

AVALIAÇÃO DA EFICÁCIA DO FECHAMENTO E DO PARÂMETRO K^* NA MODELAGEM DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM MATERIAIS ESTRUTURAIS DE INTERESSE AERONÁUTICO ¹

Anthony M.L. Adib ²
Carlos A.R.P. Baptista ³
Marcelo A.S. Torres ⁴
Renato C. Souza ⁵

Resumo

Partindo dos vários enfoques que buscam uma expressão genérica para a propagação de trincas por fadiga, este trabalho avalia dois modelos conceitualmente diferentes, porém com mesmo objetivo: descrever os efeitos da razão de tensões na taxa das trincas. O conhecido modelo de Elber, que emprega o conceito de fechamento da trinca ao definir o valor de ΔK_{ef} , é comparado ao novo modelo proposto por Kujawski, que introduz o parâmetro K^* numa adaptação do modelo de Walker. Os dados experimentais para seis diferentes valores de R foram obtidos de uma série de ensaios em corpos-de-prova do tipo compacto envolvendo dois materiais interesse aeronáutico: A liga Al2524-T3 e o titânio de pureza comercial grau 2. Apesar de morfologicamente distintos, esses materiais apresentam propriedades mecânicas muito semelhantes. O primeiro foi desenvolvido na década de 90 visando substituir a liga precursora Al2024-T3 em revestimentos e partes da fuselagem. O titânio grau 2 é utilizado em tubulações de sangria do motor de aviões e em partes em que se busca um compromisso entre resistência e leveza. Os dados de fechamento, medidos pelo método linear-quadrático, foram avaliados graficamente no plano cartesiano para os dois materiais separadamente. A obtenção do parâmetro de correlação K^* foi realizada no ambiente tridimensional. Foram discutidas as dificuldades inerentes a cada modelo e feitas comparações entre os resultados alcançados pelos mesmos.

Palavras-chave: Fadiga; Propagação de trinca; Fechamento de trinca; Carregamentos assimétricos.

EVALUATION OF THE CRACK CLOSURE AND K^* APPROACHES FOR FATIGUE CRACK GROWTH DESCRIPTION ON TWO AERONAUTICAL STRUCTURAL MATERIALS

Abstract

From among the various approaches adopted in search of a general fatigue crack growth expression, two distinct concepts are evaluated in the present work: the crack closure model introduced by Elber and the K^* parameter recently proposed by Kujawski. Both of them are aimed to describe the so-called R-effects that affect the crack growth rate when asymmetric loadings are applied, and the latter one is an adaptation of the well-known Walker's model. Two structural materials were chosen for this work: Aluminum alloy Al 2524 T3 and commercially pure titanium (ASTM grade 2). Although morphologically distinct, these materials show very similar mechanical properties. The former was developed during the 1990s to replace its predecessor Al 2024 in fuselage panels; whereas grade 2 titanium is used in aircraft engine bleed ducts and other parts where high strength-to weight ratio and corrosion resistance are needed. The fatigue crack growth tests were conducted under load control and 6 different values of R ratio for each material: 0.05, 0.1, 0.15, 0.30, 0.50 and 0.60. Closure measurements were made using the linear-quadratic method. The performances of the employed methods for crack growth description were compared in terms of the normalized sum of residuals. It is shown that the Kujawski method provides a slightly better description of the crack growth curves.

Key words: Fatigue; Crack propagation; Crack closure; Asymmetric loadings.

¹ Contribuição técnica apresentada na 61º Congresso Anual da ABM, de 24 a 27 de julho de 2006, Rio de Janeiro – RJ

² Mestre em Engenharia de Materiais, EMBRAER, São José dos Campos/SP.

³ Doutor em Engenharia de Materiais, DEMAR/FAENQUIL, Lorena/SP.

⁴ Doutor em Engenharia Mecânica, DME/FEG/UNESP, Guaratinguetá/SP.

⁵ Doutor em Engenharia de Materiais, DEMAR/FAENQUIL, Lorena/SP.

