

METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DO LIMIAR DA INICIAÇÃO DE TRINCAS SOB CONDIÇÕES DE FRETTING

Rodolfo Vivacqua Castro

Petróleo Brasileiro – Petrobras S.A. - rvivac@petrobras.com.br

José Alexander Araújo

Professor Associado da Universidade de Brasília – alex07@unb.br

Edgar Nobuo Mamiya

Professor Associado da Universidade de Brasília – mamiya@unb.br

Resumo.

Este trabalho tem como objetivo estabelecer uma metodologia para determinar o limiar de iniciação de trincas para componentes em regime de alto número de ciclos e sob condições de fretting. O desenvolvimento desta metodologia é validado a partir de um conjunto de dados experimentais obtidos da literatura que relata o efeito do tamanho do contato mecânico na vida à fadiga. Quatro modelos de fadiga multiaxial foram estudados e implementados na tentativa de prever o limiar de iniciação de trincas e, conseqüentemente, a faixa de tamanho crítico que divide os testes nos domínios de vida infinita e finita. Entretanto, tais modelos mostraram-se incapazes de prever o tamanho de contato crítico. Assim, propõe-se uma metodologia para avaliar a resistência à fadiga que considere um estado de tensão médio definido em uma camada ou volume crítico. Através de uma abordagem de tentativa e erro determina-se uma faixa de tamanho da camada que ajusta às previsões dos modelos aos testes. Os resultados mostram que este volume ou camada não parece ser uma propriedade do material.

Palavras-chave: fadiga por fretting, fadiga multiaxial, efeito do tamanho do contato, gradiente de tensão.

1. INTRODUÇÃO

Em juntas mecânicas, vibrações de pequena amplitude podem provocar micro-escorregamentos entre as superfícies ao longo das zonas de contato. Duas conseqüências podem advir deste fenômeno: (1) o desgaste por *fretting* – quando os micro-escorregamentos relativos provocam um desgaste superficial; (2) a fadiga por *fretting* (FF) – quando os micro-escorregamentos relativos, associados à concentração de tensão causada pelo contato mecânico, aceleram os processos de nucleação e de crescimento de trincas nos componentes da montagem sujeitos a uma tensão remota cíclica, levando o sistema prematuramente ao colapso. Casos práticos de fadiga por *fretting* ocorrem freqüentemente na indústria, contudo, as soluções utilizadas tendem a ser meros paliativos com efeitos pouco compreendidos (Nowell e Dini, 2003).

Em configurações hertzianas submetidas à fadiga por *fretting*, o efeito do tamanho de contato é observado a partir de um valor crítico, abaixo do qual obtêm-se vida infinita ($>10^7$), mantidas constantes as magnitudes da máxima pressão de contato p_0 . Este efeito foi observado por Bramhall (1973), Nowell (1989) e Araújo (2000). Fouvry et. al. (1998 e

2002) utilizaram de experimentos com contatos esfera-plano sob condições de escorregamento parcial para validar a aplicação de alguns critérios de fadiga multiaxial e verificaram que os resultados obtidos não eram satisfatórios quando o campo de tensões apresentava severos gradientes de tensão. Araújo e Nowell (2002) conduziram uma abordagem similar e verificaram que melhores resultados poderiam ser obtidos utilizando uma zona de processo que não pareceu a princípio ser característica própria do material. Recentemente, Naboulsi e Mall (2003) tentaram, com critérios de plano crítico e o conceito de volume crítico, verificar a influência de parâmetros numéricos – discretização da malha, ponderação do campo de tensões, ponderação do parâmetro de risco de iniciação – na previsão de iniciação de trinca.

Este trabalho procura estabelecer uma metodologia para determinar o limiar de iniciação de trincas em regime de alto número de ciclos sob condições de *fretting*. Para isto, após a modelagem matemática do carregamento cíclico produzido pelo contato entre cilindro e semiplano infinito, foram utilizados modelos de fadiga multiaxial para dividir o espaço de tensões em domínios seguros (vida infinita) e domínios onde ocorre falha (iniciação de trincas). Para validar esta análise foram utilizados dados experimentais publicados por Nowell em 1988, nos quais o efeito do gradiente de tensão foi manipulado através da variação do tamanho de contato. Nesta análise numérica, tal efeito foi considerado utilizando o conceito de volume ou camada crítica.

