

COMPORTAMENTO À FADIGA DE JUNTAS SOLDADAS DA LIGA DE ALUMÍNIO AI 6061-T651

A. Silva Ribeiro⁽¹⁾, José D. M. Costa⁽²⁾, A. Augusto Fernandes⁽³⁾

(1) Prof. Associado, UTAD, Vila Real, Portugal.

(2) Prof. Auxiliar da Dep. de Engenharia Mecânica FCTUC, Coimbra, Portugal.

(3) Prof. Catedrático do DEMEGI – FEUP, 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.

1. INTRODUÇÃO

A rotura por fadiga que surge em componentes estruturais, quando submetidos a tensões dinâmicas num material essencialmente elástico, em que a deformação plástica se confina a uma pequena região, pode ser classificada nas seguintes fases discretas:

- i) deformação plástica localizada a anteceder a iniciação da fenda;
- ii) iniciação de uma ou mais fendas microscópicas (microfendas);
- iii) coalescência das microfendas para formar a macrofenda inicial;
- iv) propagação macroscópica;
- v) rotura final.

As duas primeiras fases constituem o período de iniciação da fenda, seguida do crescimento macroscópico que constitui o período de propagação da fenda, podendo

conduzir à rotura final pelo que a duração de um componente estrutural à fadiga define-se pelo número de ciclos de aplicação da carga até à rotura N_t , englobando o período de iniciação N_i e o período de propagação N_p , podendo-se no caso geral escrever:

$$N_t = N_i + N_p \quad (1)$$

onde N_i e N_p podem ser estimados independentemente. O período de iniciação, dividido em dois estágios o de nucleação de fendas e o de crescimento microscópico de fendas, apresentam comportamentos que não podem ser 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 (MFLE). O período de propagação é, por outro lado, dominado pelo crescimento macroscópico de fendas, cujo comportamento é descrito pela teoria da (MFLE).

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 (Dowling, 1962). Segundo estes modelos, se as tensões e deformações em uma zona de concentração de tensões são conhecidas é possível estimar-se o número de ciclos passados na fase de iniciação através dos resultados de fadiga obtidos em provetes não entalhados em deformação controlada. Contudo dada a existência de concentração de tensões é possível ocorrerem zonas de deformações plásticas pelo que são de considerar os conceitos de análise elasto-plásticos para avaliar a intensidade das tensões e deformações que se desenvolvem em entalhes.

A Mecânica da Fractura Linear Elástica tem-se revelado como a metodologia mais adequada para descrever quantitativamente o período de propagação de fendas de fadiga. A sua aplicação baseia-se na hipótese de que o factor de intensidade de tensões é o parâmetro mecânico que controla o campo de tensões na extremidade da fenda, o que não deixa de surpreender a existência de leis empíricas tais como a lei de Paris expressa por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2)$$

onde C e m são constantes do material e $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ a gama do factor de intensidade de tensões.

No presente trabalho propõe-se um modelo numérico de análise integrada de construções soldadas em ligas de alumínio onde se inclui o efeito do período de iniciação, tendo por base os resultados do programa experimental levado a cabo no âmbito do projecto EUREKA EU-269 e

baseado no estudo de diversos tipos de juntas soldadas.

2. ANÁLISE DE TENSÕES EM ENTALHES

2.1. Análise elástica

Em condições de carga estática, a concentração de tensões é definida pelo factor elástico-estático de concentração de tensões, K_t , por:

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}} \quad (3)$$

onde $\sigma_{\max}$ representa a tensão máxima na raiz do entalhe e σ_{nom} a tensão remotamente aplicada. O método dos elementos finitos e os métodos experimentais têm sido os processos extensivamente utilizados para a determinação destes factores. Peterson apresentou sobre a forma de um manual os factores de concentração de tensões para a maioria das descontinuidades geométricas de interesse prático.