1 INTRODUÇÃO

Desde que Paris⁽¹⁾ apresentou sua equação para descrever a propagação de trincas por fadiga, inúmeras pesquisas vêm sendo conduzidas com o intuito de encontrar uma expressão geral que bem represente os efeitos da razão de carregamento R (P_{\min}/P_{\max}) na taxa de propagação da trinca. Paris propôs uma relação direta entre a taxa de propagação da/dN e a amplitude do fator intensidade de tensão ΔK da mecânica da fratura, representada pela equação (1). Neste modelo as constantes de ajuste C e n são obtidas a partir de dados experimentais de um único ensaio.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n \quad (1)$$

A equação de Paris, conhecida como “Lei de Paris”, tornou-se canônica embora não descreva a taxa de propagação de trinca por fadiga em um dado material para um amplo espectro de carregamentos. Em outras palavras não representa o efeito intrínseco à variação da razão de cargas R . Este efeito conhecido como “Efeito de R ” pode ser observado ao considerar que para um mesmo valor de ΔK as taxas de propagação da trinca variam com o valor de R . Para explicar este efeito, Elber⁽²⁾ observou que as faces da trinca permanecem em contato durante parte do ciclo de carregamento e com isso definiu os conceitos de fechamento da trinca e variação efetiva do fator Intensidade de tensão, ΔK_{ef} . A partir desta constatação inúmeros esforços vêm sendo somados no intuito de obter um método preciso de avaliação e medição da tensão de fechamento. Há muita discussão acerca do método ideal de medição do fechamento, no entanto o mais utilizado é o chamado método linear quadrático. A grande dificuldade não está somente em medir o fechamento, mas também em conhecer todas as variáveis que contribuem de forma significativa para tal fenômeno. Inicialmente o fechamento de trinca foi relacionado somente com as tensões residuais devidas à deformação plástica à frente da trinca. Estudos mais recentes identificaram vários outros fatores que podem contribuir para este fenômeno, incluindo efeitos de rugosidade, detritos, desajuste e oxidação das superfícies de fratura. Louat⁽³⁾ apresentou dificuldades conceituais e experimentais existentes na avaliação do fechamento. Ele observou que o valor da carga de abertura da trinca depende da posição e da técnica empregada nas medições. Recentemente Kujawski⁽⁴⁾ avaliou quatro diferentes métodos de medição do fechamento, discutindo os principais causadores da dispersão dos dados e como os diferentes métodos lidam com este fato.

Para tentar contornar essas dificuldades, Sadananda⁽⁵⁾ ao final da década de 90 introduziu um novo conceito que desconsidera a medição do fechamento e procura descrever as taxas de propagação através de dois parâmetros de carregamento independentes. Desde então uma nova vertente se formou: a “Abordagem Unificada”, que se baseia principalmente na definição de um carregamento cíclico. Para que esta definição seja inequívoca são necessários no mínimo dois parâmetros independentes. Sob o ponto de vista físico tem como premissa o fato de que a zona plástica monotônica predomina sobre a zona plástica cíclica e que, portanto, o efeito da plasticidade na ponta da trinca está muito mais vinculado a K_{\max} (fator intensidade de tensão máximo) do que a ΔK .^(6,7) A partir da introdução destes conceitos, vários modelos foram criados considerando ΔK e K_{\max} como as forças motrizes que controlam o crescimento da trinca. Embora Walker⁽⁸⁾ tenha sido um dos primeiros a usar dois parâmetros em seu modelo, ele não considera independentes os efeitos das variáveis do carregamento sobre a taxa de

propagação da trinca. O modelo cinético proposto por Kujawski⁽⁹⁾ procura descrever a taxa de propagação da trinca através de um novo parâmetro denominado K^* , que representa a força motriz para o crescimento da trinca.

2 MODELO DE ELBER

Segundo Elber,⁽²⁾ a força motriz responsável pelo crescimento da trinca é a amplitude efetiva do fator intensidade de tensão, ΔK_{ef} , cujo valor é calculado pela equação (2). O fator intensidade de tensão K_{max} correspondente à tensão máxima no ciclo de carregamento e K_{cl} está relacionado à tensão na qual a trinca começa a abrir. Elber propôs que a substituição de ΔK_{ef} em lugar do valor nominal ΔK representaria um comportamento intrínseco do material, o que conduziria a valores fixos para os parâmetros de ajuste C e n , como mostra a equação (3).

