

# COMPORTAMENTO À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO 6082

Luis F. P. Borrego<sup>(1)</sup>, José D. M. Costa<sup>(2)</sup> e José A. M. Ferreira<sup>(2)</sup>

<sup>(1)</sup>Depart. de Engenharia Mecânica - ISEC, Coimbra, Portugal

<sup>(2)</sup>Depart. de Engenharia Mecânica - FCTUC, Coimbra, Portugal



## RESUMO

*As ligas de Alumínio da série 6000 são largamente utilizadas em aplicações estruturais sujeitas a carregamento dinâmico. Neste trabalho é apresentado um estudo do comportamento à fadiga da liga de alumínio AlMgSi1 (6082) com tratamento térmico T6. Foram efectuados ensaios de fadiga oligocíclica para avaliar a resposta tensão-deformação do material e para determinar as suas propriedades de ductilidade e resistência à fadiga. Realizaram-se, também, ensaios de propagação de fendas para quatro razões de tensão diferentes:  $R_\sigma = -0.25, 0.05, 0.25$  e  $0.4$ , determinando o limiar de propagação  $\Delta K_{If}$  e monitorizado o fecho de fenda em todos os ensaios.*

## 1 - INTRODUÇÃO

A industria automóvel está a aproveitar as muitas vantagens que as ligas de alumínio proporcionam na produção de veículos. Actualmente existem cerca de dez modelos em produção e sete protótipos considerados "Aluminium-Intensive" [1], isto é, que utilizam ligas de alumínio para os painéis exteriores e outros componentes principais. Um exemplo carismático deste tipo de veículos é sem dúvida o Audi A8 que dispõem de uma estrutura inteiramente em alumínio.

As ligas de alumínio da série 6000 são muito utilizadas neste tipo de aplicações devido a aliarem uma boa formabilidade e resistência à corrosão com uma elevada resistência. A liga AlMgSi1 (6082) é, desta série, a que possui maior resistência. Ao contrário das ligas da série

5000 e 7000 existem muito poucos estudos nas ligas da série 6000, daí haver todo o interesse em proceder à investigação destas ligas.

Neste trabalho é apresentado o resultado da caracterização à fadiga da liga de alumínio 6082 com tratamento T6. Foi analisada a resposta à deformação cíclica e obtidos os parâmetros básicos de fadiga:  $k'$ ,  $n'$ ,  $\sigma_f'$ ,  $b$ ,  $\epsilon_f'$  e  $c$ . Foram, igualmente, determinadas as velocidades de propagação de fendas para quatro razões de tensão diferentes:  $R_\sigma = -0.25, 0.05, 0.25$  e  $0.4$ , determinando o limiar de propagação  $\Delta K_{If}$  e monitorizado o fecho de fenda em todos os ensaios.

A resposta cíclica estabilizada do material pode ser diferente do comportamento monótono inicial. Assim, as curvas cíclicas estabilizadas tensão-

deformação fornecem uma importante caracterização do comportamento cíclico do material. Morrow [2] expressou a curva cíclica através da seguinte relação

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k' \left( \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^{n'} \quad (1)$$

onde  $\Delta\sigma/2$  é a amplitude de tensão,  $\Delta\varepsilon_p/2$  a amplitude de deformação plástica,  $k'$  e  $n'$  são, respectivamente, o coeficiente e o expoente de endurecimento cíclico. Esta curva pode ser determinada de várias formas, tendo Landgraf *et al* [3] sugerido cinco métodos diferentes de o fazer. A curva cíclica pode, também, ser representada através da relação de Ramberg-Osgood, que exprime a amplitude de deformação cíclica total  $\Delta\varepsilon/2$  em função da amplitude da tensão cíclica  $\Delta\sigma/2$ ,

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left( \frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade.

Landgraf *et al* [3] compararam as curvas monótonas com as curvas cíclicas estabilizadas obtidas para várias ligas metálicas e verificaram que quando ocorre endurecimento cíclico a curva cíclica situa-se acima da curva monótona, enquanto que na ocorrência de amaciamento cíclico se observa o contrário. Geralmente, os metais com um estado inicial macio apresentam endurecimento cíclico quando submetidos à deformação cíclica, enquanto que os metais inicialmente encruados apresentam amaciamento cíclico.

Coffin [4] e Manson [5] exprimiram a relação entre a componente plástica da amplitude de deformação  $\Delta\varepsilon_p/2$  e o número de reversões até à rotura  $2N_f$  através da seguinte equação

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3)$$

onde  $\varepsilon_f'$  e  $c$  são, respectivamente, o coeficiente e o expoente de ductilidade cíclica.

