

MODELOS DE PREVISÃO DO COMPORTAMENTO À FADIGA DE JUNTAS SOLDADAS DE ALUMÍNIO

A. Ribeiro**, F. Oliveira *, A. A. Fernandes*

**Departamento de Engenharias da UTAD, 5000 Vila Real - Portugal

* DEMEGI- FEUP, Rua dos Bragas - 4099 Porto - Portugal

Resumo: A duração de um componente estrutural à fadiga define-se geralmente pelo número de ciclos de aplicação de carga até à rotura, envolvendo a fase de iniciação N_i e a fase de propagação N_p . A fase de iniciação pode em determinados casos, representar uma percentagem significativa do número de ciclos total do processo de fadiga, pelo que a sua inclusão em modelos de previsão do comportamento à fadiga permitiria cálculos mais realistas nomeadamente no caso de componentes sujeitos a solicitações com baixos níveis de tensão.

A presente comunicação pretende fazer uma análise comparativa da previsão da resistência à fadiga obtida por modelos analíticos e testes experimentais quando se tem em conta a fase de iniciação.

Para a fase de iniciação foram utilizadas as regras de : i) Neuber ii) Glinka iii) Heuler. Estas regras permitem a quantificação do dano do material, o que aliado à curva cíclica do material e à equação de Coffin-Manson, permite determinar o número de ciclos da fase de iniciação. A fase de propagação foi calculada recorrendo à lei de Paris

A parte experimental consistiu em testes de fadiga em juntas cruciformes, com transferência de carga, de uma liga de alumínio 6061-T651. O modelo analítico desenvolvido foi usado para prever o comportamento à fadiga da referida junta.

1. INTRODUÇÃO

A duração de um componente estrutural à fadiga, define-se geralmente pelo número de ciclos de aplicação da carga até à rotura, englobando a fase de iniciação N_i e a fase de propagação N_p , podendo-se no caso geral escrever, [1]:

$$N_T = N_i + N_p \tag{1}$$

onde N_i e N_p podem ser estimados independentemente. A fase de iniciação pode, no entanto, ser ainda dividida em dois estágios - o de nucleação de fendas e o de crescimento microscópico de fendas - cujos comportamentos não são descritos pela Mecânica da Fractura Linear Elástica em virtude de sobrestimarem os valores para as taxas de crescimento de fendas. O período de propagação é por outro lado dominado pelo crescimento macroscópico de fendas cujo comportamento é descrito pela teoria da M.F.L.E..

1.1 - Período de Iniciação

Vários modelos têm sido propostos para a avaliação do período de iniciação, mas os modelos baseados na análise de tensões e extensões em entalhes, aliados ao conceito de baixo nível de ciclo de fadiga parecem ser a base da maioria [2]. O principal parâmetro para estes modelos, a deformação, foi originalmente estudada por Bauschinger em 1880, mais tarde, em 1950, foi revista independentemente por Manson e Coffin no estudo da fadiga oligocíclica (L.C.F.). Este parâmetro é

constituído por duas componentes de deformação, a elástica e a plástica de tal forma que:

$$\Delta \epsilon_{tot} = \Delta \epsilon_e + \Delta \epsilon_p \tag{2}$$

componentes que contribuem para o "dano" do elemento estrutural, os quais se acumulam até que a rotura ocorra. No entanto estes modelos apresentam algumas limitações no que se refere à definição de "dano". Alguns autores consideram que o período de iniciação é atingido quando uma fenda de profundidade 0.25 mm se desenvolve no elemento estrutural; este valor será usado como "critério de dano" [1,3].

1.2 - Período de Propagação

O período de propagação é, como já referido, a fase dominada pelo crescimento macroscópico das fendas de fadiga e cujo comportamento pode ser estimado pelas teorias da M.F.L.E. Recorre-se ao uso de leis de crescimento de fendas, sendo a de maior aplicação a lei de Paris devido à sua simplicidade matemática.

