

COMPORTAMENTO À FADIGA E O EFEITO DOS CICLOS DE EXTENSÃO NA TENACIDADE À FRACTURA  
DO AÇO A515 Gr. 70

E.M. Branco\*, J.M. Ferreira\*\* e J. Bastos Fernandes\*

\* CEMUL, Instituto Superior Técnico, 1096 Lisboa Codex, Portugal

\*\* SAEM, Universidade de Coimbra, 3000 Coimbra, Portugal.

**Resumo.** Na primeira parte da comunicação apresentam-se resultados do comportamento à fadiga oligocíclica do aço A515 Grade 70. Obtiveram-se as curvas tensão-deformação monotónica e cíclica e as curvas da extensão elástica, plástica e total em função da vida de fadiga. Obtiveram-se assim à temperatura ambiente os parâmetros de resistência e ductilidade cíclica do material. Na segunda parte da comunicação apresentam-se os resultados dum estudo experimental sobre a influência na tenacidade à fractura  $J$  e  $CTOD$  e respectivas curvas de  $R$ , do nível do valor do factor de intensidade de tensão  $K$  no ensaio para a obtenção da pré-fissura de fadiga (efeito dos ciclos de extensão prévios).

**Abstract.** In the first part of the paper low cycle fatigue data is presented for cylindrical specimens of A515 Grade 70 steel tested at room temperature. The monotonic and cyclic stress-strain curves are presented and also the strain against life plots. The values of the cyclic ductility and strength parameters are presented. The second part of the paper is an experimental study of the influence of the prior level of  $K$  (prior level of strain cycling) in the  $CTOD$  and  $J-R$  curves. A test series was carried out with  $K$  levels at precracking within the limits of the european specifications of fracture toughness and in the second series of tests extensive strain cycling was introduced with final values of  $K$  at fatigue precracking 40 to 50% above the  $K$  limits of the specifications referred above.

## INTRODUCTION

O aço A515 Grade 70 é um aço ao C-Mn largamente utilizado no fabrico de reservatórios sob pressão. Neste tipo de construções os principais tipos de ruína são a rotura dúctil e a fadiga oligocíclica, esta última causada por períodos de paragem

e arranque e diferenciais de temperatura que induzem tensões de origem térmica no reservatório. Os locais preferenciais para a nucleação das fissuras de fadiga são os pés dos cordões de soldadura das tubuladuras ao corpo principal do reser

reservatório. As fissuras de fadiga crescem inicialmente na zona afectada pelo calor e em seguida propagam-se no metal de base. A rotura dúctil pode verificar-se mesmo atendendo aos valores elevados de tenacidade à fractura característicos destes aços. Um caso importante de rotura dúctil num reservatório sob pressão de uma central térmica foi investigado por um dos autores em 1987 (1,2).

O comportamento à fractura foi estudado em detalhe no âmbito de um projecto de investigação anterior financiado pela CECA cujo relatório final foi recentemente publicado (3). Nesse projecto obtiveram-se uma grande quantidade de curvas R, J e CIOD para fissuração ocorrida no metal de base, metal depositado e zona afectada pelo calor. Os provetes ensaiados foram de flexão em três pontos de secção quadrada 12x12 mm ou 50x50 mm e dotados de entalhes laterais para promover condições propícias a um estado plano de deformação. Os ensaios foram realizados seguindo estritamente as recomendações das normas europeias (4,5) e americanas (6,7) sobre tenacidade à fractura. Nos vários casos em que não foi possível validar os resultados de acordo com as recomendações das normas utilizou-se como parametro de tenacidade à fractura a energia específica de deformação absorvida,  $U/A_0$  em que  $U$  é a area definida abaixo da curva carga-deslocamento do provete e  $A_0$  a area do ligamento não fendido do provete.

Nesse extenso trabalho (3) fez-se uma análise comparativa dos resultados de tenacidade à fractura considerando não só a forma da curva de resistência mas também os valores de tenacidade de iniciação ou de 0.2 mm de crescimento lento consoante o que fosse aplicável. Apresentou-se ainda um estudo experimental da localização do centro de rotação,  $r$ , usado na expressão de cálculo do CIOD para provetes com uma relação  $a/W$  0.20 a 0.25 menor que os limites definidos na norma. Verificou-se que a posição do centro de rotação é alterada e portanto esse aspecto tem que ser tomado em linha de conta no cálculo do CIOD na ponta da fenda.