A componente elástica da amplitude de deformação  $\Delta\varepsilon_e/2$  é geralmente expressa em função de  $2N_f$  através da relação proposta por Basquin [6],

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b \quad (4)$$

onde  $\sigma_f'$  é o coeficiente de resistência cíclica e  $b$  é o expoente de resistência cíclica.

A transição entre o regime de fadiga oligocíclica e o regime de fadiga supercíclica corresponde aproximadamente à vida  $2N_T$ . A vida de transição  $2N_T$  é definida como a vida para a qual a amplitude de deformação total é constituída por iguais componentes de amplitude de deformação elástica e plástica. Para vidas inferiores a  $2N_T$  a componente plástica da deformação é preponderante e, por conseguinte, a resistência à fadiga do material é determinada essencialmente pelas suas propriedades de ductilidade cíclica. Para vidas superiores a  $2N_T$ , a deformação é predominantemente elástica, indicando que as propriedades de resistência cíclica do material determinam a sua resistência à fadiga.

Morrow [2] mostrou que a resistência à fadiga de metais sujeitos a uma determinada gama de deformação total pode ser expressa através da sobreposição das componentes elástica e plástica da deformação (soma da eq. 3 e da eq. 4), resultando a seguinte expressão:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (5)$$

Esta equação é a expressão mais universal que descreve a duração da vida de fadiga, quer em regime de fadiga oligocíclica, quer em regime de fadiga supercíclica, quer ainda na transição entre aqueles dois regimes.

O fenómeno do fecho de fenda tem tido um papel fundamental no estudo da propagação de fendas por fadiga [7]. Um número elevado de investigadores tem feito tentativas de compreender a influência da tensão média [8,9] na velocidade de propagação de fendas com base no argumento do fecho de fenda.

O fecho de fenda [10] tem sido atribuído à plasticidade, oxidação e rugosidade superficial. Excepto para elevadas razões de tensão  $R$  ou elevados valores de  $\Delta K$ , a propagação de fendas de fadiga pode ser afectada, em maior ou menor grau, pelo fecho de fenda induzido por plasticidade no regime II de propagação ou pela oxidação e rugosidade superficial no regime I. A influência da tensão média na velocidade de propagação tem sido explicada com sucesso recorrendo ao efeito do fecho de fenda [9,11].

## 2-PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O material utilizado neste estudo foi a liga de alumínio AlMgSi1 (DIN 6082) com tratamento térmico T6, cujas propriedades mecânicas são apresentadas na tabela 1. A composição química é indicada na tabela 2.

Tabela 1 - Propriedades mecânicas da liga de alumínio 6082.

Tensão de rotura, $\sigma_r$ [MPa]	330
Tensão de cedência, $\sigma_c$ [MPa]	307
Alongamento à rotura, $\varepsilon_r$ [%]	9
Dureza [HB]	95

Foram realizados ensaios de fadiga oligocíclica e ensaios de propagação de fendas. Os ensaios foram realizados, ao ar e à temperatura ambiente, numa máquina servo-hidráulica DARTEC, controlada por computador e com capacidade de 100 KN.

Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados segundo a norma ASTM E606 [12], em controlo de extensão do

provetes ( $\Delta\varepsilon$  constante em cada ensaio) e para uma razão de extensão  $R_\varepsilon = -1$ . O controlo foi efectuado através de um extensómetro axial eléctrico Instron modelo 2620-601 com distância inicial entre apoios de 12.5 mm e um deslocamento máximo permitido de  $\pm 5$  mm. Foram utilizados provetes cilíndricos ( $d=8$  mm) com a geometria representada na figura 1. Os provetes foram solicitados por uma onda do tipo sinusoidal e a velocidade de deformação  $d\varepsilon/dt$  foi mantida constante e igual a  $8 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  em todos os ensaios. A curva cíclica tensão-deformação foi determinada usando a técnica do provete individual para cada nível de extensão [3], definindo o ciclo de histerese estável como o ciclo correspondendo a 50% da vida total.

Os ensaios de propagação de fendas de fadiga foram realizados segundo a norma ASTM E647 [13], utilizando provetes MT (Middle-Tension) com 3 mm de espessura. Os provetes foram obtidos a partir de uma chapa laminada com  $1 \times 2 \text{ m}^2$ . A geometria dos provetes utilizados encontra-se representada na figura 2. A preparação do entalhe foi efectuada por electroerosão garantindo um raio de concordância na raiz inferior a 0.25 mm. Antes do ensaio o provete foi polido mecanicamente na zona da propagação da fenda.

A fixação dos provetes foi efectuada por amarras hidráulicas. Todos os ensaios foram realizados em controlo de carga do provete ( $\Delta\sigma$  constante em cada ensaio) utilizando uma onda do tipo sinusoidal e uma frequência de 25 Hz. O comprimento da fenda foi medido utilizando uma luneta óptica (30 $\times$ ) deslizante com uma precisão superior a 10  $\mu\text{m}$ . O ensaio foi iniciado após a abertura de uma pré-fenda de fadiga com aproximadamente 1 mm.