Esta lei é apresentada na seguinte forma:

$$\frac{dh}{dN} = C (\Delta K)^m \tag{3}$$

C e m - constantes do material
 ΔK - variação do factor de intensidade de tensões
 $\frac{dh}{dN}$ - taxa de propagação de fendas

Sendo a gama do factor de intensidade de tensões dado por:

$$\Delta K = (K_{max} - K_{min}) = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4)$$

que representa a medida do factor de intensidade de tensões na extremidade da fenda, em que K_{max} e K_{min} representam os valores máximo e mínimo do factor de intensidade de tensões no ciclo de carga; Y é um factor dependente da geometria, sendo as condições de carga expressos por $\Delta \sigma$ e a o comprimento de fenda.

A relação entre $\frac{dh}{dN}$ e ΔK , está representada na fig. 1.

Nesta figura, podemos identificar três regiões. A região I, dominada pelo valor do *limiar de propagação de fenda*, ΔK_{th} , abaixo do qual não se dá a propagação de fendas.

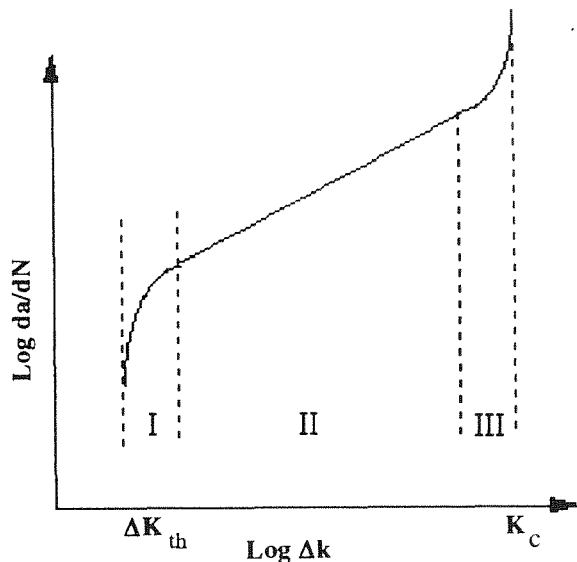


Fig. 1. Lei de propagação

A região II, zona de propagação é caracterizada por uma relação linear log-log, expressa pela lei de Paris; a região III, surge quando o valor máximo do factor de intensidade de tensões se aproxima do valor crítico K_c , provocando uma aceleração na propagação da fenda e eventual fractura instável.

A equação (3) representa a linha recta para a região II da fig. 1. O número de ciclos para a propagação pode ser calculada pela integração da lei de propagação da fenda.

$$N_p = \frac{1}{C (\Delta \sigma)^m} \int_{a_i}^{a_f} \frac{dh}{(Y \sqrt{\pi a})^m} \quad (5)$$

onde a_i e a_f representam os comprimentos inicial e final da fenda.

2. MÉTODOS DE AVALIAÇÃO DA FASE DE INICIAÇÃO

Na literatura são propostas algumas teorias para estimar o número de ciclos da fase de iniciação. As referidas teorias envolvem, de um modo geral, operações que convertem a história de carga, geometria do componente e propriedades do material na vida à fadiga. Basicamente essas operações são:

- análise de tensões e deformações
- transformação das tensões e deformações em dano acumulado
- conversão do dano acumulado no número de ciclos correspondentes

Para a análise de tensões e deformações dois métodos podem ser utilizados:

- métodos nominais
- métodos locais

Métodos nominais são os que determinam o dano usando tensões e deformações nominais. Apresentam a limitação de não considerarem a acção inelástica produzida por tensões localizadas em zonas de entalhes. Por essa razão são também denominados métodos de análise elástica.

Foi Smith [4] que reconheceu a necessidade de se ter em conta a acção inelástica no comportamento à fadiga. Morrow et al [5] desenvolveram mais tarde o conceito de tensão e deformação local, que permite estimar a fase de iniciação em termos do dano gerado que inclui a acção inelástica que se desenvolve nas vizinhanças de entalhes.