A Fig.1 ilustra o modo como os provetes foram retirados a partir de discos cortados na parede do reservatório e com a mesma espessura deste. Os discos possuem por sua vez uma soldadura longitudinal de topo idêntica à do reservatório em serviço. Deste modo todos os provetes possuíam

o mesmo nível de deformação que encontrariam no reservatório em serviço. (metal de base, metal depositado e zona afectada pelo calor).

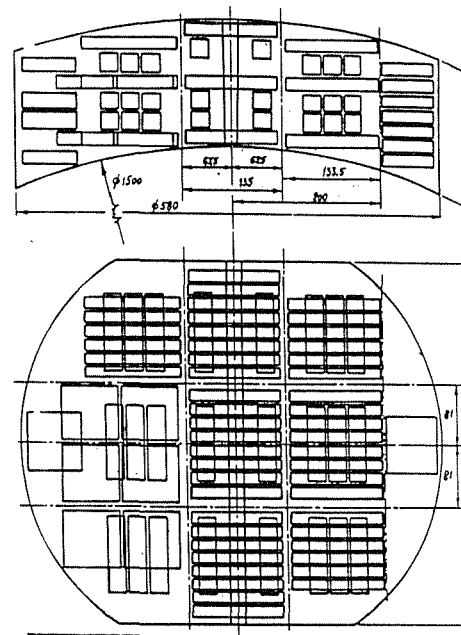


Fig.1 - Implantação de provetes num dos discos da virola do reservatório.

No presente trabalho, que é a continuação do trabalho anterior (3) usa-se a mesma metodologia para a extracção dos provetes (Fig.1).

O presente projecto contempla agora os aspectos do comportamento à fadiga oligocíclica tendo como objectivo principal o desenvolvimento de técnicas de melhoria do comportamento à fadiga de juntas soldadas a trabalhar no domínio da fadiga oligocíclica como é o caso das juntas soldadas em reservatórios sob pressão (1). As técnicas que irão ser consideradas neste projecto são o afagamento dos pés dos cordões e a técnica da passagem suplementar TIG. O projecto é internacional envolvendo a colaboração do Welding Institute em Inglaterra. Para além do programa de ensaios comparativos da resistência à fadiga de juntas como executadas e com tratamentos de melhoria estão ainda previstos no projecto outros quatro aspectos fundamentais:

- modelação da fase de iniciação da fissura usando o método da aproximação local (9,10)
- previsão da fase de propagação da fenda aplicando a Mecânica da Fractura (11,12)
- estabelecimento de soluções apropriadas para o factor de intensidade de tensoes  $K$  nas soldadur

uras críticas dos reservatórios e aplicando métodos já desenvolvidos pelos autores para estruturas tubulares (13,14).

- análise mais detalhada do problema da fratura dúctil que pode surgir após uma fissuração extensa de fadiga com ciclos de extensão excedendo os limites recomendados nos ensaios de tenacidade à fratura para o ensaio de pré-fissura de fadiga.

Este aspecto é particularmente importante no caso dos reservatórios sob pressão em que a ruptura dúctil pode ocorrer após fissuração lenta de fadiga oligocíclica com elevadas amplitudes de ciclos de extensão. O programa experimental está previsto para as temperaturas ambiente e de 360°C em que esta última é a temperatura estabilizada de serviço no reservatório.

A modelação da fase de iniciação da fissura que tem grande importância porque ocupa uma parte muito significativa da vida de fadiga nas juntas melhoradas, requer a realização de ensaios de fadiga oligocíclica a amplitude de extensão constante alternada e pulsante para assim se obterem todos os parâmetros representativos da ductilidade e resistência e de relaxação do material. Para a fase de propagação da fenda estão previstos ensaios em provetes CT e em provetes de flexão em três pontos (em flexão) essencialmente no metal de base e na zona afectada pelo calor. Destes ensaios retiram-se as leis de propagação de fendas adequadas no material. As soluções para o factor K necessárias para prever a vida de propagação da fenda, serão obtidas com códigos de elementos finitos tridimensionais calculando os factores de intensidade de tensão ou pelo integral J ou com o método das funções de peso (13,14).