2. MODELAGEM

O uso de modelos de fadiga multiaxial para a previsão da resistência à fadiga por *fretting* em regime de alto número de ciclos requer a determinação do campo cíclico de tensões na região do contato. Nowell (1988) implementou uma série de testes de fadiga por *fretting* utilizando a configuração do contato de Hertz (contato entre cilindros) submetido a uma tensão remota cíclica, conforme a Figura 1.

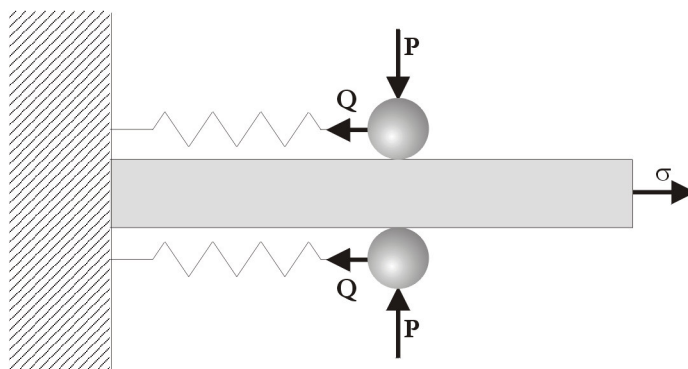


Figura 1 - Configuração do Experimento de Nowell (1988)

Nowell conduziu cinco séries de experimentos com Alu4%Cu explorando uma característica peculiar do contato entre cilindros que permite manipular a pressão de contato P e o raio da sapata cilíndrica R para manter a máxima pressão de contato constante e variar

o tamanho do contato. Quatro séries experimentais foram utilizadas para comparar com os resultados da simulação numérica:

Tabela 1 – Parâmetros dos Contatos (Nowell, 1988)

Série	P_0 [MPa]	σ_B [MPa]	Q/P	f
1	157	93	0,45	0,75
3	143	93	0,45	0,75
4	143	77	0,45	0,75
5	120	62	0,45	0,75

Uma média de oito testes variando-se o raio de sapatas cilíndricas R de 12,5 a 150mm foi conduzida dentro de cada série. Os resultados podem ser observados na Figura 2. Note que em cada série existe um tamanho de contato crítico chamado aqui de a_0 em que ocorre uma transição entre a vida finita ($<10^7$) e infinita ($>10^7$).

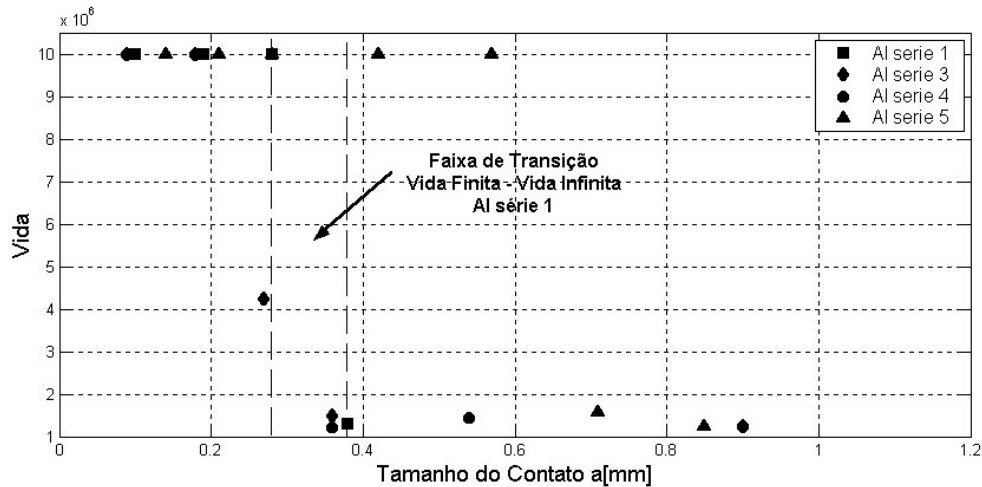


Figura 2 – Resultados de Nowell (1988) – Variação da vida com o tamanho do contato.