3. ANÁLISE DE TENSÕES EM ENTALHES

3.1 - Análise Elástica

Esta análise utiliza o factor elástico-estático de concentração de tensões, K_t , definido por:

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (6)$$

σ_{max} - tensão máxima na raiz do entalhe

σ_{nom} - tensão nominal

e o factor de redução de resistência à fadiga, K_f , um factor experimental que se define como a razão entre dois limites de resistência à fadiga.:

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_f}{\Delta\sigma_{nf}} \quad (7)$$

$\Delta\sigma_f$ - resistência à fadiga para provetes não entalhados.

$\Delta\sigma_{nf}$ - resistência à fadiga de provetes entalhados, estimado a partir da curva SN, fig.2.

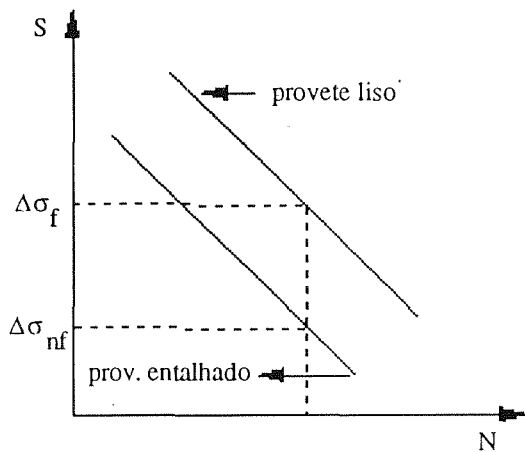


Fig. 2. Determinação de $K_f = \frac{\Delta\sigma_f}{\Delta\sigma_{nf}}$

3.2. Análise Elastoplástica

Devido à existência de zonas plásticas na frente dos entalhes, os modelos baseados em análises elásticas não caracterizam correctamente os danos ocorridos dado não contemplarem a influência daquela zona plástica.

De acordo com Neuber [6] existe uma relação aproximada entre K_t e K_σ , K_ϵ tal que:

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (8)$$

K_σ - factor de concentração de tensões elasto-plástico

K_ϵ - factor de concentração de deformações elasto-plástico.

Topper *et al* [7] introduziu K_f em vez de K_t para solicitações de fadiga e obteve:

$$K_f^2 = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{nom}} \cdot \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon_{nom}} \quad (9)$$

$\Delta\sigma$ - a variação da tensão máxima na raiz do entalhe

$\Delta\epsilon$ - variação da deformação real na raiz do entalhe

$\Delta\sigma_{nom}$ - variação da tensão nominal

$\Delta\epsilon_{nom}$ - variação da deformação nominal

4. FACTOR DE REDUÇÃO DE RESISTÊNCIA À FADIGA

Existem algumas formas empíricas para a determinação do factor K_f . Essas formas empíricas estabelecem relações entre K_t e K_f .

4.1 - Formulação de Peterson

De acordo com Peterson a relação é [8]:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{r}} \quad (10)$$

a - a constante do material
 r - raio na raiz do entalhe

O parâmetro a pode ser relacionado com a tensão de rotura do material σ_T e as relações seguintes permitem estimar o seu valor [9]:

$$a = 2.5 \times 10^{-5} (2068 / \sigma_T)^{1.8} \quad (11)$$

ou segundo Yung e Lawrence [10]:

$$a = 1.087 \times 10^5 \times \sigma_T^{-2} \quad (12)$$

σ_T - MPa
 a - mm

Na fig. 3 registam-se os valores de a em função de σ_T ; Kosteas [11] indica para este parâmetro os seguintes valores:

- $a = 0.5$ para ligas de alumínio
- $a = 0.2$ para aços

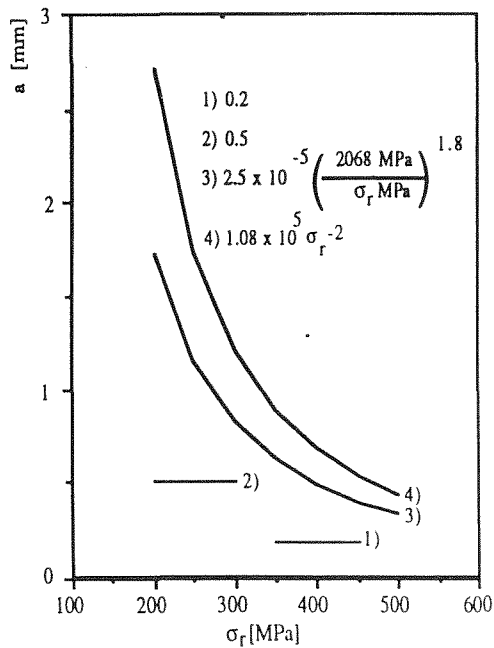


Fig. 3. Valor do parâmetro a em função de σ_r

4.2 - Formulação de Heywood

Heywood estabelece a seguinte relação para ligas de alumínio [12].

$$K_f = \frac{K_t}{1 + 2 \left(\frac{K_t - 1}{K_t} \right) \left(\frac{A}{r} \right)^{1/2}} \quad (13)$$

onde A é uma constante do material

$$A^{1/2} = \left(\frac{282}{\sigma_r} \right) \text{ mm}^{1/2} \quad (14)$$

4.3 - Formulação de Radaj.

Kosteas e Ondra [11] mencionam que Radaj utiliza o seguinte valor:

$$K_f = K_t \quad (15)$$

Na fig. 4 representam-se graficamente as formulações descritas.

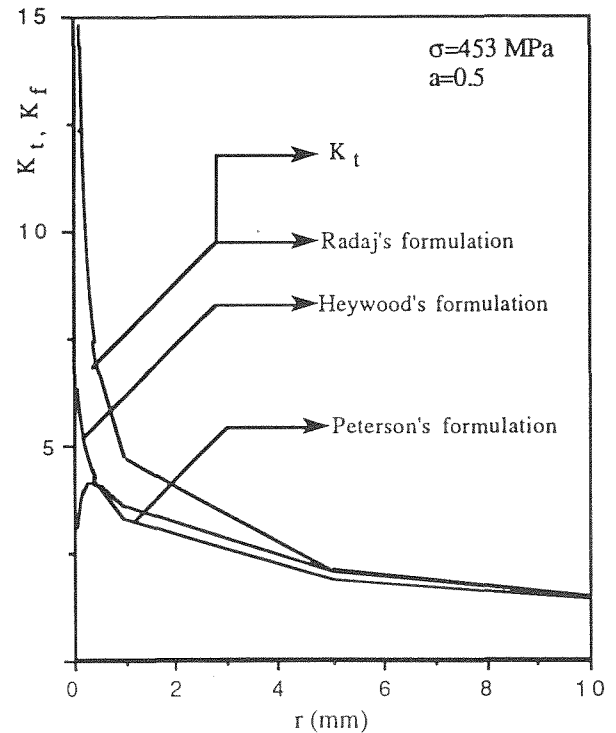


Fig. 4. Factor de redução de resistência à fadiga, K_f em função do raio

4.4 - Factores de redução da resistência à fadiga para juntas de aço soldadas

Yung e Lawrence [10] propõem a seguinte expressão para determinar K_t para o caso de juntas soldadas:

$$K_t = \beta [1 + \alpha (t/r)^\lambda] \quad (16)$$

onde α , β e λ são constantes dependentes da geometria, natureza do cordão de soldadura e condições de carga: t e r representam a espessura da placa e o raio do entalhe respectivamente

As constantes β e λ são usualmente iguais a 1 e 0.5 pelo que a expressão (16) assume a forma:

$$K_t = 1 + \alpha \left(\frac{t}{r} \right)^{0.5} \quad (17)$$

Yung e Lawrence referem o "caso desfavorável", K_{fmax} , valor máximo para o factor de redução de resistência à fadiga. Este valor poderá ser obtido substituindo a equação (16) na equação de Peterson (10), diferenciando K_f em relação a r e determina o valor do raio crítico para o qual o factor de redução de resistência à fadiga é máximo[1].