2.2. Análise elastoplástica

A relação, anteriormente apresentada, é válida para regimes de fadiga em que a rotura se verifica para um número de ciclos superior a 10^6 , ou seja, em condições essencialmente elásticas. Para estados de fadiga oligocíclica, em que as tensões são superiores à tensão de cedência do material, os modelos baseados em análises elásticas não caracterizam correctamente os danos ocorridos, dado não contemplarem a influência de zonas de deformação plásticas. Uma das relações que se aplica neste domínio é a relação de Neuber. De acordo com Neuber (Neuber, 1961) existe uma relação aproximada entre K_t , K_σ , e K_ϵ tal que:

$$K_t^2 = K_\sigma K_\epsilon \quad (4)$$

em que K_σ é o factor de concentração de tensões elasto-plástico e K_ϵ o factor de

concentração de deformações elasto-plástico, definidos em função das tensões e extensões máximas e nominais. Topper introduziu K_f em vez de K_t e a equação (4) pode ser rescrita na seguinte forma (Yung *et al* 1985):

$$K_f (\Delta \sigma_{nom} \Delta \epsilon_{nom} E)^{1/2} = (\Delta \epsilon \Delta \sigma E)^{1/2} \quad (5)$$

equação que mostra que uma função da tensão e deformação nominais $(\Delta \sigma_{nom} \Delta \epsilon_{nom} E)^{1/2}$ necessita apenas de ser multiplicada por um factor de concentração constante para que sejam obtidos valores da tensão e deformação locais $(\Delta \epsilon \Delta \sigma E)^{1/2}$ na raiz do entalhe.

2.3. 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 . Entre as formulações publicadas destacam-se a de Peterson e de Radaj. De acordo com Peterson a relação é (Peterson, 1974):

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{r}} \quad (6)$$

onde a é uma constante do material e r representa o raio na raiz do entalhe. O parâmetro a pode ser relacionado com a tensão de rotura do material σ_r . Kosteas e Ondra (Kosteas *et al.*, 1989) mencionam que a formulação Radaj utiliza $K_f = K_t$.

Yung e Lawrence (Yung *et al.*, 1985) propõe a seguinte expressão para determinar K_t para o caso de juntas soldadas:

$$K_t = \beta [1 + a (t/r)^\lambda] \quad (7)$$

onde a , 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. Yung e Lawrence referem que poderá

determinar-se o "caso desfavorável" apresentando ainda os valores de K_t e K_{fmax} para várias juntas soldadas.

3. MÉTODOS DE DEFORMAÇÃO LOCAL

A determinação das tensões e deformações em entalhes ou em fendas reveste-se de grande importância para a análise da fractura de elementos solicitados quer monotonicamente quer ciclicamente. Cálculos exactos podem ser obtidos por métodos analíticos complexos ou pelo métodos dos elementos finitos, apresentando contudo a desvantagem de serem demasiado demorados. Em alternativa, desenvolveram-se métodos aproximados utilizando a regra de Neuber. Constatando-se que a regra de Neuber sobrestima as tensões e deformações locais, alternativas foram propostas por diversos investigadores destacando-se Topper, Seeger e Heuler (Seeger *et al.*, 1980), Molski e Glinka, (Molski *et al.*, 1981), que são desenvolvidas nos pontos que se seguem.

3.1 Regra de Neuber

Se a variação da tensão e deformação nominais são limitadas ao domínio elástico, então a equação (5) reduz-se a:

$$K_f \Delta \sigma_{nom} = (\Delta \epsilon \Delta \sigma E)^{1/2} \quad (8)$$

equação de interesse para a estimativa de tensões e deformações locais de provetes entalhados, sujeitos a uma tensão remotamente aplicada, sendo $(E \Delta \sigma \Delta \epsilon)^{1/2}$ denominada *função de dano*, em que $\Delta \sigma$ e $\Delta \epsilon$ podem ser calculados recorrendo à curva cíclica de tensão-extensão do material. A equação (8) pode ser escrita na seguinte forma:

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

equação que relaciona o factor empírico K_t com a tensão e a extensão local para

$\Delta\sigma_{nom}$ imposto. A equação da curva cíclica de tensão-extensão, que representa a influência do material, é:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (10)$$

onde K' e n' são constantes do material. Combinando as equações (9) e (10) obtém-se a seguinte expressão, (Dijkstra *et al.*, 1986):

$$\frac{(K_t \Delta\sigma_{nom})^2}{4E} = \frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (11)$$

equação que permite a determinação das tensões máximas que se desenvolvem em entalhes sujeitos a uma tensão remotamente aplicada.