Para o Al4%Cu, o limite de fadiga por flexão pura alternada fornecido por Nowell (1988) foi de $\sigma_{-1}=124$ MPa. Entretanto, o limite de fadiga por torção pura alternada τ_{-1} foi estimado com base em uma ampla série de dados experimentais, que relatam uma razão entre σ_{-1}/τ_{-1} para diversas ligas de alumínio de $\sigma_{-1}/\tau_{-1} = \sqrt{3}$. Desta forma, foi considerado $\tau_{-1}=71,6$ MPa.

3. MODELOS DE FADIGA MULTIAXIAL

Os modelos de Crossland (1956), Mamiya e Araújo (2002), Dang Van (1989) e Susmel e Lazzarin (2002) foram estudados e implementados na tentativa de prever o limiar de iniciação de trincas e, conseqüentemente, a faixa de tamanho crítico que divide os testes nos domínios de vida infinita e finita. Estes modelos estão bem documentados na literatura. Por isto apenas o critério proposto pelos autores deste trabalho será detalhado a seguir.

3.1. Modelo de Mamiya e Araújo

O critério proposto por Mamiya e Araújo (2002) considera que as variáveis controladoras do processo de fadiga são a amplitude de tensão equivalente $f(\tau) = \tau_{eq}$ e a máxima pressão hidrostática $g(\sigma) = \max_t(p_h(t))$. Desta forma, haverá iniciação de trincas quando:

$$MA = \frac{\tau_{eq} + \kappa \max_t(p_h(t))}{\lambda} - 1 > 0 \quad (1)$$

onde: κ e λ são constantes que dependem do material.

Mamiya e Araújo (2002) provaram que é possível caracterizar a amplitude da tensão de cisalhamento equivalente por meio de um prisma retangular circunscrito à este elipsóide. Todavia, esta caracterização tem se mostrado eficiente para histórias de carregamentos que se assemelham a elipsóides, segundo:

$$\sum_{i=1}^5 \lambda_i^2 = \sum_{i=1}^5 \alpha_i^2 \quad (2)$$

A demonstração deste teorema pode ser conferida em Mamiya e Araújo (2002). Desta forma:

$$\tau_{eq} = \sum_{i=1}^5 \alpha_i^2, \quad \alpha_i = \frac{1}{2} \left(\max_t |s_i(t)| - \min_t |s_i(t)| \right) \quad (3)$$

Sendo que para cada instante de tempo t :

$$s_i(t) = (S(t), N_i) \quad i = 1 \dots 5 \quad (4)$$

As constantes $\lambda = \sqrt{2} \tau_{-1}$ e $\kappa = \sqrt{2} \left(3 \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{3} \right)$ podem ser obtidas através de ensaios de fadiga uniaxial de flexão e torção alternada pura, e dependem do material.

3.2. Índice de Erro

Para avaliar os modelos de fadiga multiaxial, foi considerado o índice de erro I . Este índice serve para medir a distância que o modelo indica com relação às condições de falha impostas nos testes (limite de fadiga). Desta forma, quando $I < 0$, a previsão obtida é não-conservativa, pois o modelo indica que ainda é possível aumentar a solicitação enquanto os testes indicam uma condição limite; quando $I = 0$, o estado de tensão indica uma condição equivalente ao limite de fadiga, e quando $I > 0$ o modelo indica que o componente já falhou (previsão conservativa). O índice I é calculado como:

$$I = \frac{f(\tau) + \kappa g(\sigma)}{\lambda}, \quad (5)$$

onde $f(\tau)$ é função das tensões cisalhantes; $g(\sigma)$ é função das tensões normais; κ e λ são constantes que dependem do material.

4. RESULTADOS

Para avaliar os modelos de Crossland, Mamiya e Araújo, Dang Van e de Susmel e Lazzarin, foi computado o campo de tensões cíclico para cada série experimental em intervalos espaciais de $\Delta x/a = \Delta y/a = 0,005mm$. Para cada ponto material estudado avaliou-se o tensor tensão em 16 intervalos de tempo. Os critérios multiaxiais foram então aplicados para os testes das diferentes séries experimentais. A Figura. 3 mostra a variação do índice de erro, I , obtido por estes modelos ao longo da superfície do contato para os testes da série 1. É importante observar que como a magnitude do estado de tensão superficial é idêntico para todos os testes dentro de uma mesma série, as curvas da Figura 3 serão as mesmas para todas os testes da série 1. Também pode-se notar na Figura 3 que todos os índices de erro apresentaram seus maiores valores na extremidade anterior na superfície do contato $(x/a, y/a) = (-1, 0)$, portanto há sempre previsão de falha (valores superiores a 0).