5. MODELOS DE PREVISÃO PARA A FASE DE INICIAÇÃO

5.1. Modelos elásticos

K. Saanouni e C. Bathias, [13] referem que, podem ser obtidas relações aproximadamente lineares entre $K_t \cdot \Delta\sigma_{nom}$ e N_i . Todavia os parâmetros K_t e $\Delta\sigma_{nom}$ supõem a iniciação como um fenómeno puramente elástico, desprezando toda a acção inelástica gerada na vizinhança do entalhe pelo que não se pode definir um modelo matemático generalizado nesta base mas sim modelos empíricos para estimar o número de ciclos para a fase de iniciação.

5.2. Modelos elastoplásticos

Os modelos elastoplásticos têm em conta a presença de zonas plásticas localizadas na vizinhança da extremidade de entalhes, como referido anteriormente. A determinação das tensões e deformações locais pode ser feita recorrendo ao método de elementos finitos ou técnicas experimentais. Todavia estes são demasiado demorados e de custo elevado. Alternativamente desenvolveram-se outros métodos tais como o método de Neuber. Dado este sobreestimar as tensões e deformações locais, foi posteriormente modificada por alguns investigadores tais como Topper, Seeger e Heuler, e Glinka.

5.2.1. Regra de Neuber

De acordo com a alteração introduzida na regra de Neuber por Topper:

$$K_f^2 = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{nom}} \cdot \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon_{nom}}$$

se a variação da tensão nominal, $\Delta\sigma_{nom}$, for limitada ao campo elástico então:

$$\Delta\epsilon = \frac{\Delta\sigma_{nom}}{E} \quad (18)$$

pelo que a expressão toma a forma:

$$(K_f \cdot \Delta\sigma_{nom}) = (E \cdot \Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon)^{1/2} \quad (19)$$

sendo $(E \cdot \Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon)^{1/2}$ denominada "função de dano", [14] em que $\Delta\sigma$ e $\Delta\epsilon$ podem ser calculados utilizando ao método dos elementos finitos ou recorrendo à curva cíclica de tensão-extensão do material associada à equação de Coffin-Manson.

A equação (19) pode ser escrita na seguinte forma:

$$\frac{(K_f \cdot \Delta\sigma_{nom})^2}{4 E} = \frac{\Delta\sigma \Delta\epsilon}{2 \cdot 2} \quad (20)$$

equação que relaciona o factor empírico K_f com a tensão e a extensão local para $\Delta\sigma_{nom}$ imposto.

A equação da curva cíclica tensão-extensão, que representa a influência do material é:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2 E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2 K'}\right)^{1/n'} \quad (21)$$

K' e n' são constantes do material .

Combinando as equações (20) e (21) obtém-se a seguinte expressão :

$$\frac{(K_f \cdot \Delta\sigma_{nom})^2}{4 E} = \frac{\Delta\sigma^2}{4 E} + \frac{\Delta\sigma}{2} \left(\frac{\Delta\sigma}{2 K'}\right)^{1/n'} \quad (22)$$

5.2.2. Metodo de Seeger e Heuler

Seeger e Heuler [15] mostraram que a equação (19) pode ser também aplicada a estados de tensão nominais superiores à tensão de cedência recorrendo à equação da curva cíclica do material para o cálculo quer de deformações nominais quer de deformações locais obtendo:

$$K_t^2 \cdot \Delta\sigma_{nom} \left[\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2K'}\right)^{1/n'} \right] = \frac{\Delta\sigma}{2} \left[\frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} \right] \quad (23)$$