$$\Delta K_{ef} = K_{max} - K_{cl} \quad (2)$$

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{ef})^n \quad (3)$$

O método linear quadrático é o mais utilizado para se avaliar o fechamento da trinca. Esta técnica consiste em medir a abertura da trinca conhecida como COD (*crack opening displacement*) e relacioná-la com a carga P aplicada durante o ciclo de carregamento. A representação gráfica dos valores P versus COD contém uma região não-linear. Embora a existência desta região não-linear seguida de uma parte linear seja facilmente observada, não é trivial a determinação precisa do ponto no qual essa transição ocorre. A este ponto, conhecido como nó, é atribuído o valor da carga de fechamento P_{cl} usado para calcular K_{cl} . O objetivo das diversas rotinas de medição é encontrar o valor experimental de P_{cl} que melhor se ajuste ao método empregado. No método linear quadrático os pontos localizados abaixo do nó devem ser ajustados a um polinômio de 2º grau e os pontos acima a um polinômio de 1º grau. Uma rotina computacional, elaborada pela MTS (*Material Testing Systems*) e fornecida com o *software* de controle de ensaios de fadiga para sua máquina servo-hidráulica mod. 810.23, permite a determinação automatizada de P_{cl} . Esta rotina lê todos os pontos de carga aplicada e abertura da trinca coletados durante um ciclo de carregamento e considera um deles como sendo o nó. Em seguida o programa calcula o resíduo acumulado “e” através da função de acúmulo dos quadrados residuais. Este procedimento é repetido várias vezes para um único ciclo variando o nó até que se encontre aquele que conduza ao menor valor de e. A este nó é atribuído o valor da carga de fechamento.

3 MODELO DE KUJAWSKI

O modelo de Kujawski⁽⁹⁾ definido pela equação (4), além de seguir os postulados da abordagem unificada é baseado no fato de que para materiais dúcteis há predominância de ΔK na composição da força motriz responsável pela propagação da trinca e que para materiais frágeis o domínio é de K_{max} .

$$K^* = K_{max}^\alpha (\Delta K^+)^{(1-\alpha)} \quad (4)$$

Na equação (4) “ α ” é um parâmetro de correlação e ΔK^+ corresponde a parcela positiva da amplitude do fator intensidade de tensão. Para $R \geq 0$, $\Delta K^+ = \Delta K$ e para $R \leq 0$, $\Delta K^+ = K_{\max}$. Essa premissa é baseada no conceito de que para R negativo, a parcela negativa de ΔK não contribui para o crescimento da trinca. O modelo proposto por Kujawski se assemelha ao modelo de Walker, entretanto o parâmetro K^* é aplicado tanto para carregamentos de R positivos quanto negativos. A determinação do parâmetro de correlação α ocorre a partir da inclinação “ m ” da reta ajustada aos pontos de ΔK e K_{\max} a uma determinada taxa da/dN constante.⁽⁹⁾

O valor do coeficiente angular m é relacionado com α através da equação (5). Para que seja possível calcular esta inclinação são necessários no mínimo dois ensaios de carregamentos diferentes. Neste caso, bastam prefixar “ q ” valores de taxas das quais se desejam obter os valores de m e α . Não há limites para esse número q de taxas constantes, no entanto, serão obtidos tantos α quanto for o valor de q . O valor final de α usado para calcular o parâmetro K^* corresponde à média aritmética entre os diferentes α calculados.

$$m = -\frac{(1-\alpha)}{\alpha} \quad (5)$$

A amplitude do fator intensidade de tensão ΔK é substituída pelo parâmetro K^* na equação de Paris, como mostra a equação (6). Com isso espera-se obter um modelo generalizado e valores fixos de C e n .

$$\frac{da}{dN} = C(K^*)^n \quad (6)$$

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios de propagação da trinca por fadiga foram realizados de acordo com a ASTM E647. Para ambos os materiais foram utilizados corpos de provas do tipo compacto com espessuras de 7mm para o titânio grau 2 e 6,35mm para o alumínio 2524-T3. Os ensaios ocorreram nas seguintes configurações: carregamentos de amplitude constante, onda senoidal, frequência 10 Hertz, ΔK crescente, temperatura e atmosfera ambientes. As condições de carregamentos em que ambos os materiais foram submetidos são: $R=0,05$; 0,10; 0,15; 0,30; 0,50; 0,60. A carga de fechamento foi medida para cada 0,4 mm de incremento da trinca.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Figura 1 apresenta os ensaios realizados, cujos pontos considerados na região de II e empregados na modelagem estão entre as linhas tracejadas.