Finalmente em relação à influência dos ciclos de extensão ou de pré-fissura de fadiga estão previstos séries de ensaios comparativos de tenacidade à fratura em que na primeira série de ensaios os valores de K na fissura de fadiga estão dentro dos limites definidos nas normas europeias de tenacidade à fratura enquanto que numa segunda série os valores de K na fissura de fadiga resultam de ciclos de extensão prolongados e excedem de 40 a 50% os limites dos valores de K fixados nas normas.

Nesta comunicação apresentam-se resultados de

ensaios de fadiga oligocíclica à temperatura ambiente e para ciclos de amplitude de extensão constante alternada. Na segunda parte apresenta-se os resultados da influência na tenacidade à fratura dos limites do factor K na pré-fissura de fadiga (influência na tenacidade à fratura dos níveis dos ciclos prévios de extensão).

## 2. EXPERIMENTAL

### 2.1 Ensaios de fadiga oligocíclica

Estes ensaios foram realizados em metal de base do aço A515 nas orientações TL e LT. Os provetes de secção cilíndrica com diâmetro mínimo de 7mm foram retirados numa das zonas da virola da Fig. 1. As proporções dos provetes obedeceram às recomendações da norma ASIM sobre ensaios de fadiga oligocíclica.

Os ensaios de fadiga foram executados numa máquina de ensaios servohidráulica em controlo de extensão alternada aplicando ciclos de extensão a  $R = -1$  com uma frequência de 0.5Hz. Utilizou-se o método do provete individual para cada nível de carga e registaram-se os circuitos de histerese ao longo do ensaio num registador x-y. Mediu-se a extensão axial com um extensómetro de elevada precisão com 25 mm de comprimento de deformação e  $\pm 10\%$  de gama de extensão. A partir dos circuitos de histerese estabilizados determinaram-se as curvas cíclicas tensão-extensão. Obtiveram-se também a partir dos circuitos de histerese a curva de Coffin-Manson e a lei de Basquin do material.

Os ensaios foram dados por concluídos quando surgiram na superfície do material as primeiras fissuras com comprimento perto de 0.5 mm.

### 2.2 Ensaios de tenacidade à fratura

Estes ensaios foram realizados em provetes de flexão em três pontos também retirados da virola da Fig.1. Escolheu-se o provete de secção quadrada 12x12 mm e 50x50 mm. Os provetes 12x12 mm foram ensaiados no metal de base e na zona afectada termicamente enquanto que os de 50x50 mm apenas foram ensaiados no metal de base. A geometria dos provetes obedeceu às normas de tenacidade à fratura(4,5).

Em todos os provetes foram abertos entalhes laterais depois da fissuração de fadiga ter sido

realizada. O ângulo do entalhe foi de 60° na ponta e a profundidade do entalhe foi suficiente para deixar uma espessura mínima nos provetes de 10 e 42 mm respectivamente. Os entalhes foram maquinados de modo a ter a fenda de fadiga o mais perto possível da raiz (centro) do entalhe. Todos os ensaios de abertura da pré-fissura de fadiga foram realizados em ar a 20°C numa máquina servohidráulica de ensaios de fadiga. O crescimento da fenda foi acompanhado em ambos os lados do provete com um microscópio deslizante com ampliação 25x e dotado de luz estroboscópica. Os ensaios foram concluídos quando a leitura da fenda superficial atingiu 55% da altura do provete (B=W=12 mm).

Os ensaios CTOD e J foram realizados numa máquina de ensaios electromecânica controlada por microcomputador e com 100KN de capacidade de carga.

Para o cálculo da área abaixo das curvas carga-deslocamento nos ensaios J aplicou-se uma correcção considerando a deformação do sistema de carga e as indentações. Essa correcção foi feita com uma barra do mesmo material e geometria da peça a ensaiar mas sem fenda. Esta técnica de correcção está descrita em pormenor em (15). Com este procedimento é possível reduzir substancialmente os erros experimentais e registar apenas a deformação do provete de ensaio porque todas as restantes deformações não pretendidas são obtidas e deduzidas aos valores totais das deformações. As curvas de R, CTOD e J foram obtidas para ambas as séries de ensaios usando uma média de dez provetes para cada curva. Utilizou-se a técnica dos provetes múltiplos solicitando os diversos provetes até valores diferentes de deformação plástica. O crescimento lento da fenda foi medido nas superfícies de fractura dos provetes após o ensaio fazendo um tingimento a quente dos provetes num forno a aproximadamente 400°C durante 30 minutos. Finalmente os provetes foram partidos com uma carga súbita de impacto.