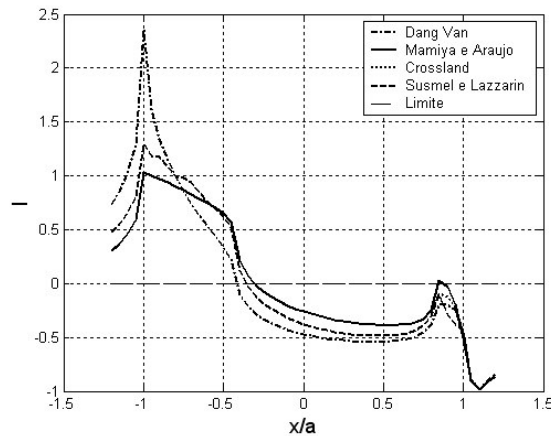


Figura 3 - Índice de erro calculado pelos modelos de fadiga multiaxial ao longo da superfície do contato e para os testes da série 1.

Na Tabela 2 podem ser observados os máximos valores dos índices de erro previstos para cada modelo, assim como a posição onde ocorrem para todas as séries experimentais.

Série	DV _{max}	IC _{max}	MA _{max}	SU _{max}	x
1	2,37	1,03	1,03	1,30	-1
3	2,06	0,91	0,91	1,16	-1
4	1,76	0,79	0,79	1,03	-1
5	1,07	0,48	0,48	0,67	-1

Tabela 2 – Resultados dos Critérios sem Ponderação.

Estes resultados contrariam diretamente os experimentos de Nowell, uma vez que os modelos não conseguem prever a existência da faixa de tamanho crítico. Acredita-se que estas previsões equivocadas fornecidas pelos modelos estejam associadas ao fato destes serem calculados pontualmente, sem considerar o efeito de diferentes gradientes de tensão provocados pelos diferentes tamanhos de contato. Observe na Figura 4 como a componente σ_{xx} decai com o afastamento da superfície para cada tamanho de contato da série experimental 1.

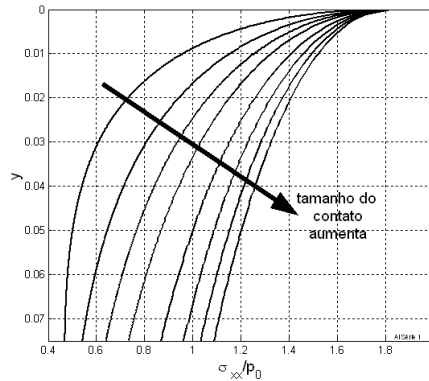


Figura 4 - Decaimento da componente σ_{xx} com o afastamento da superfície para todos os tamanhos de contato da série experimental 1.

Em 1989, Flavenot e Skalli propuseram o conceito de camada ou profundidade crítica. Este conceito baseia-se na idéia de que a média das tensões elásticas em um volume de material pode representar o gradiente de tensão a que este material está submetido. Uma vez que sob condições de *fretting*, as tensões severas na superfície decaem rapidamente a medida que se afasta da região do contato (Figura 4). Araújo e Nowell (2002) usaram um conceito similar para o cálculo da vida à fadiga considerando os critérios de plano crítico. Nesta análise considera uma área crítica, visto que a análise é 2D.

Neste trabalho propõe-se uma abordagem similar a proposta por Araújo e Nowell (2002) para tentar incorporar o efeito do gradiente de tensão nos modelos de fadiga para alto número de ciclos. Conforme observado anteriormente (ver Tabela 2), todos critérios de fadiga prevêm que a região mais solicitada a fadiga é a extremidade anterior do contato: $(x/a, y/a) = (-1, 0)$. Experimentalmente, também observa-se que é nesta região que as trincas têm início. Devido a estas evidências e ao alto custo computacional do processo de ponderação no tamanho crítico, a procura será realizada em uma área $l/a \times l/a$ cujo centro coincide com o ponto $x/a = -1$. Nesta região, o campo de tensão cíclico é subdividido em uma malha de um tamanho $\Delta x/a = \Delta y/a$ tal que sua característica seja a estabilização da média do campo de tensão no volume (Figura 5). Neste volume, a procura do tamanho crítico é feita através de tentativa e erro de modo que se obtenha um índice de erro igual a 0, ou seja, o limiar da falha.