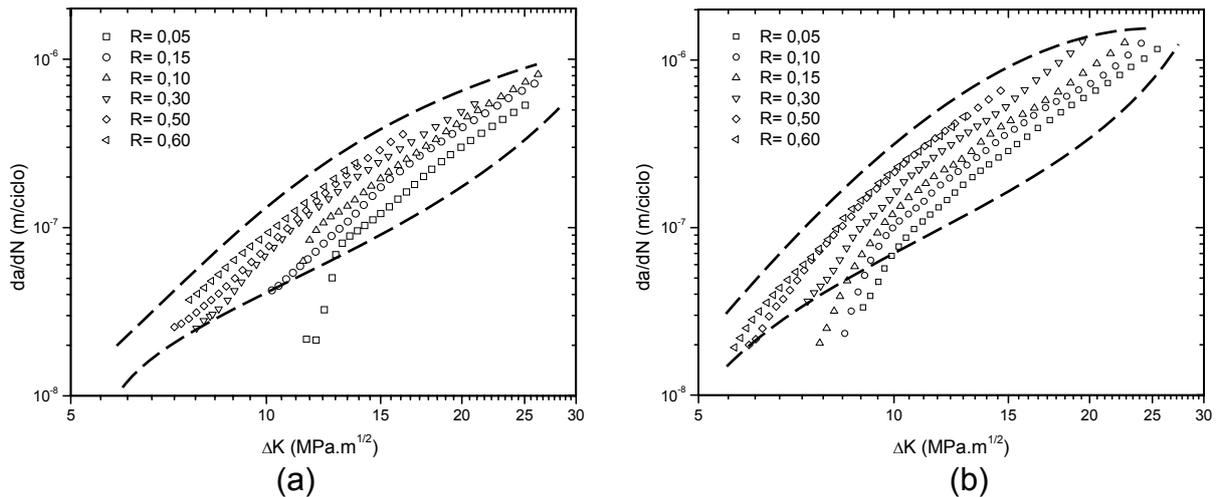


Figura 1. da/dN vs. ΔK;(a) titânio grau 2;(b) alumínio 2524-T3

5.1 Aplicação do Modelo de Elber

Os resultados relativos aos ensaios do titânio grau 2 e do alumínio 2524-T3 tiveram comportamentos muito semelhantes quando aplicados ao modelo de Elber, equação (3). Para ambos os materiais foram observados que os pontos se posicionaram mais próximos uns dos outros quando comparados aos pontos experimentais, como mostram as Figuras 2 e 3. Esta constatação fica mais evidente ao observar a região que compreende a primeira metade dos ensaios, ou seja, na faixa onde as taxas ficaram entre 3E-8 e 2E-7 metros por ciclo.