Com este procedimento é possível distinguir a fissura de fadiga da zona de crescimento lento (ver secção 3) que foi medida com um microscópio estereoscópio montado numa mesa x-y com micrómetros digitais com precisão de 1 µm. As características mecânicas básicas do material obtido em ensaios de tracção em provetes cilindricos (DIN

50125) com comprimento de deformação de 25 mm são as seguintes

	MB	MD	ZAC	
$\sigma_{0.2}$	365	370	604	MPa
$\sigma_R$	515	521	762	MPa
$\epsilon_R$	21	21	14	%

3. RESULTADOS E DISCUSSAO

3.1 Ensaios de fadiga oligociclica

A Fig.2 representa as curvas ciclica e monotona do aço A515 Grade 70 (metal de base).

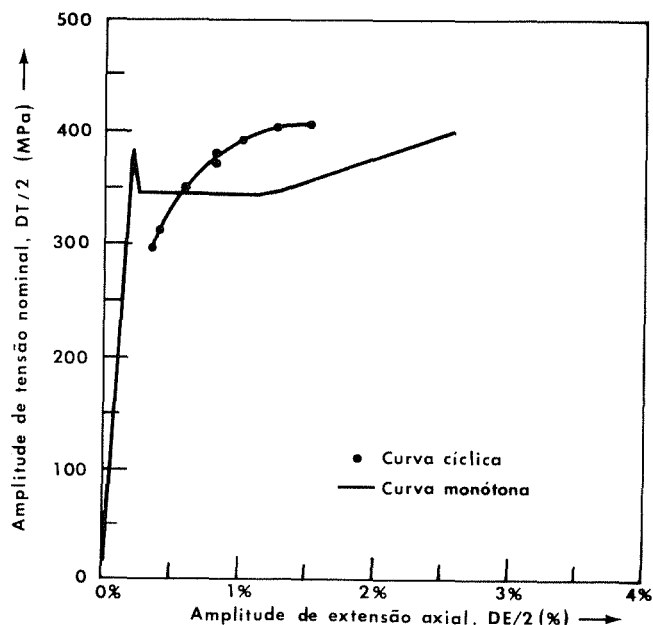


Fig.2 - Curvas ciclica e monotona do aço A515 Grade 70. T=20°C.

Os resultados obtidos não mostram diferença entre as direcções BIS e BIL quer para o comportamento ciclico quer para o monotono. Com excepção das zonas de deformação plástica inferiores a 0.5% a curva ciclica tensão-extensão está acima da curva monotona sendo as diferenças significativas. O material apresenta assim endurecimento ciclico.

A Fig.3 apresenta o conjunto de curvas da variação da amplitude da tensão dos circuitos de histerese em função do número de ciclos gastos no

ensaio que demonstram que efectivamente não é possível atingir um circuito de histerese verdadeiramente estabilizado embora se tenda para essa situação nas pequenas deformações plásticas. Nas deformações plásticas mais elevadas a tendência é para uma subida inicial da amplitude de tensão seguindo-se a estabilização do circuito.