5.2.3. Método de Glinka

Dado que a regra de Neuber conduz a tensões e deformações locais sobre-estimadas, no sentido de compensar este efeito Topper sugeriu a utilização de K_f em vez de K_t . Esta alteração conduz a previsões satisfatórias. Glinka propõe para o cálculo das tensões e deformações locais o método da energia de deformação equivalente que se traduz pela seguinte expressão [16]:

$$K_t^2 \frac{\Delta\sigma_{nom}}{4E} = \frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K}\right)^{1/n} \quad (24)$$

se a tensão nominal for superior à tensão de cedência então a equação (24) toma a forma:

$$k_t^2 \left[\frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2K'} \right)^{1/n} \right] =$$

$$= \frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K} \right)^{1/n} \quad (25)$$

A superioridade deste método manifesta-se para valores elevados de K_t e da tensão nominal, já que quando a tensão local não ultrapassa a tensão de cedência os resultados são coincidentes com o método de Neuber.

As equações (20) e (25) permitem a determinação da amplitude de deformação, estimando-se a vida à fadiga pela equação de Manson-Coffin usando técnicas iterativas:

$$\frac{\Delta e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2 N_f)^b + e'_f (2 N_f)^c \quad (26)$$

onde:

$\frac{\Delta e}{2}$ é a amplitude de deformação,

- σ'_f - coeficiente de resistência à fadiga,
- b - expoente de resistência à fadiga,
- e'_f - coeficiente de ductilidade de fadiga,
- c - expoente de ductilidade de fadiga,
- E - módulo de Young,
- $2 N_f$ - número de reversões à fadiga.

A equação (26) não estima o efeito da tensão média. A equação de Morrow tem em conta esse efeito pelo que a equação anterior assume a seguinte forma:

$$\frac{\Delta e}{2} = \frac{\sigma'_{f0}}{E} (2 N_f)^b + e'_f (2 N_f)^c \quad (27)$$

onde σ'_{f0} representa a tensão média.

6. APLICAÇÃO ÀS JUNTAS CRUCIFORMES

Dado não se encontrar na literatura corrente as propriedades cíclicas da liga testada optou-se pelo uso de algumas constantes da liga 5083 representadas na tabela 1 [1]. O valor do factor de concentração de tensões mencionado foi obtido por elementos finitos. A tabela 2 representa o número de reversões para a fase de iniciação de acordo com o método de Neuber e Glinka. A fase de propagação processou-se utilizando a lei de Paris. As

constantes utilizadas referem-se à liga Al 6061 T-651 representando-se na figura 6 a taxa de propagação de fendas de fadiga. A tabela 3 apresenta os resultados experimentais e a vida total estimada. Esta foi baseada no método de Glinka, para estimar a fase de iniciação, sendo a fase de propagação obtida pelo programa de cálculo FAFRAM.

Tabela 1. Propriedades cíclicas [1]

Material	Al 5083
n'	0.114
K' [N/mm ²]	594
σ'_f [N/mm ²]	725
ϵ'_f [N/mm ²]	0.405
b	-0.122
c	-0.692
E [N/mm ²]	68300
$K_t=K_f$	7.43

Tabela 2. Fase de iniciação - Juntas cruciformes

Δs MPa	Neuber 2 Nf	Glinka 2 Nf
114	859	1517
80	4900	6813
57	36350	39732
40	445605	449585