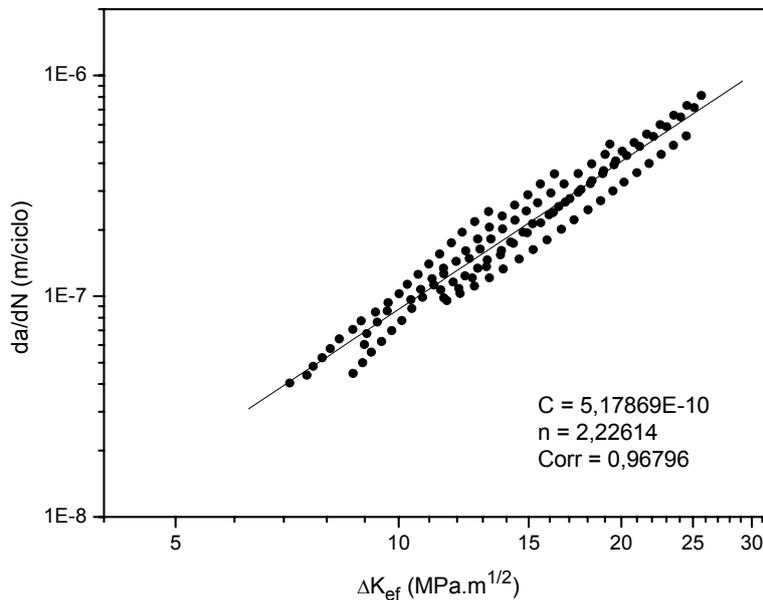


Figura 2, da/dN vs. ΔK_{ef} – titânio grau 2

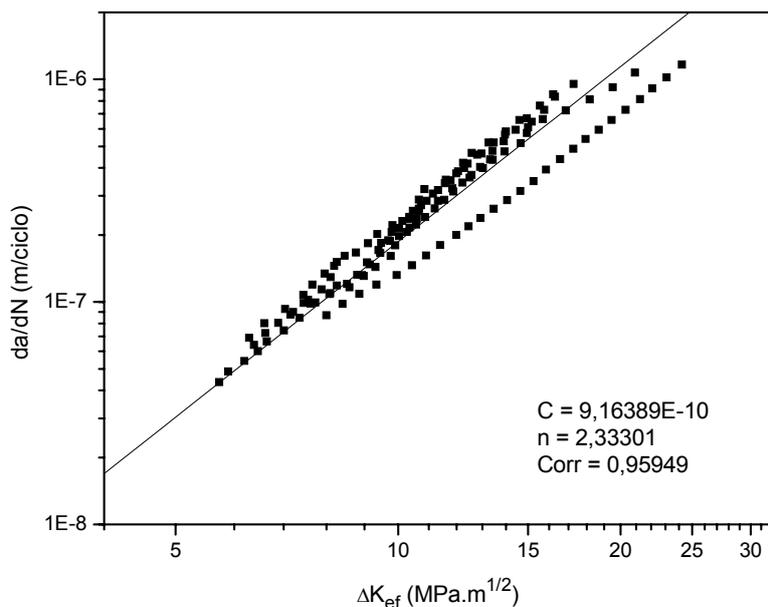


Figura 3. da/dN vs. ΔK_{ef} – alumínio 2524-T3

5.1.1 Análises gráficas do fechamento

A acentuada aproximação observada na região inicial dos ensaios pode ser explicada pelo fato de que, nesta região, o valor de P_{cl} é significativamente maior que o valor de P_{min} a ponto do método conseguir distingui-los. A Figura 4 representa os gráficos de P_{cl} vs. N (número de ciclos) referentes aos ensaios do titânio grau 2 em duas diferentes razões de carga.

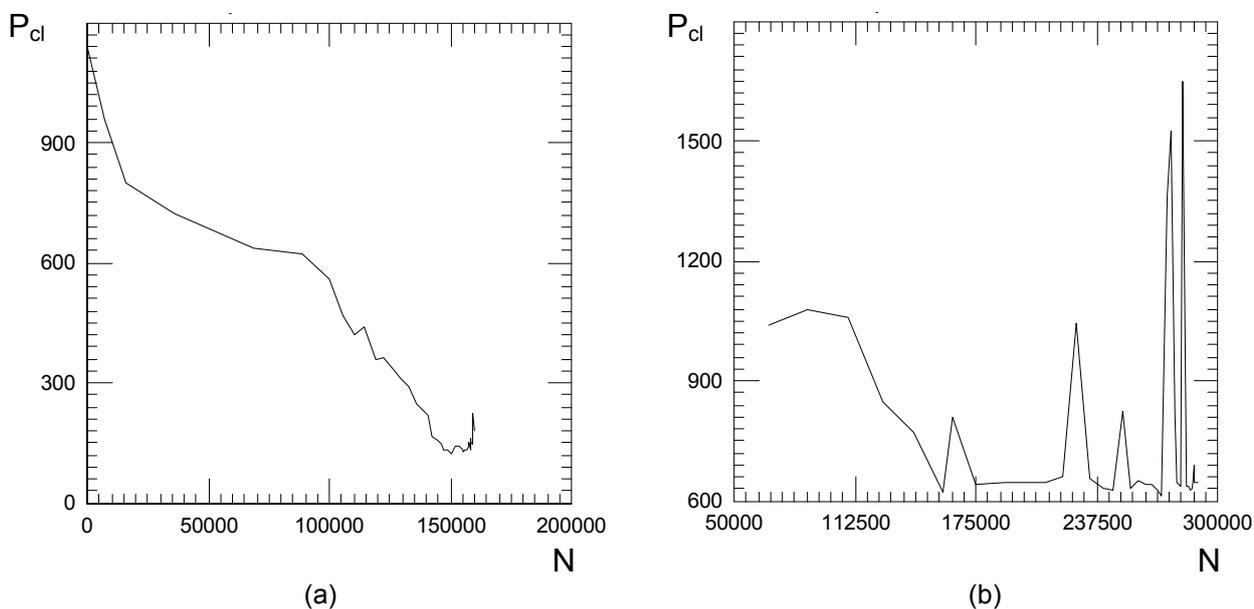


Figura 4. P_{cl} vs. N – titânio grau 2; (a) $R=0,05$; (b) $R=0,30$.