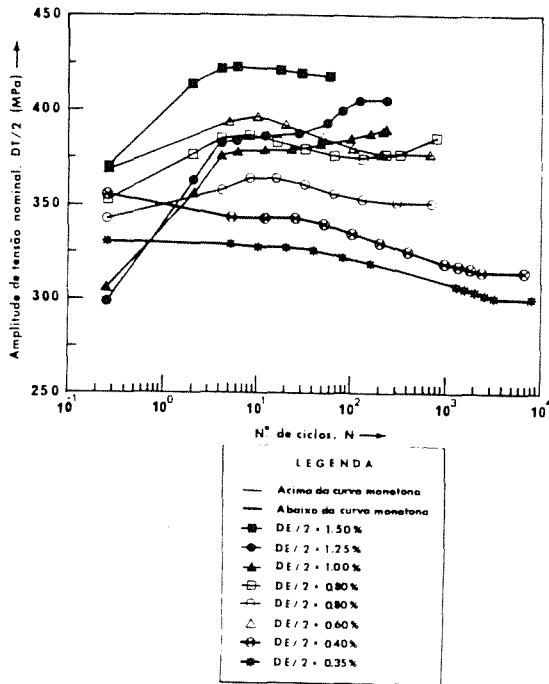


Fig.3 - Curvas da amplitude da tensão nominal em função do nº de ciclos durante os ensaios de fadiga oligocíclica. Aço A515 Grade 70. T=20°C.

A Fig.4 representa a curva da amplitude da extensão total (elástica + plástica) obtida nos ensaios obedecendo às leis de Coffin e de Basquin cujas equações são

Lei de Basquin

$$\frac{\Delta \epsilon_e}{2} = 0.00351 (2N_f)^{-0.0896} \quad (1a)$$

em que  $\Delta \epsilon_e$  é a gama da extensão elástica e  $(2N_f)$  o numero de reversões até a rotura.

Lei de Coffin-Manson

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{2} = 0.036 (2N_f)^{-0.506} \quad (1b)$$

em que  $\Delta \epsilon_p$  é a gama de extensão plástica, 0.306 é o coeficiente de ductilidade ciclica e (-0.506) o expoente de ductilidade ciclica.

Notar a reduzida dispersão dos resultados obtidos como consequência do número de provetes

ensaiados e do método escolhido (um provete para cada nível de tensão). O ponto de transição da figura (46054 ciclos) define a transição entre a fadiga de longa duração ( $\Delta \epsilon_e > \Delta \epsilon_p$ ) e a fadiga oligocíclica ( $\Delta \epsilon_p > \Delta \epsilon_e$ ).

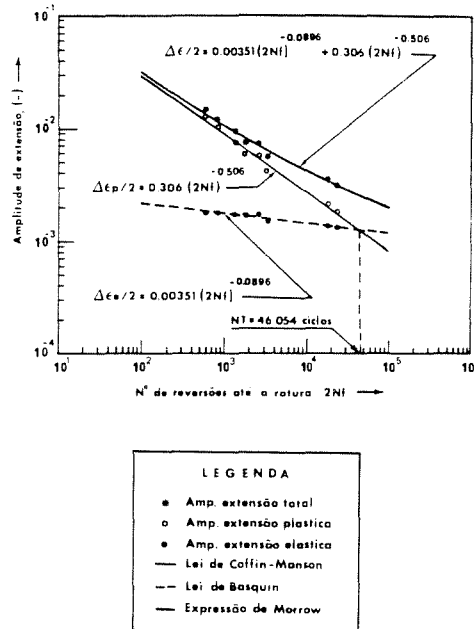


Fig.4 -  $\Delta \epsilon_e$ ,  $\Delta \epsilon_p$  e  $\Delta \epsilon_t$  em função de  $N_f$ . Aço A515 Grade 70. T=20°C.

Os valores dos parâmetros de resistência e ductilidade obtidos são típicos para um aço ac C-Mn com um expoente da lei de Coffin perto de (-0.5) e o expoente de resistência ciclica perto de (-0.1) (equações 1a, b).

Estão em fase de arranque ensaios semelhantes a 360°C e ainda ensaios de relaxação.

### 3.2 TENACIDADE À FRACTURA CURVAS DE R, J E CTOD.

#### Influência do nível do factor K na pré-fissura de fadiga

O valor máximo de K atingido na primeira série de ensaios em que foram respeitados os limites variou entre 23.8 e 26.9 MPa/m, para os provetes B=W=12 mm e 22.5 e 36.0 MPa m para os provetes com B=W=50 mm. Nos restantes ensaios permitiu-se que o valor de K ultrapassasse-se de 40 a 50% os limites de K da especificação o que origina ciclos de extensão elevados na ponta da fissura de

fadiga com a correspondente formação de uma zona plástica de grandes dimensões no domínio da fadiga oligocíclica. Este procedimento foi feito para os provetes com a fissura a crescer no metal de base e na zona afectada térmicamente. Como era de esperar na segunda série de ensaios com K a ultrapassar os limites das normas o número de ciclos necessário para atingir um crescimento da fenda de 1.5 mm a partir do entalhe foi bastante menor. Os resultados detalhados destes ensaios de pré-fissura de fadiga assim como os resultados completos dos ensaios de tenacidade á fractura encontram-se na Ref. (16).