Foram analisadas quatro razões de tensão diferentes:  $R_\sigma = -0.25, 0.05, 0.25$  e  $0.4$ . O limiar de propagação  $\Delta K_{I_f}$  foi determinado utilizando o procedimento do *K-decrescente* para  $da/dN < 3 \times 10^{-6} \text{ mm/ciclo}$  [13].

Tabela 2 - Composição química da liga de alumínio 6082 (% Peso).

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	outros
0.7-1.3	0.5	0.1	0.4-1	0.6-1.2	0.25	0.2	0.1	0.05

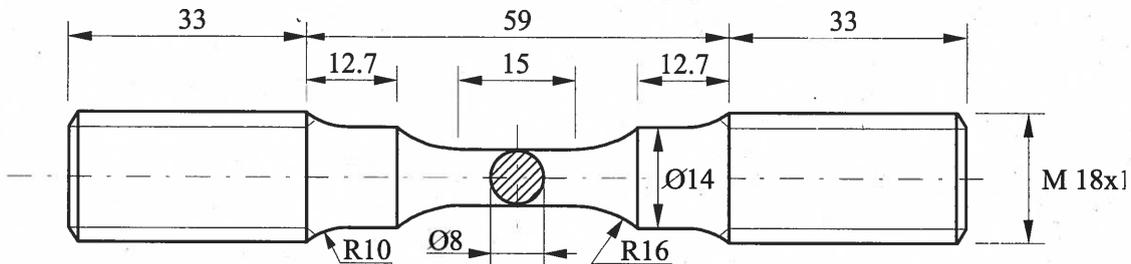


Fig. 1 - Provete utilizado nos ensaios de fadiga oligocíclica

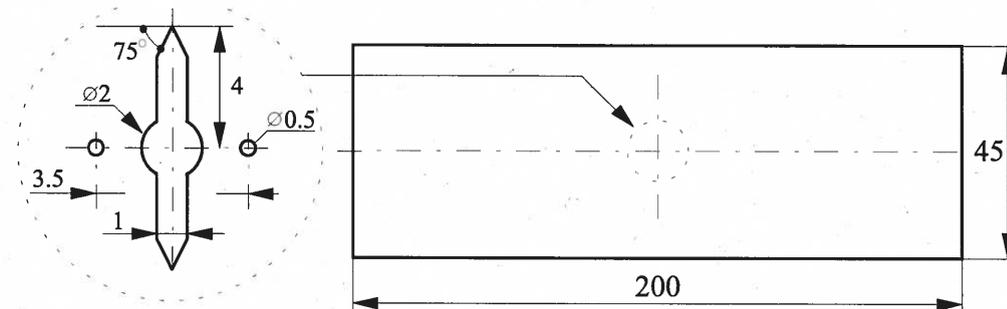


Fig. 2 - Provete utilizado nos ensaios de propagação de fendas de fadiga

O comportamento carga-deslocamento foi monitorizado a intervalos específicos durante todos os ensaios, utilizando um extensômetro de pinos e um programa específico de aquisição de dados. O extensômetro foi posicionado nos furos de 0.5 mm de diâmetro e distanciados 3.5 mm, localizados acima e a baixo do centro do entalhe (figura 2).

Na figura 3 são apresentados os registos carga-deslocamento ( $P-\delta$ ) típicos obtidos neste estudo. Durante a aquisição de dados a frequência do ensaio foi reduzida para 0.5 Hz, por forma a adquirir um número máximo de pontos ( $P,\delta$ ) correspondentes a determinado ciclo. O ruído do output do extensômetro foi reduzido passando o sinal através de um filtro matemático passa-baixo com uma frequência de corte de 1 Hz.

O ponto a partir do qual a fenda se encontra totalmente aberta, a que corresponde a carga de abertura  $P_{ab}$ , foi

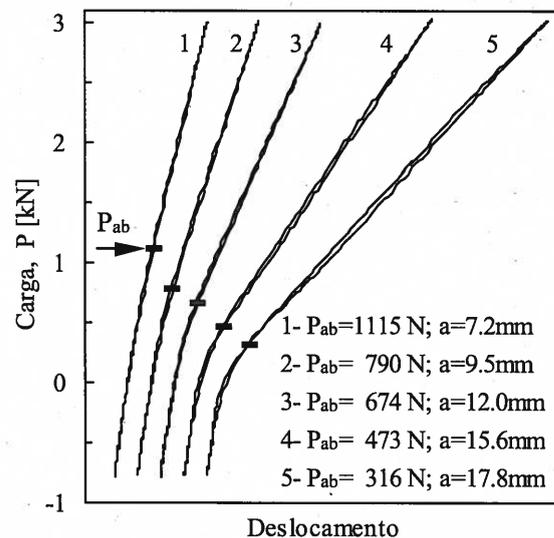


Fig. 3 - Registos carga-deslocamento típicos;  $\Delta P$  constante;  $R=0.25$ .