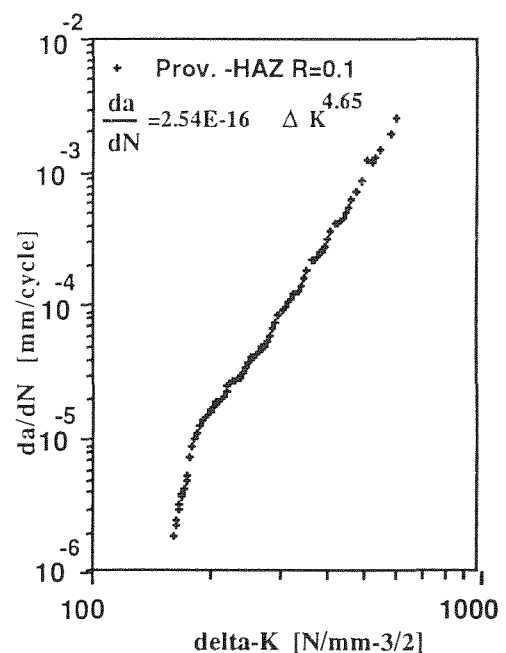


Fig. 6. Velocidade de propagação de fendas de fadiga (HAZ)

Tabela 3. Resultados teóricos e experimentais - Juntas cruciformes

Ten. MPa	Result. exp.	Iniciação estimada	Propag. estimada	Fadiga estimada
114	6680	759	7664	8423
114	6990	759	6315	7074
114	6170	759	6465	7224
80	34190	3407	51169	54576
80	40270	3407	45318	48725
80	126740	3407	100803	104210
57	295090	19866	144802	164668
57	878750	19866	373441	393307
57	729540	19866	297170	317036
40	872240	224793	751941	976734
40	1172980	224793	865900	1090693
40	2596320	224793	1081166	1305959

As figuras 6 e 7 apresentam os resultados experimentais e analíticos.

Verifica-se que para tensões baixas o método analítico prevê, para um dado nível de tensão vidas inferiores às determinadas experimentalmente, estando portanto do lado da segurança. Verifica-se contudo que os valores teóricos e experimentais caem dentro do mesmo intervalo de confiança. Estão em curso ensaios para determinar as constantes do material de modo a avaliar a sua influência na vida prevista.

7. CONCLUSÕES

A metodologia descrita permite melhorar o método de previsão do comportamento à fadiga. Torna-se contudo necessário conhecer as constantes para o material em causa para verificar se é possível melhorar o modelo de previsão.