O conjunto dos ensaios corresponde a doze condições de ensaio e a outras tantas curvas de R, CTOD e J. Todas as curvas de resistência incluem quatro linhas: a linha de encurvamento (blunting line); a linha paralela a esta para 0.2 mm de crescimento lento da fissura ( $J_{0.2}$  e  $\delta_{0.2}$ ) e as linhas de validação para  $\Delta a_{max}$ ,  $J_{max}$  e  $\delta_{max}$ . Nestes ensaios para a determinação destes

parâmetros aplicou-se apenas estritamente o critério europeu da ESIS (5). As equações das linhas de encurvamento foram obtidas calculando primeiramente o parâmetro de encruamento  $d_n^*$  (5) que surge na equação

$$\Delta a_B = 0.4 \frac{d_n^* J}{E} \quad (2)$$

em que  $\Delta a_B$  é o encurvamento da fenda (deformação plástica local na ponta da fenda que antecede ao rasgamento ou descoesão no material no crescimento lento, e E é o módulo de elasticidade do material. Os valores J e CTOD foram também calculados com as equações do método ESIS que se revelaram com maior precisão que a norma inglesa do ensaio CTOD e as normas americanas do ensaio J (3,8).

Aplicaram-se correlações lineares e exponenciais aos resultados das curvas de R mas escolheu-se como válidas aquelas que produziram os valores mais elevados para o coeficiente de correlação, r.

A título exemplificativo e para a espessura de B=12 mm ( $B_n=10$  mm) a Tabela 1 dá os valores obtidos para ambas as condições de ensaio e para o metal de base.

Resultados semelhantes aos da Tabela 1 foram obtidos para a espessura de 12 e para a ZAC e para a espessura de 50 mm ( $B_n=42$  mm) apenas no metal de base. As equações das curvas de R foram

B=12 mm ( $B_n=10$  mm) e ZAC

$$\delta = 1.26\Delta a + 0.08 \quad (r=0.93) \quad (3a)$$

$$\delta = 0.69\Delta a^{2.020} \quad (r=0.82) \quad (3b)$$

$$J = 865.34\Delta a^{0.64} \quad (r=0.95) \quad (3c)$$

$$J = 592\Delta a + 180.1 \quad (r=0.79) \quad (3d)$$

As equações indicadas em segundo lugar referem-se aos provetes com valores de K na fissura de fadiga a exceder os limites da norma ( $K=1.4$  a  $1.5 K_f$ ).

Finalmente o conjunto de quatro curvas de R para o metal de base e espessura de 50 mm ( $B_n=42$  mm) foram as seguintes:

$$\delta = 0.9\Delta a^{0.5} \quad (r=0.95) \quad (4a)$$

$$\delta = 0.97\Delta a^{0.53} \quad (r=0.99) \quad (4b)$$

$$J = 444.5\Delta a + 147.8 \quad (r=0.92) \quad (4c)$$

$$J = 685.5\Delta a^{0.57} \quad (r=1.0) \quad (4d)$$

Estão em curso observações ás superfícies de fractura com o microscópio electrónico de varrimento (MEV) mas cujos resultados não são aqui apresentados. Verificou-se no entanto uma maior rugosidade na superfície de fractura e uma maior dificuldade de definição da fenda  $\Delta a$  de crescimento lento nos ensaios de tenacidade á fractura, realizados nos provetes com as fissuras de fadiga obtidas com valores K acima dos limites da especificação. Para a espessura de 12 mm e no metal de base verificou-se uma ligeira subida da curva de R nos provetes testados com valores de K na pré-fissura de fadiga 40 a 50% acima dos limites da norma.

Este efeito ainda é mais acentuado nos provetes em que a fissura se propagou no metal de base (cerca de 10%). Comparar as Figs. 5 e 6 para as curvas de R,  $J \cdot \Delta a$ .