determinado para cada registo  $P-\delta$  utilizando o método conhecido como maximização do coeficiente de correlação [14]. Este método envolve tomar 10% dos

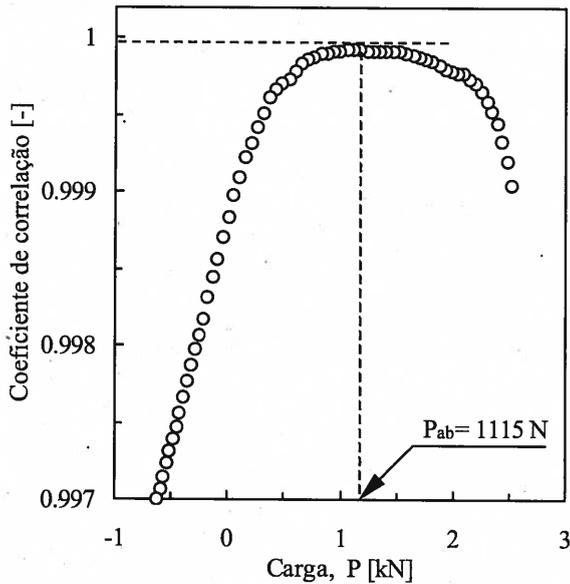


Fig. 4 - Variação típica do coeficiente de correlação com a carga;  $R=0.25$ ;  $\alpha=7.2\text{mm}$ .

dados da parte superior do registo  $P-\delta$  e calcular o coeficiente de correlação linear através do método dos mínimos quadrados. O ponto seguinte é então acrescentado e o coeficiente de correlação é calculado de novo. Este procedimento é repetido para todo o conjunto de dados. O ponto para o qual o coeficiente de correlação atinge o máximo define a carga de abertura  $P_{ab}$ , como representado na figura 4.

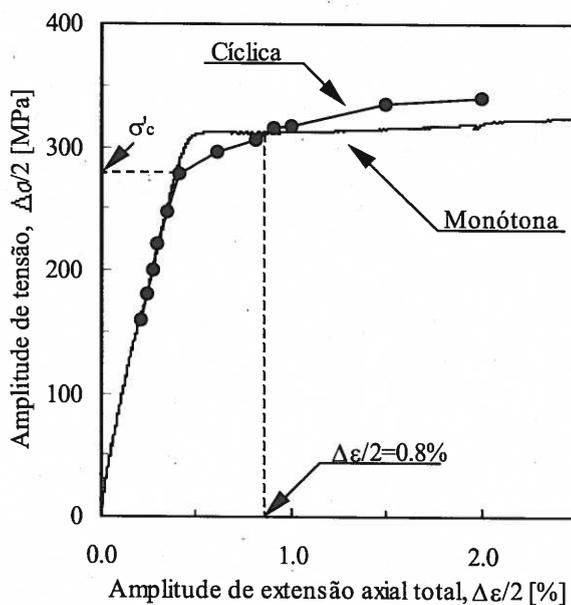


Fig. 5 - Curvas cíclica e monótona.

### 3 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 3.1- Resposta tensão-deformação do material

Na figura 5 é apresentada a curva cíclica tensão-deformação, onde a amplitude de tensão é representada em função da amplitude de extensão axial total. Encontra-se também representada nesta figura a curva monótona do material.

Comparando as curvas cíclica e monótona, representadas na figura 5, verifica-se que para valores da amplitude de extensão axial total  $\Delta\epsilon/2$  superiores a 0.8% o material apresenta endurecimento cíclico, enquanto que para valores inferiores se observa a ocorrência de amaciamento cíclico. O limite elástico da curva tensão-deformação foi reduzido do valor monótono de 307 MPa para o valor cíclico de 278 MPa.

Outra forma de representar o endurecimento e o amaciamento cíclico para os vários níveis de deformação imposta pode ser vista na figura 6, em que é apresentada a evolução da amplitude da tensão em função do número de ciclos de extensão. Verifica-se que as alterações mais importantes no endurecimento e no amaciamento ocorrem nos ciclos iniciais de