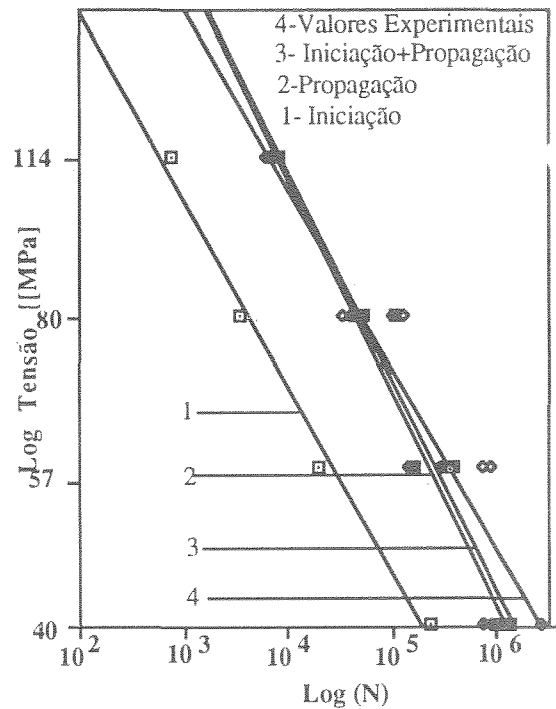


Fig. 6. Representação gráfica dos resultados

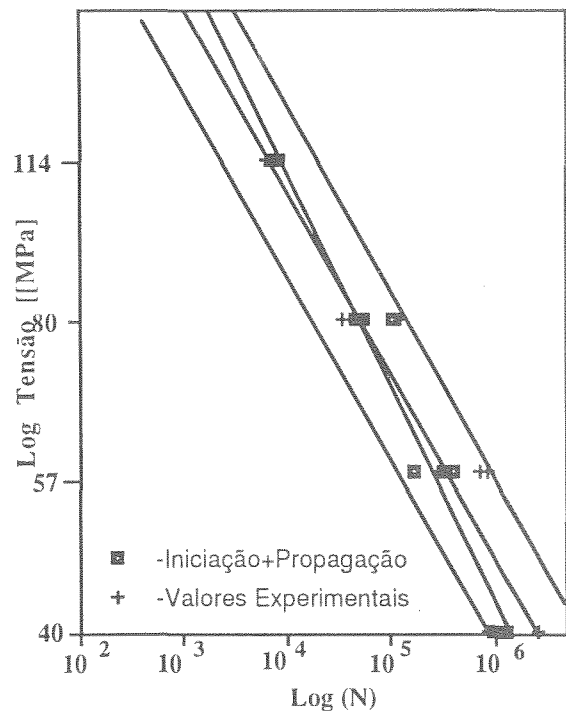


Fig. 7. Curva SN e limites de confiança a 95% e valores estimados

8. References

- [1] - Lawrence, F. V. Matos, R. J. Higashida, Y. and Burk, J. D. "Estimating the Fatigue Crack Initiation Life of Welds", Fatigue Testing of Weldments, ASTM STP 648, D. W. Hoepfner, Ed, pp. 134-158, 1978.
- [2] - Glinka G. "Residual Stresses in Fatigue and Fracture: Theoretical Analyses and Experiments", Dep. of Mechanical Engineering University College London pp. 416.
- [3] - Burk, J. D. and Lawrence, F. V., Welding Journal, Vol 56 N° 2, pp. 61-66, Feb. 1977,
- [4] - Smith, C. R., "Small Specimen Data for Prediction Life of Full Scale structures". Fatigue Testing of Aircraft Structures. ASTM STP 338, pp. 240-241, 1962.
- [5] - Morrow, J. D., Wetzel, R. M. and Topper, T. H., "Laboratory Simulation of Structural Fatigue Behavior", Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life, ASTM STP 462 pp. 74-91, 1970.
- [6] - Neuber, H., Journal of Applied Mechanics, Vol - 28, N° 4, pp. 544 - 560, Dec. 1961.
- [7] - Topper, T. H., Wetzel, R. M. and Morrow, JoDean, "Neuber's Rule Applied to Fatigue of Notched Specimens", Journal of Materials, JMLSA , Vol 4 n°1, pp 200-209, March 1969.
- [8] - Peterson, R. E. in Metal Fatigue, Sines and Waisman, Eds., McGraw-Hill, New York Chapter 13, 1959.
- [9] - Peterson, R. E., "Analytical Approach to Stress Concentration Effect in Fatigue of Aircraft Structures", WADS Symposium, Wright Air Development Center Aug, 1959.
- [10] - Yung, J. Y. and Lawrence, F. V., "Analytical and Graphical Aids for the Fatigue Design of Weldments", Fatigue Fract Eng. Mater. Structures Vol 8 N° 3 pp. 223-241, 1985.
- [11] - Kosteas, D., Ondra, R. "Imperfektiomen in Aluminium - Schweißverbindungen-Einfluß auf die Betriebsfestigkeit", VDI Berichte Nr 770, 1989.
- [12] - Heywood, R. B., Designing Against Fatigue, Chapman and Hall, London 1962.
- [13] - Saanouni, K. and Bathias, C., "Study of Fatigue Crack Initiation in Vicinity of Notches", Engineering Fracture Mechanics, Vol 16 N° 5 pp. 695-706, 1982.
- [14] - Dijkstra, O.D., Snijder, H. H., van Delft, D. R. V., Tromp, N. C. M. "Fatigue Life Prediction of Welded Steel Structures", report n° BI-85-125/63.8.0300, March 1986.
- [15] - Glinka G. "Energy density approach calculation of Inelastic Strains" - Stress near Notch and Cracks Eng. Fractur Mechanics Vol.22, N°3 pp 485-508, 1985.