3.2. Regra de Seeger e Heuler

Seeger e Heuler (Seeger *et al.*, 1980) mostram que a equação (11) pode ser também aplicada para tensões nominais

$$K_t^2 \frac{\Delta\sigma_{nom}}{4E} \left[\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2K'} \right)^{1/n'} \right] = \frac{\Delta\sigma}{2} \left[\frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \right] \quad (12)$$

superiores ao limite de proporcionalidade, recorrendo à equação da curva cíclica do material para o cálculo quer de deformações nominais quer locais obtendo:

3.3 Método de Glinka

Dada a regra de Neuber conduzir a estados de tensões e deformações locais sobrestimadas, no sentido de compensar este efeito, Topper sugeriu a utilização do factor de redução de resistência à fadiga K_f no lugar de K_t . Esta alteração conduz a previsões de vida satisfatórias. Glinka propõe para o cálculo das tensões e deformações não elásticas, devido a concentração de tensões na raiz do entalhe, o método da energia de deformação

equivalente, (Glinka, 1985), que se traduz pela seguinte expressão:

$$\frac{K_t^2 \Delta\sigma_{nom}}{4E} = \frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2(n'+1)} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (13)$$

se a tensão nominal for superior ao limite de proporcionalidade então a equação (13) toma a forma:

$$K_t^2 \left[\frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma_{nom}}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{4E} \right)^{1/n} \right] = \frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2(n'+1)} \left(\frac{\Delta\sigma}{4E} \right)^{1/n'} \quad (14)$$

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 limite de proporcionalidade, o método de Glinka e Neuber são coincidentes.

As equações (11, 12, 13 e 14) permitem obter as tensões e deformações locais, conhecidas a tensão nominal, o factor elástico de concentração de tensões e a curva cíclica do material, estimando-se o número e a de ciclos para a fase de iniciação pela utilização da equação de Manson - Coffin, que não estima o efeito da tensão média ou utilizando regra de Morrow que tem em conta o efeito da tensão média (Morrow, 1964).

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

De forma a estabelecer uma análise comparativa entre os valores obtidos, por modelos analíticos, foi desenvolvido um programa experimental, englobado no projecto EUREKA EU 269, que consistiu em testes de fadiga em juntas soldadas de alumínio da liga Al6061-T651, nomeadamente em juntas topo a topo, de canto, cruciformes com transferência de carga e longitudinais de canto sem transferência de carga, cujas características dimensionais se representam na figura 1. A tabela 1 apresenta as propriedades de resistência

mecânica e cíclicas da liga de alumínio 6061-T651 obtidas, no contexto do programa experimental.

A determinação do número de ciclos passados no período de iniciação foi estimado por um programa de cálculo automático. A tabela 2 representa os valores de K_t utilizados para a determinação do número de ciclos passados na fase de iniciação obtidos por elementos finitos.

Para a determinação do número de ciclos passados na fase de propagação foi utilizado um programa de cálculo automático "FAFRAM" (FATigue FRActure Mechanics) baseado nos conceitos da MFLE, tendo-se utilizado as condições também esquematizadas na tabela 2. Optou-se para a formulação do factor de intensidade de tensões, a solução de Brown/ Scrawley/ Orange para o detalhe 1, a solução proposta por Frank para as juntas cruciformes e a solução de Newman/ Raju para os detalhes 2 e 4. Os valores para as taxas de propagação de fendas de fadiga foram os valores obtidos para a liga utilizada no programa experimental, optando-se para os detalhes 1 e 3 os valores obtidos para o material de enchimento e para os detalhes 2 e 4 os

valores obtidos para a zona afectada termicamente.

5. APRESENTAÇÃO DE RESULTADOS. CONCLUSÕES

- A figura 2 apresenta graficamente os valores estimados e experimentais obtidos para os diversos detalhes. É possível concluir que:

- Existe uma relação directa entre a resistência à fadiga e o factor de concentração de tensões na região de soldadura. Verifica-se que as juntas de maior resistência à fadiga são as que revelam nos estudos teóricos baixos valores do factor de concentração de tensões na região do cordão de soldadura.

- O número de ciclos estimados para o período de iniciação em relação aos valores médios experimentais, revelaram que:

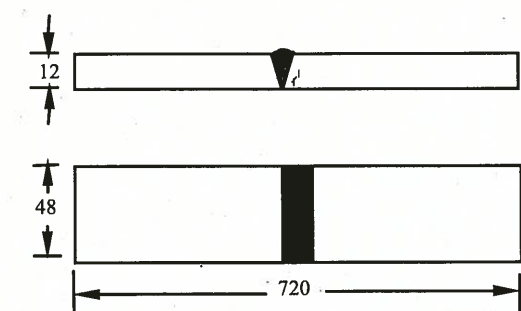
- para juntas soldadas com elevados factores de concentração de tensões e para elevadas gamas de tensão o período de iniciação não é determinante na vida total de fadiga. Para baixos níveis de tensão o efeito do período de iniciação é significativo no processo de fadiga;

Tabela 1: Propriedades de resistência mecânica da liga de Al 6061-T651 (Silva Ribeiro, 1994).

