superior a $\pi r/4$.

Em flexão alternada, com flecha de flexão imposta, a rotura catastrófica não chega a ocorrer, pelo facto da tensão de flexão tender para zero à medida que a profundidade da fenda se aproxima do valor do raio, r .

5. REFERÊNCIAS

[1] Yates, J. R. & Miller, K.J., "Mixed Mode (I+III) Fatigue Thresholds in a Forging Steel", *Fatigue Fract. Engng. Materials and Structures*, Vol. 12 No. 3, pp. 259-270, 1989.

[2] Hourlier, F., d'Hondt, H., Truchon, M. & Pineau, A., "Fatigue Crack Path Behavior Under Polymodal Fatigue", *Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 853, K. J. Miller and M. W. Brown, Eds., pp. 228-248, 1985.

[3] Ritchie, R. O., McClintock, F. A., Tschegg, E. K., & Nayeb-Hashemi, H., "Mode III Fatigue Crack Growth Under Combined Torsional and Axial Loading", *Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 853, pp. 203-227, 1985.

[4] Akhurst, K. N., Lindley, T. C. & Nix, K. J., "The effect of mode III loading on fatigue crack growth in a rotating shaft", *Fatigue of Eng. Materials and Structures*, Vol. 6, No.4, pp. 345-348, 1983.

[5] Tschegg, E. K., Stanzl, S. E., Mayer, H. R. & Czegley, M., "Crack Face Iterations Near-Threshold Fatigue Crack Growth", *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* Vol. 16, No. 1, pp. 71-83, 1992.

[6] Fonte, M. A., Freitas, M. M., François, D., "Análise da Propagação de Fendas Semi-Elípticas em Flexão Rotativa", *X Encuentro del Grupo Español de Fractura*, Mérida, 1993.

[7] Fonte, M. A. & Freitas, M. M., "Fatigue Crack Growth Under Rotating Bending and Steady Torsion", Vol. I, pp. 159-170, *Proceedings of 4th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue*, St. Germain en Laye, France, 1994.

[8] Fonte, M. A., Freitas, M. M., François, D., "Propagação de Fendas Semi-Elípticas em Veios de Transmissão de Potência", *5^{as} Jornadas de Fractura, SPM*, Lisboa, 1994.

[9] Freitas, M. M. and François, D., "Analysis of Fatigue Crack Growth in Rotary Bend Specimens and Railway Axles", *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, K. J. Miller, Ed., Vol. 18, No. 2, pp. 171-178, 1995.

[10] Shiratori, M. M., Miyoshi, T., Sakay, Y. & Zhang, G. R., "Analysis and Application of Influence Coefficients for Round Bar with a Semi-Elliptical Surface Crack", in: *Handbook of Stress Intensity Factors*, Ed. Y. Murakami, Pergamon Press, Vol. II, pp. 659-665.

[11] Fonte, M. A., "Determinação da Vida Residual em Veios Fissurados", *Tese de Pós-Graduação em Tecnologia e Ciências Náuticas*, Escola Náutica, 1990.