Nota-se na Figura 4(a) que a carga de fechamento foi efetivamente medida até aproximadamente 150.000 ciclos, o que corresponde a 88% do ensaio total. Para o ensaio da Figura 4(b), a medição ocorreu até por volta de 155.000 ciclos, no entanto esta parcela corresponde somente a 50% do ensaio total.

O mesmo comportamento ocorreu nos ensaios do alumínio. Em ambos os materiais as medições anômalas foram observadas com mais frequência nos ensaios de maiores razões de carga. A partir do momento que $P_{cl} \cong P_{min}$ qualquer

valor inicialmente adotado para o nó pode ser interpretado como carga de fechamento. Isso explica os picos e vales apresentados na parcela do ensaio em que o fechamento não foi medido corretamente. Nestes casos o critério de tratamento adotado neste trabalho foi substituir o valor de ΔK_{ef} no lugar de ΔK . Com essa medida considerou-se $P_{cl}=P_{min}$ nos pontos onde ocorreram medições anômalas.

5.2 Aplicação do Modelo de Kujawski

A aplicação do modelo de Kujawski é precedida de uma etapa de obtenção do parâmetro de correlação α . A seguir são apresentados resumidamente o procedimento e os valores de $\alpha_{médio}$ calculados para o titânio grau 2 e para o alumínio 2524-T3.

5.2.1 Cálculo do parâmetro de correlação α

Os dados experimentais de ambos os materiais foram introduzidos em um programa de modelagem tridimensional, o Catia™ porém analisados separadamente. Neste ambiente foi possível a manipulação destes dados nos três eixos x, y e z representados por ΔK , K_{max} e da/dN respectivamente. Curvas representando os diferentes ensaios foram ajustadas automaticamente aos pontos experimentais. Objetivando o cálculo de α foram pré-fixados valores de da/dN constantes. As taxas arbitrariamente escolhidas foram representadas por planos paralelos ao plano “xy”. As intersecções entre os planos e as curvas que representam os diferentes ensaios geraram pontos cujas coordenadas são os valores de ΔK , K_{max} para a determinada taxa, como mostra a Figura 5.

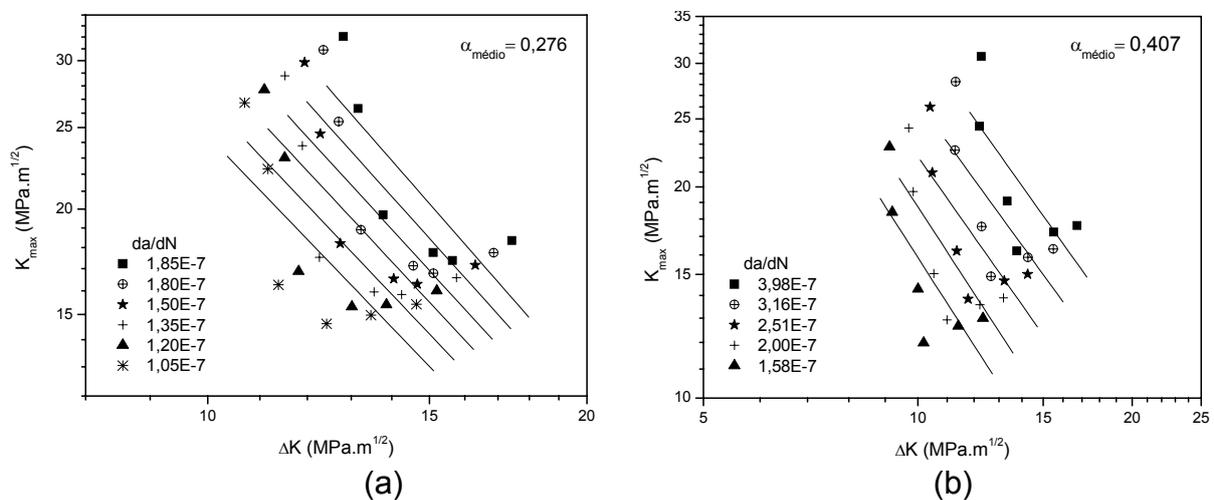


Figura 5. K_{max} vs. ΔK ; (a) titânio grau 2; (b) alumínio 2524-T3.