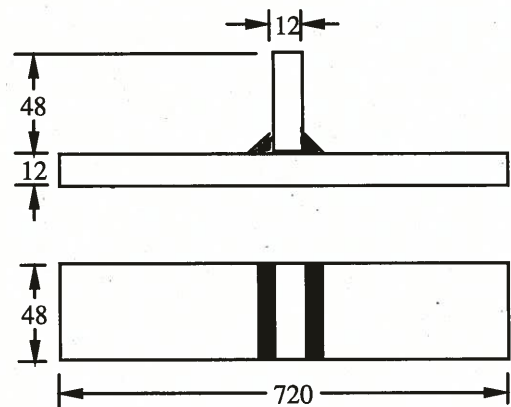
Resistência à tracção, σ_r	290/317 [MPa]	Exp. de endurecimento cíclico, n'	0.062 [MPa]
Tensão de cedência, σ_{ced}	242/279 [MPa]	Coef. de endurecimento cíclico, K'	404 [MPa]
Exp. de ductilidade cíclica, c	-0.723	Coef. de ductilidade cíclica, ϵ'_f	394
Coef. de duct. e cíclica, ϵ'_f	0.634	Exp. de resistência cíclica, b	-0.045
Módulo de elasticidade, E	68300 [MPa]	Dureza Brinnel, HB	70/72 BHN

Tabela 2: Parâmetros utilizados no programa de cálculo "FAFRAM" (Silva Ribeiro, 1994).

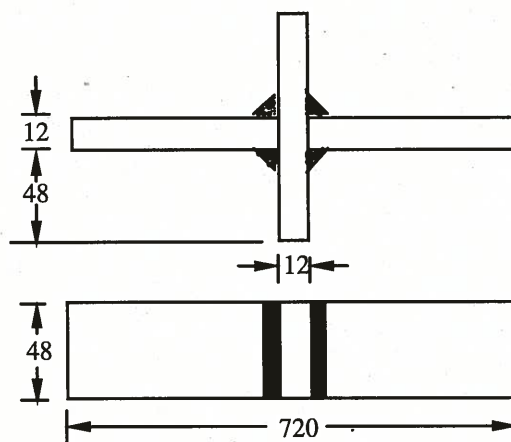
Detalh e	Direcção (mm)				K_t	Geo m.	Lei de propagação	$\frac{da}{dN}$ (mm/ciclo)
	a_i	a_f	c_i	c_f				
1	0.25	11.8	-	-	3.50	2D	Paris	$1.22 \times 10^{-19} (\Delta K)^{5.93}$
2	0.25	11.8	0.25	48	2.60	3D	Paris	$2.99 \times 10^{-16} (\Delta K)^{4.63}$
3	$(a_i + 0.25)$		-	-	7.24	2D	Paris	$1.22 \times 10^{-19} (\Delta K)^{5.93}$
4	(a_f)		0.25	48	4.43	3D	Paris	$2.99 \times 10^{-16} (\Delta K)^{4.63}$
	0.25	11.8						



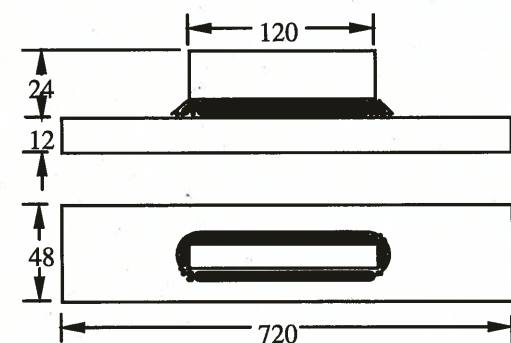
Detalhe 1- Juntas topo a topo



Detalhe 2- Juntas de canto.

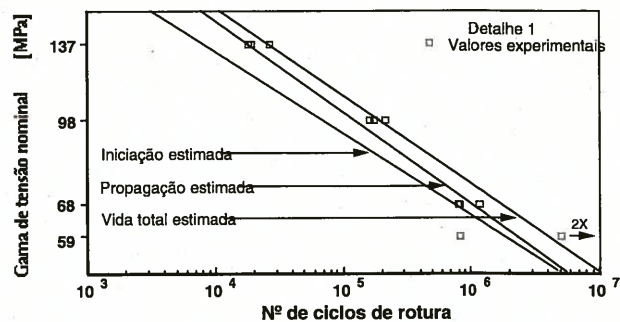


Detalhe 3- Juntas cruciformes com transferência de carga.