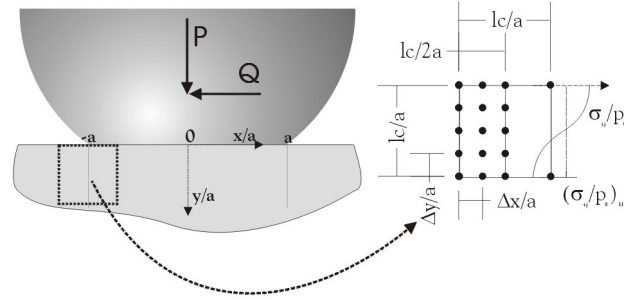


Figura 5 - Esquema de determinação e localização do tamanho do volume (área) ou camada crítica.

O procedimento de ponderação das tensões foi executado a partir da simulação do campo de tensão local com a definição de $\Delta x/a = \Delta y/a = 0,005mm$ e em 16 passos de tempo. A ponderação foi feita sobre uma área $l_c \times l_c$ a partir da posição de falha $(x/a, y/a) = (-1, 0)$ (Figura 5) para vários tamanhos de volume de aresta l_c para cada tamanho de contato a . A partir do campo de tensão ponderado foram calculados os índices de erro utilizando os modelos de Mamiya e Araújo, Crossland, Dang Van e Susmel e Lazzarin. Com a variação de l_c , calibrou-se o tamanho do volume crítico necessário para ajustar as previsões fornecidas pelos modelos considerados aos resultados experimentais.

A Figura 6 apresenta a variação do índice de erro fornecida pelo modelo de Mamiya e Araújo ao longo da superfície do contato para a série experimental 1 e para o experimento onde $a = 280\mu m$. Este tamanho é o menor tamanho de contato dentro da faixa de transição vida infinita – vida finita. Nesta mesma figura são apresentadas as previsões obtidas pelo modelo para diferentes valores l_c . Verificou-se que para obter $I=0$ um $l_c = 200\mu m$ é necessário. Valores maiores para l_c irão gerar previsões não conservativas ($l_c > 200\mu m \rightarrow MA < 0$).

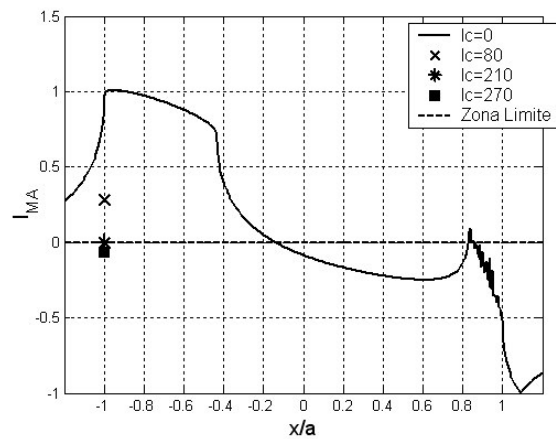


Figura 6 – Variação de do índice de erro obtido com o critério de *Mamiya e Araújo* ao longo da superfície de contato e considerando l_c variando de 0 a $270\mu m$.

Resultados semelhantes podem ser obtidos para os modelos de Crossland, Dang Van e Susmel e Lazzarin. Para cada série experimental, foram encontradas diferentes faixas para os tamanhos l_c . Cada faixa representa o intervalo de transição entre vida infinita e vida

finita para cada série. Estas faixas podem ser visualizadas na Tabela 3. Novamente, os intervalos dos tamanhos de volume críticos l_c foram selecionados de modo que o índice de erro alcance um valor limite ($I=0$) tanto para o menor como para o maior tamanho de contato procurando representar o intervalo dos tamanhos de contato no qual se obtém o limiar de iniciação de trinca. Observa-se que os critérios de iniciação utilizados não têm capacidade de considerar os efeitos de tamanho de contato demonstrados pelos experimentos de Nowell (1988) e que o procedimento de ponderação revela-se independente do material: as faixas de l_c estimadas não são únicas para as diferentes séries de testes consideradas.