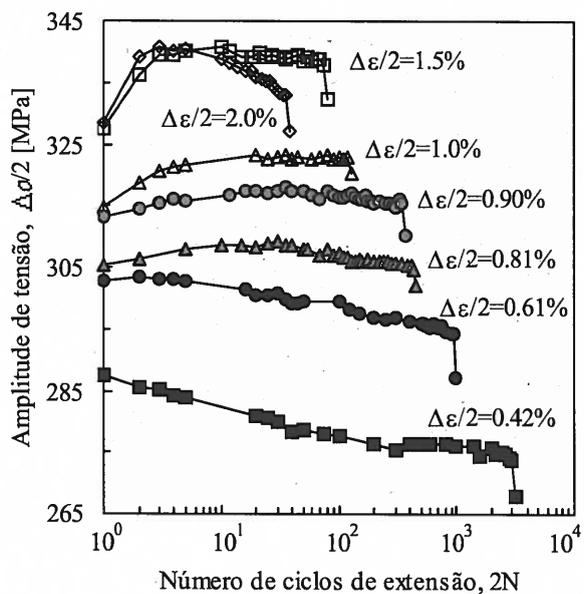


Fig. 6 - Variação da amplitude da tensão em função da extensão cíclica.

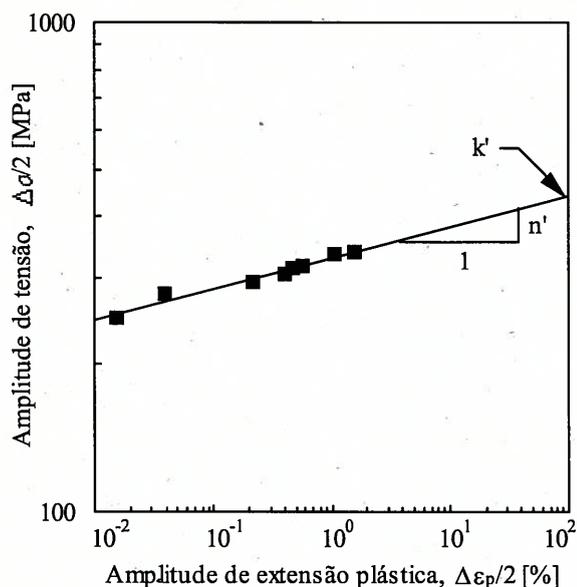


Fig. 7 - Curva cíclica em escalas logarítmicas.

deformação. Para as amplitudes de extensão mais baixas ( $\Delta\epsilon/2 < 0.8\%$ ) o material apresenta sempre amaciamento cíclico enquanto que para as amplitudes de extensão mais elevadas ( $\Delta\epsilon/2 > 0.8\%$ ) observa-se um endurecimento cíclico seguido de amaciamento cíclico. A fase inicial de endurecimento cíclico representa entre 7% e 14% da vida total.

Na figura 7 é representada a amplitude de tensão em função da amplitude de extensão plástica, em escalas logarítmicas. Efectuando uma regressão linear pelo método dos mínimos quadrados, a partir dos resultados representados nesta figura, são encontrados os valores do expoente de endurecimento cíclico  $n'=0.064$  e do coeficiente de endurecimento cíclico  $k'=443$ , com um coeficiente de correlação de 0.986. O conhecimento dos valores destes parâmetros permitem escrever a equação da curva cíclica proposta por Morrow (eq. 1)

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = 443 \left( \frac{\Delta\epsilon_p}{2} \right)^{0.064} \quad (6)$$

e a relação de Ramberg-Osgood (eq.2)

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left( \frac{\Delta\sigma}{2 \times 443} \right)^{\frac{1}{0.064}} \quad (7)$$

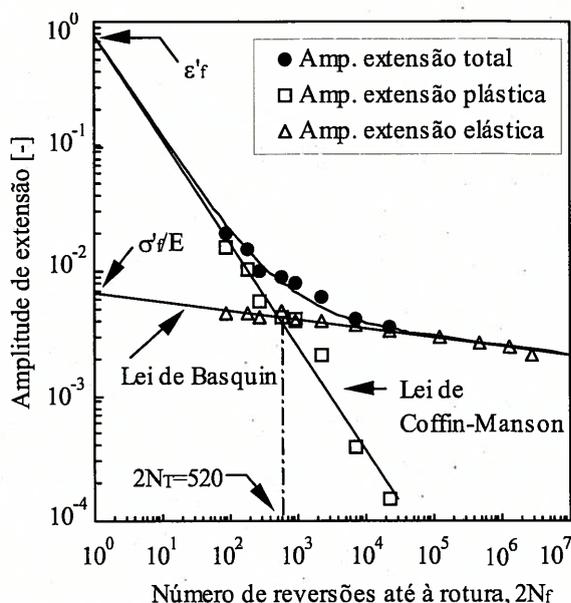


Fig. 8 - Curvas de extensão total, elástica e plástica versus número de reversões.

### 3.2- Propriedades de ductilidade e resistência à fadiga

Na figura 8 é apresentada, em escalas logarítmicas, a amplitude de extensão em função do número de reversões até à rotura. Além da curva da amplitude de extensão total são também apresentadas as curvas correspondentes às amplitudes de extensão elástica e plástica.