Contudo na região de encurvamento e para valores de crescimento lento,  $\Delta a=0.2$  mm os resultados de tenacidade á fractura na curva de R praticamente não mostram diferença entre os dois níveis de pré-fissuração de fadiga. Para a espessura de 50 mm os valores de crescimento lento obtidos nos provetes ensaiados com elevados ciclos de extensão (valores de K na fissura de fadiga acima dos limites da norma) são consideravelmente maiores que os valores de  $\Delta a$  obtidos nos provetes testados com valores de K de acordo com a norma (comparar as Figs. 7 e 8). Esta diferença é consistentemente

Tabela 1 - Tenacidade à fractura. Metal de base. Aço A515 Grade 70. T=20°C.

$\delta_{max}$ (mm)	$J_{max}$ N/mm	$\Delta a_{max}$ (mm)	$\delta_{(BL)}$ (mm)	Equação $\delta_{0.2}$	curva CTOD- $\Delta a$	$J_{(BL)}$ N/mm	
				Equação $J_{0.2}$	Curva $J-\Delta a$		
0.108	99.14	0.54	2.43 $\Delta a$	2.43 $\Delta a$ -0.486	0.76 $\Delta a^{0.59}$	1943.6 $\Delta a$	$\sigma_{ys} = 400$ MPa $\sigma_R = 518$ MPa
				1943.6 $\Delta a$ -388.7	(r=0.96)		
					632.16 $\Delta a^{0.62}$ (r=0.95)		
0.108	99.14	0.54	2.43 $\Delta a$	2.43 $\Delta a$ -0.486	0.83 $\Delta a^{0.63}$	1943.6 $\Delta a$	Valores K 40-50% acima dos limites da norma para a pré-fi- ssura de fadiga.
				1943.6 $\Delta a$ -388.7	523.4 $\Delta a^{0.44}$		
					(r=0.98)		

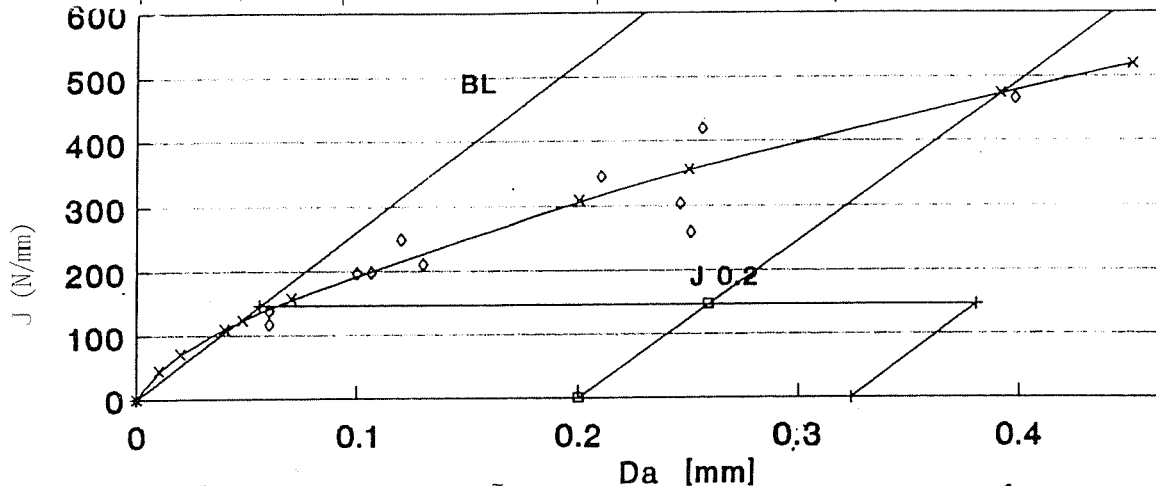


Fig. 5- Curva de R, J- $\Delta a$ . B=12 mm. Flexão em três pontos. ZAC. Valor de K na pré-fissura de fadiga nos limites da norma. Aço A515 Grade 70.