Série	Faixa de Tamanho de Contato	Faixa de Tamanho de Volume Crítico l_c [μm]			
		<i>Mamiya e Araújo</i>	<i>Crossland</i>	<i>Dang Van</i>	<i>Susmel e Lazzarin</i>
1	280-380	200-271	200-271	242-328	268-364
3	180-270	114-171	114-171	147-221	160-240
4	360-540	156-234	156-234	200-300	213-320
5	570-710	110-137	110-137	171-213	171-213

Tabela 3 - Faixas admissíveis do tamanho de volume l_c para os modelos estudados.

5. CONCLUSÕES

Tanto os resultados para Crossland, como para Mamiya e Araújo, Dang Van e Susmel e Lazzarin mostraram que os modelos não foram capazes de diferenciar a influência do tamanho de contato na resistência à fadiga. Acredita-se que isto esteja relacionado à não consideração do efeito do severo gradiente de tensão nas proximidades do contato pelo fato de tais modelos se basearem em estados de tensão pontuais. A metodologia proposta para avaliar a resistência à fadiga sugeriu que não se considerasse apenas o estado de tensão pontual, mas sim um estado de tensão médio definido em uma camada ou volume crítico. Através de uma abordagem de tentativa e erro determinaram-se faixas de tamanho da camada que se ajustavam às faixas de tamanho de contato correspondentes ao limiar vida infinita – vida finita previsto em cada série de testes. Os resultados mostraram que diferentes faixas de volumes eram necessárias para ajustar os dados experimentais, sugerindo que tal volume ou camada não parece ser uma propriedade do material, mas sim da geometria ou do carregamento.

6. REFERÊNCIAS

- Araújo J.A. On the Initiation and Arrest of Fretting Fatigue Cracks. D.Phil. thesis, University of Oxford; 2000
- Araújo J.A., Nowell D., Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies, *International Journal of Fatigue*, 21.9/1999, p947-956
- Araújo J.A., Nowell D., The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue, *International Journal of Fatigue*, 24.7/2002, p763-775

- Bernasconi, A. - Efficient algorithms for calculation of shear stress amplitude and amplitude of the second invariant of the stress deviator in fatigue criteria applications, *International Journal of Fatigue*, 24/2002, p649-657
- Bramhall R. Studies in fretting fatigue. D.Phil. thesis, University of Oxford; 1973
- Ciavarella M., Macina G., A note on crack analogue model for fretting fatigue, *International Journal of Solids and Structures* 40/2003 - p807-825
- Crossland B., Int. 'Proc. International Conference on Fatigue of Metals, Proc. Inst. Mech., London, 1956, p138-149
- Dang Van K., Griveau B., Message O., On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3 (Edited by M. W. Brown and K. J. Miller), Mechanical Engineering Publications, London, 1989, p479-496
- Domínguez, J., Cyclic variations in friction forces and contact stresses during fretting fatigue, *Wear*, 218.1/1998, p43-53
- Endo, H., Marui, E., Studies on fretting wear: influence of rubbing surface materials and some considerations, *Wear*, 253.7-8/2002, p795-802
- Farris TN., Szolwinski MP., Harish G., Fretting in aerospace structures and materials., In: Hoepfner DW, Chandrasekaran V, Elliot CB, editors. *Fretting fatigue: current technology and practices*, ASTM STP 1367. West Conshohocken, PA: ASTM 2000. p523-537
- Fouvry S., Kapsa P., Sidoroff F., Vincent L., Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting fatigue contacts, *J. de Phys. IV, France* 8, 1998, p159-166
- Fouvry, S., Elleuch, K., Simeon G., *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 37.6/2002, p549-564
- Giannakopoulos A. E., Lindley T. C., Suresh S., Similarities of stress concentration in contact at round punches and fatigue at notches: implication to fretting fatigue crack initiation, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 23/2000, p561-571
- Gonçalves, CA, Araújo, JA, and Mamiya EN, - Multiaxial Fatigue: A Simple Stress Based Criterion for Hard Metals - *International Journal of Fatigue* (submitted in September, 11th, 2003)
- Hills, D. A., Nowell, D., and Sackfield, A. - *Mechanics of Elastic Contacts*, Butterworth-Heinemann, Oxford, 1993
- Hills D. A., Nowell D., O'Connor J. J., On the mechanics of fretting fatigue, *Wear*, 125.1-2/1988, p129-146
- Mamiya E. N., Araújo J. A. - Fatigue limit under multiaxial loadings: on the definition of the equivalent shear stress - *Mechanics Research Communications* - 29/2002, p141-151
- Mugadu, A., Hills, D. A., The evolution of the process zone when a complete contact is subjected to cyclically varying loads, *International Journal of Solids and Structures*, 40/2003, p4417-4435
- Naboulsi S., Mall S., Fretting fatigue crack initiation behavior using process volume approach and finite element analysis, *Tribology International*, 36/2003, p121-131
- Nowell, D., An analysis of fretting fatigue. D.Phil. thesis, University of Oxford; 1989
- Nowell, D., Hills, D. A. - *Mechanics of Fretting Fatigue*, Solid Mechanics and its Applications, Kluwer Academic Publishers, 1994