As propriedades de resistência cíclica do material, ou seja, o expoente de resistência à fadiga  $b$  e o coeficiente de resistência à fadiga  $\sigma_f'$  foram obtidos a partir dos resultados da curva de extensão elástica indicados nesta figura, por regressão linear, utilizando o método dos mínimos quadrados. Os valores encontrados são:  $\sigma_f'=485$  e  $b=-0.0695$  com um coeficiente de correlação de 0.987. A componente elástica da extensão, descrita pela expressão de Basquin (eq. 4), virá então

$$\frac{\Delta\epsilon_e}{2} = \frac{485}{E} (2N_f)^{-0.0695} \quad (8)$$

As propriedades de ductilidade à fadiga,  $c$  e  $\epsilon_f'$ , foram obtidas a partir dos resultados da curva de extensão plástica indicados nesta figura, por regressão linear, utilizando o método dos mínimos

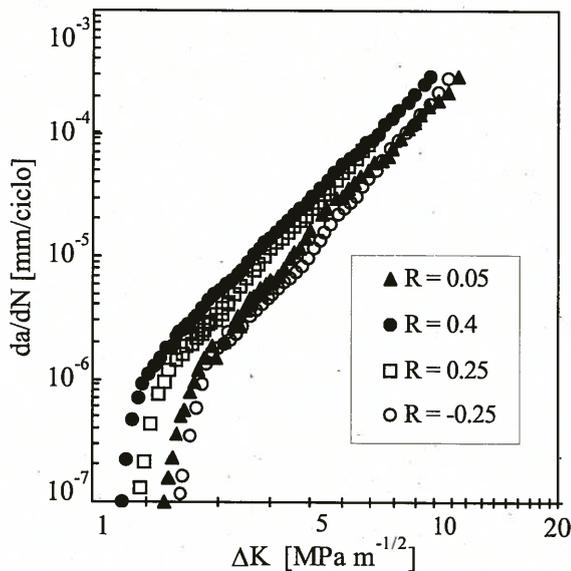


Fig. 9 - Curvas  $da/dN$  versus  $\Delta K$ .

quadrados. Os valores encontrados são:  $\varepsilon_f' = 0.773$  e  $c = -0.827$ , com um coeficiente de correlação de 0.985. A componente plástica da extensão, descrita pela expressão de Coffin-Manson (eq. 3), virá então

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = 0.773(2N_f)^{-0.827} \quad (9)$$

Assim a equação 5 tomará a forma:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{485}{E}(2N_f)^{-0.0695} + 0.773(2N_f)^{-0.827} \quad (10)$$

Da figura 7 podemos ainda concluir que a transição entre o regime de fadiga oligocíclica e o regime de fadiga supercíclica corresponde aproximadamente à vida  $2N_T = 520$  ciclos.

### 3.3 - Propagação de fendas de fadiga

A influência da tensão média na velocidade de propagação de fendas de fadiga na liga de alumínio 6082 pode ser observada na figura 9, considerando os quatro valores de  $R$ : -0.25, 0.05, 0.25 e 0.4. Para  $R = -0.25$ , foi utilizada a relação  $\Delta K = K_{m\acute{a}x}$ . Verifica-se uma forte influência da tensão média na velocidade de propagação de fendas. A influência de  $R$  em  $da/dN$  diminui com o aumento de  $\Delta K$ .

A velocidade de propagação  $da/dN$  aumenta com  $R$ , esta tendência é mais

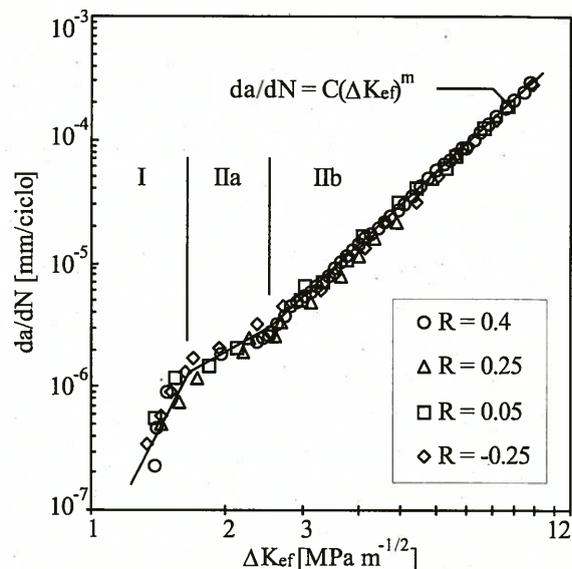


Fig. 10 - Curva  $da/dN$  versus  $\Delta K_{ef}$ .

pronunciada entre  $R = 0.05$  e  $R = 0.25$  do que entre  $R = 0.25$  e  $R = 0.4$ . Para os valores de  $da/dN$  mais elevados, perto de  $10^{-4}$  mm/ciclo, a influência de  $R$  é praticamente inexistente entre  $R = 0.25$  e  $R = 0.4$ . É também observada uma pequena influência de  $R$  em  $da/dN$  entre  $R = -0.25$  e  $R = 0.05$ .