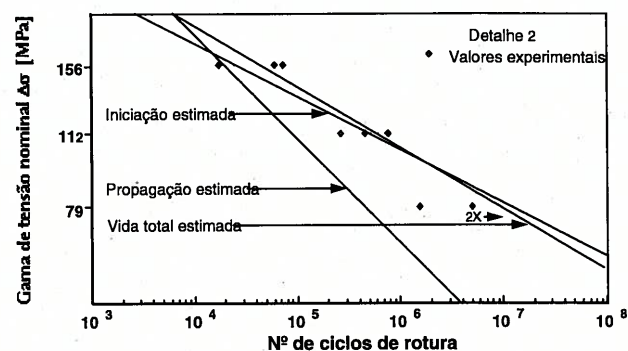


Detalhe 4- Juntas de canto longitudinais sem transferência de carga.

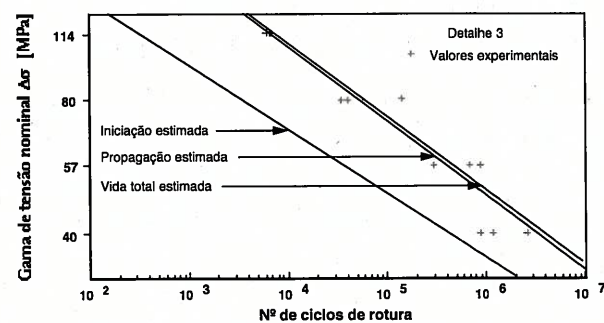
Fig 1- Geometria e dimensões das juntas utilizadas.



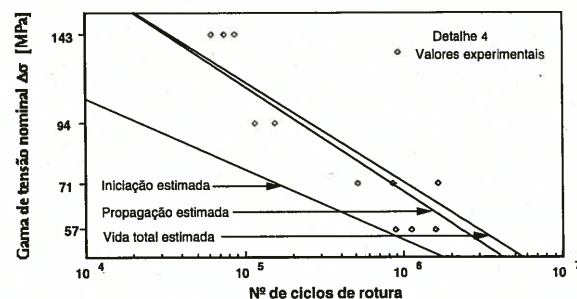
Detalhe 1- Juntas topo a topo.



Detalhe 2- Juntas de canto.



Detalhe 3- Juntas cruciformes com transferência de carga.



Detalhe 4- Juntas de canto longitudinais sem transferência de carga.

Fig 2- Representação gráfica dos valores experimentais e estimados.

- para geometrias com baixos factores de concentração de tensões a iniciação é determinante, para baixas ou elevadas gamas de tensão aplicada no processo de rotura de fadiga;

- Em face das conclusões obtidas parece importante não incluir a iniciação na previsão da duração à fadiga das juntas soldadas com elevados factores de concentração de tensão quando solicitadas a elevadas gamas de tensão, sendo de considerar para estas o número de ciclos passados no período de propagação.

6. REFERÊNCIAS

- Dowling, N. E., - " A Review of Fatigue Life Prediction Methods", Virginia Polytechnic Institute and State Univ., Blacksburg, VA., 87-1966.
- Glinka, K., - "Energy Density Approach to Calculation of Inelastic Strain- Stress Near Notches and Cracks." Engineering Fracture Mechanics Vol. 22 pp 485-508, 1985.
- Kosteas, D., e Ondra, R.-." Imperfektioenen in Aluminium - Schweißverbindungen - Einfluß auf die Betriebsfestigkeit. VDI Berichte Nr 770, 1989.
- Molski, K. and Glinka, K., - "A Method of Elastic-Plastic Stress and Strain Calculation at a Notch Root". Mater. Sci. Eng. 50, pp 93-100, 1981.
- Neuber, H., - Journal of Applied Mechanics, Vol. 28, Nº 4, pp. 544 - 560, Dec. 1961.
- Seeger, T. and Heuler, P., - "Generalized Application of Neuber's Rule". J. Test. Eval. 8, pp 199-204, 1980.
- Silva Ribeiro, A. - " Efeito da Fase de Iniciação no Comportamento à Fadiga de Estruturas Soldadas". Tese de Doutorado UTAD, 1993.
- Yung, J. Y. e Lawrence, F., V., - "Analytical and Graphical Aids for the Fatigue Design of Weldments. Fatigue Fact. Eng. Mater. Structures Vol. 8 Nº 3 pp 223-241, 1985.