- Nowell D., Araújo J. A., Prediction of fretting fatigue life using volume averaged multiaxial initiation parameters. In: Becker AA, editor. Proc. 4th International Conference on Modern Practice in Stress and Vibration Analysis, Nottingham; 2000 p223-234
- Nowell D., Dini D., Stress gradient effects in fretting fatigue, Tribology International, 36.2/2003, p71-78
- Ruiz C., Nowell D., Designing against fretting fatigue in aeroengines. In: Fluentes M., Elices M., Martín-Meizoso A., Martínez-Esnaola JM, editors. Fracture mechanics, applications and challenges, Invited papers presented at the 13th European Conference on Fracture,ESIS publication 26. Amsterdam: Elsevier; 2000. p73-95
- Sackfield, A., Truman, C. E., Hills, D. A., The tilted punch under normal and shear load (with application to fretting tests), International Journal of Mechanical Sciences, 43.8/2001, p1881-1892
- Sines G, - Behavior of Metals under Complex Static and Alternating Stresses - Sines G., Waisman, eds.: Metal Fatigue, McGraw-Hill, New York, p145-169
- Smith J. O., and Liu - Stresses due to tangencial and normal loads on an elastic solid with application to some contact stress problems, Jnl Appl. Mech, 1953
- Susmel, L., Lazzarin, P., A bi-parametric Wöhler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment - Fatigue and Fracture Engng Mater Struct 25/2002, p63-78
- Vallellano C., Dominguez J., Navarro A., On the estimation of fatigue failure under fretting conditions using notch methodologies, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 26/2003, p469-478
- Weber, B., Kenmeugne, B., Clement, J. C. and Robert, J. L., Improvements of multiaxial fatigue criteria computation for a strong reduction of calculation duration, Computational Materials Science, 15.4/1999, p381-399

A CRACK INITIATION THRESHOLD METODOLOGY FOR COMPONENTS UNDER FRETTING

Rodolfo Vivacqua Castro

Petróleo Brasileiro – Petrobrás S.A. – rvivac@petrobras.com.br

José Alexander Araújo

Associate Professor of the University of Brasília – alex07@unb.br

Edgar Nobuo Mamiya

Associate Professor of the University of Brasília – mamiya@unb.br

Abstract.

The aim of this work is to establish a new crack initiation threshold methodology for components subjected fretting fatigue. The methodology will be validated against a set of experimental data published in the literature, which observes a contact size effect in the fretting fatigue life of tests with identical superficial stress fields. Four multiaxial fatigue criteria were studied and implemented to try to determine the crack initiation threshold. The results have shown that these models are not capable to account for the contact size effect if they don't consider the severe stress gradient in the contact neighborhood. Therefore, a methodology that takes into account not only the punctual stress state, but an average stress state inside a critical volume or layer was proposed to evaluate the fatigue strength. The results have demonstrated that different layer sizes are necessary to fit the experimental data. This shows that these volume or layer does not appear to be material dependent. However, more firm conclusions could not be drawn since a number of basic material fatigue data have been estimated.

Keywords. *fretting fatigue, multiaxial fatigue, contact size effect, stress gradient*