Na tabela 3 são apresentados os parâmetros da lei de Paris obtidos para as quatro razões de tensão  $R$  analisadas.

Tabela 3 - Parâmetros da lei de Paris:  
 $da/dN$  versus  $\Delta K$  [mm/ciclo; MPa  $m^{-1/2}$ ]

R	C	m	Correlação
-0.25	$1.7 \times 10^{-8}$	4.05	0.9991
0.05	$4.1 \times 10^{-8}$	3.66	0.9979
0.25	$5.6 \times 10^{-8}$	3.78	0.9994
0.40	$1.2 \times 10^{-7}$	3.44	0.9996

Como a velocidade de propagação de fendas de fadiga apresentou uma forte dependência da razão de tensão, foi efectuada uma análise da variação do fecho de fenda, por forma a correlacionar os resultados com o parâmetro  $\Delta K_{ef}$  inicialmente proposto por Elber [9]. A partir dos valores da carga de abertura  $P_{ab}$ , foram calculados os valores de  $\Delta K_{ef}$  correspondentes, utilizando a relação

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (11)$$

por forma a obter as curvas  $da/dN$ -  $\Delta K_{ef}$ . O objectivo é analisar se o efeito do fecho de fenda, por si só, permite reduzir todas as curvas  $da/dN$ - $\Delta K$  a uma única curva  $da/dN$ - $\Delta K_{ef}$  independente da razão de tensão  $R$ .

A figura 10 mostra estes resultados para os as quatro razões de tensão analisadas. Todos os valores tendem a cair numa mesma banda quando é representado  $da/dN$  em função de  $\Delta K_{ef}$  de acordo com

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{ef}^m \quad (12)$$

Os resultados representados nesta figura permitem identificar três regimes de propagação diferentes. A Tabela 4 sumaria os parâmetros das curvas de Paris dos três regimes indicados.

Tabela 4 - Parâmetros da lei de Paris:  
 $da/dN$  versus  $\Delta K_{ef}$  [mm/ciclo; MPa m<sup>-1/2</sup>]

Reg.	C	m	Limites de validade	Cor.
I	3.8x10 <sup>-8</sup>	7.27	1.3< $\Delta K$ <1.7	0.883
IIa	4.6x10 <sup>-7</sup>	1.96	1.7< $\Delta K$ <2.7	0.908
IIb	1.3x10 <sup>-7</sup>	3.38	2.7< $\Delta K$ <10	0.998

Na figura 11 é apresentada a variação dos valores do limiar de fadiga  $\Delta K_{lf}$  com a razão de tensões  $R$ . Observa-se um decréscimo considerável dos valores de  $\Delta K_{lf}$  quando  $R$  varia de -0.25 para 0.4. O valor efectivo de  $\Delta K_{lf}$ ,  $\Delta K_{lf,ef}$ , é também apresentado para comparação, tendo sido obtido através da figura 10. Na tabela 5 são apresentados os valores utilizados na figura 11. A partir destes resultados, utilizando o método dos mínimos quadrados, foi estabelecida entre  $\Delta K_{lf}$  e  $R$  a relação de Vosikovsky [15]:

$$\Delta K_{lf} = -1.007R + 2.184 \quad (13)$$

com um coeficiente de correlação de 0.985.

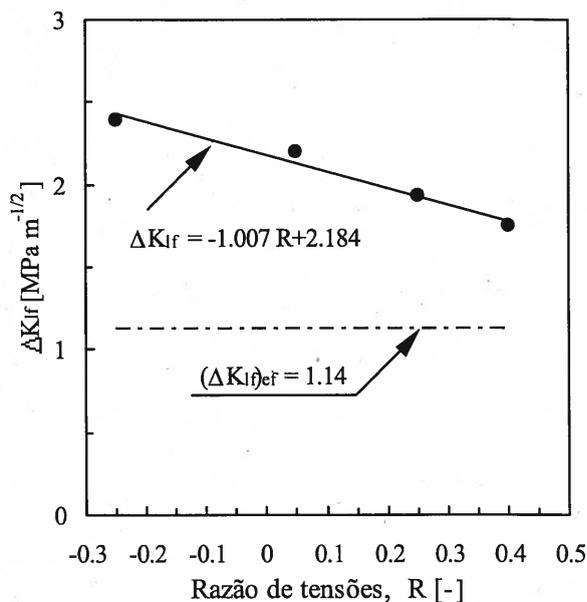


Fig. 11 – Variação do limiar de fadiga com  $R$ .