O cálculo do parâmetro de correlação α foi realizado como descrito no item 3 resultando nos valores de $\alpha_{médio}$ apresentados nos gráficos da Figura 5.

5.2.2 Análises gráficas do Modelo de Kujawski

Os resultados relativos aos ensaios do titânio grau 2 e do alumínio 2524-T3 tiveram comportamentos bem semelhantes quando aplicados ao modelo de Kujawski, equação (4). Para ambos os materiais, observou-se que os pontos se posicionaram mais próximos uns dos outros quando comparados aos pontos

experimentais. À estes pontos foram ajustadas retas originando os valores de C e n mostrados nos gráficos das Figuras 6 e 7.

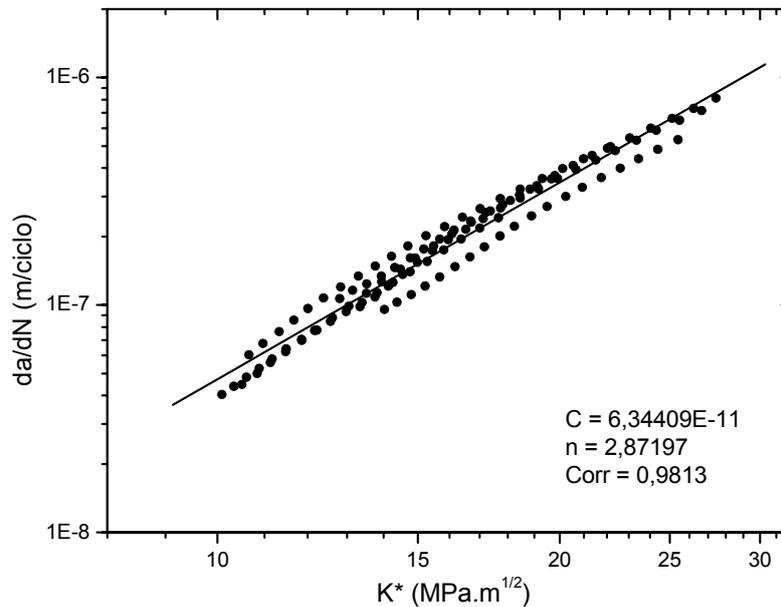


Figura 6. da/dN vs. K* – titânio grau 2

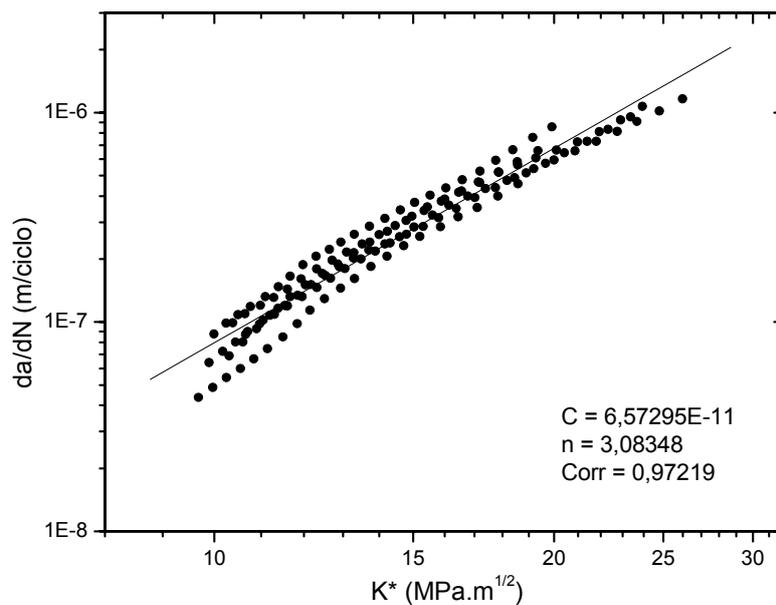


Figura 7. da/dN vs. ΔK^* – alumínio 2524-T3

5.3 Comparação Analítica entre os Modelos

As Tabelas 1 e 2 mostram os resíduos calculados pela equação (7) onde “q” é o número de pontos pertencentes à região II de um ensaio R.