Tabela 5 - Valores do limiar de fadiga para os quatro  $R$  analisados.

R	$\Delta K_{lf}$ [MPa m <sup>-1/2</sup> ]
-0.25	2.39
0.05	2.20
0.25	1.93
0.4	1.75

$$\Delta K_{lf,ef} = 1.14 \text{ MPa m}^{-1/2}$$

#### 4 - CONCLUSÕES

1- Para as amplitudes de extensão mais baixas ( $\Delta \epsilon/2 < 0.8\%$ ) a liga de alumínio 6082 apresenta sempre amaciamento cíclico enquanto que para as amplitudes de extensão mais elevadas ( $\Delta \epsilon/2 > 0.8\%$ ) observa-se um endurecimento cíclico seguido de amaciamento cíclico. A fase inicial de endurecimento cíclico representa entre 7% e 14% da vida total.

2- A liga de alumínio 6082 (AlMgSi1) apresenta os seguintes parâmetros básicos de fadiga:

k'	n'	$\sigma_f'$	b	$\epsilon_f'$	c
[MPa]	[-]	[MPa]	[-]	[-]	[-]
443	0.064	485	-0.0695	0.773	-0.827

3- Verifica-se uma forte influência da tensão média na velocidade de propagação de fendas de fadiga na liga 6082. A velocidade  $da/dN$  aumenta com o aumento de  $R$  e a influência de  $R$  diminui com o aumento de  $\Delta K$ .

4- A liga de alumínio 6082 apresenta os seguintes parâmetros de propagação:

R	Lei de Paris		$\Delta K_{lf}$ [MPa m <sup>-1/2</sup> ]
	[mm/ciclo; MPa m <sup>-1/2</sup> ] C	m	
-0.25	1.7x10 <sup>-8</sup>	4.05	2.39
0.05	4.1x10 <sup>-8</sup>	3.66	2.20
0.25	5.6x10 <sup>-8</sup>	3.78	1.93
0.40	1.2x10 <sup>-7</sup>	3.39	1.75

5- Apesar de a curva  $da/dN$ -  $\Delta K_{ef}$  apresentar alguma dispersão, os resultados para as quatro razões de tensão analisadas estão localizados numa mesma banda continua. Assim, o fecho de fenda parece ser capaz, por si só, de explicar a influência de  $R$  na velocidade de propagação de fendas de fadiga na liga de alumínio 6082, em ambos os regimes I e II de propagação.

## REFERÊNCIAS

- [1]-Altenpohl, D., *Aluminum: Technology, Applications and Environment*, The Aluminum Association and TMS, 1998.
- [2]-Morrow J. D., *Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals*, Int. Friction, Damping and Cyclic Plasticity, ASTM, STP 378, 45-87, 1965.
- [3]-Landgraf R. W., Morrow J. D. e Endo T., *Determination of the cyclic stress-strain curve*, Journal of Materials, JMSLA, Vol. 4, N° 1, 176-188, 1969.
- [4]-Coffin L. F., *A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal*, Trans. ASME, Vol. 76, 931-950, 1954.
- [5]-Manson S. S., *Behaviour of materials under conditions of thermal stress*, Heat Transfer Symposium, University of Michigan, Engineering Research Inst., 9-75, 1953.
- [6]-Basquin O. H., *The exponential law of endurance tests*, Proc. of ASTM, ASTEA, Vol. 10, 625-630, 1910.
- [7] Elber W., *Fatigue crack closure under cyclic tension*, Eng. Fract. Mech., 2, 37-45, 1970.
- [8] Blom A. F. and Holm D.K., *An experimental and numerical study of crack closure*, Eng. Fract. Mech., 22, 997-1011, 1984.
- [9] Elber W., *The significance of fatigue crack closure*, ASTM STP415, 230-242, 1971.
- [10] Ritchie R. O., *Slow crack growth macroscopic aspects*, Proc. of 2th National Conference on Fracture, University of Witwatersrand, Johannesburg, Eds Tait, R. B. and Garret, G. G, Pergamon Press, 1984.
- [11] Schijve J., *Some formulas for crack opening stress level*, Eng. Fract. Mech., 14, 461-465, 1981.
- [12]-ASTM E606, *Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing*, Annual Book of ASTM Standards, USA, Vol. 03.01, 1993.
- [13]-ASTM E647, *Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates*, Annual Book of ASTM Standards, USA, Vol. 03.01, 1993.
- [14] Allison J. E. Ku R. C. and Pompetzki M. A., *Mechanics of fatigue crack closure*, ASTM STP 982, 171-185 (1988).
- [15] Vosikovskiy O., *The effect of stress ratio on fatigue crack growth rates in steels*, Eng. Fract. Mech., 2, 595, 1979.