$$\text{Resíduo} = \frac{\sum_{i=1}^q \left(\frac{da/dN_{\text{exp}} - da/dN_{\text{mod}}}{da/dN_{\text{exp}}} \right)^2}{q} \quad (7)$$

Tabela 1. Comparação analítica entre modelos – titânio grau 2

Modelos	R	0,05	0,10	0,15	0,30	0,50	0,60
Elber	Resíduo	0,091	0,012	0,008	0,014	0,051	0,035
Kujawski		0,064	0,004	0,008	0,027	0,012	0,010

Tabela 2. Comparação analítica entre modelos – alumínio 2524-T3

Modelos	R	0,05	0,10	0,15	0,30	0,50	0,60
Elber	Resíduo	0,280	0,025	0,029	0,013	0,025	0,022
Kujawski		0,017	0,014	0,009	0,049	0,012	0,132

6 CONCLUSÃO

Graficamente é possível observar que tanto para o modelo de Elber quanto para o de Kujawski os pontos se aproximaram uns dos outros quando comparados aos pontos originais dos ensaios. Contudo, ainda persiste uma considerável dispersão entre pontos. Os valores fixos de C e n obtidos nos ajustes, dificilmente reconstituíram os ensaios de forma generalizada com boa precisão quando comparado a outro modelo individual, como o de Paris, por exemplo. A comparação entre os dois modelos com base nos resíduos mostrou diferentes desempenhos para cada valor de R. O modelo de Kujawski apresentou menores resíduos com maior frequência quando comparado ao de Elber. Com o intuito de reduzir estes resíduos naturalmente observados em modelos generalizados, um novo modelo que será objeto de futuras publicações foi proposto em um trabalho pós-graduação em nível de mestrado.⁽¹⁰⁾

REFERÊNCIAS

- 1 PARIS, P.; ERDOGAN, F. A critical analysis of crack propagation laws. **J. Basic Engng, Trans. ASME**, p.528-534, 1963.
- 2 ELBER, W. The significance of fatigue crack closure. In: DAMAGE TOLERANCE IN AIRCRAFT STRUCTURES, ASTM STP 486, 1971, Philadelphia, USA, p.230-247.
- 3 LOUAT, N.; SADANANDA, K.; DUESBERY, M; VASUDEVAN, A.K. A theoretical evaluation of crack closure. **Metallurgical Transactions A**, v.24A, p.2225-2232, 1993.
- 4 KUJAWSKI, D. STOYCHEV, S. Parametric study on the variability of opening load determination. **International Journal of Fatigue** v.25, p.1181-1187, 2003.
- 5 SADANANDA, K.; VASUDEVAN, A.K. Unified approach to fatigue crack growth. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MECHANICAL BEHAVIOR OF MATERIALS, 8, 1999, Victoria, Canada. Proceedings, V.1.6, p.283-288.
- 6 SADANANDA, K. Role of crack tip plasticity in fatigue crack growth. **Philosophical Magazine A**, v.81 (5), p.1283-1303, 2001.
- 7 SADANANDA, K.; VASUDEVAN, A.K. Crack tip driving forces and crack growth representation under fatigue. **International Journal of Fatigue**, v.26, p.39-47, 2004.
- 8 WALKER, K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum. In: EFFECTS OF ENVIRONMENT AND COMPLEX LOADING HISTORY ON FATIGUE LIFE, ASTM STP 462, 1970, Philadelphia, USA, p.1-14.

- 9 KUJAWSKI, D. DINDA, S. Correlation and Prediction of fatigue crack growth for different R-ratios using K_{max} and ΔK^+ parameters, **Engineering Fracture Mechanics**, v.71, p.1779-1790, 2004.
- 10 ADIB, A. Estudo de propagação de trincas por fadiga em carregamentos de amplitude constante: Um novo modelo cinético, Dissertação (Mestrado em Engenharia dos Materiais). Lorena: FAENQUIL, 2006.