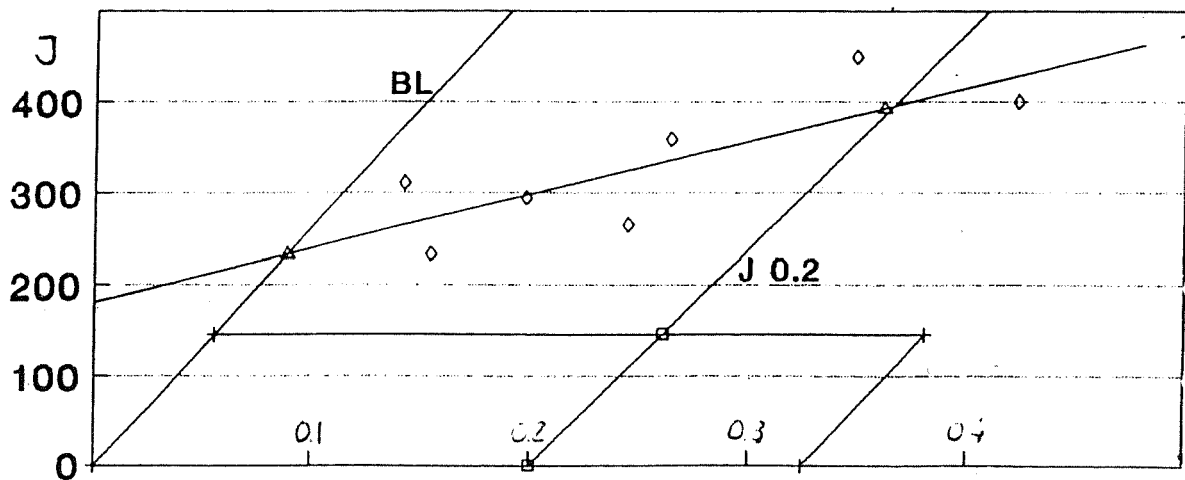


Fig.6- Curva de R, J- $\Delta a$ . B=12 mm. Flexão em três pontos. ZAC. Valor de K na pré-fissura de fadiga 40-50% acima dos limites da norma. Aço A515 Grade 70.

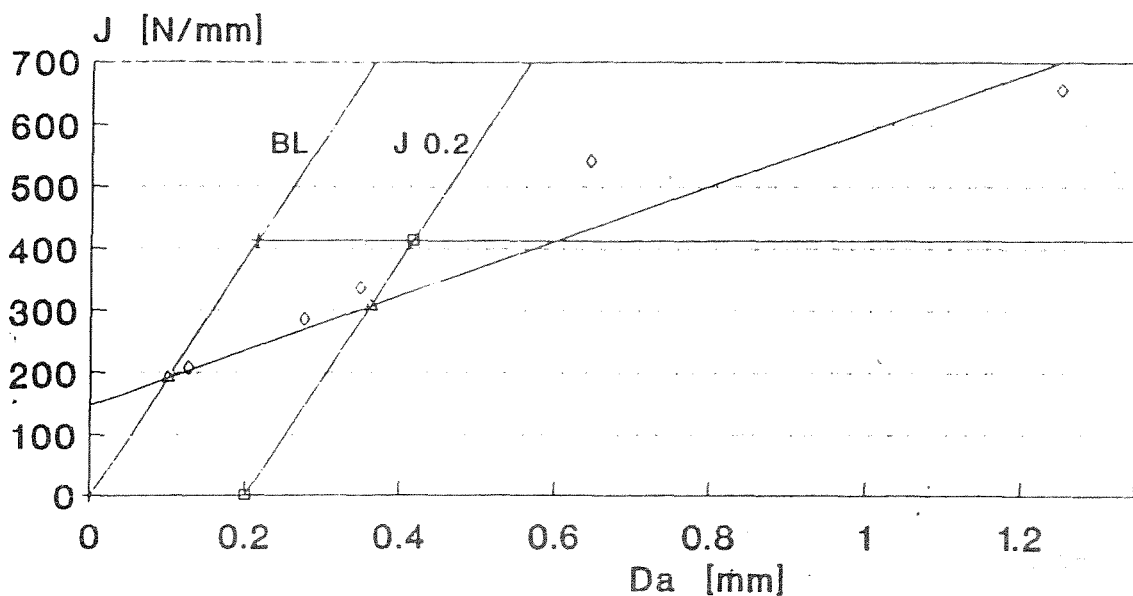


Fig. 7 - Curva de R, J- $\Delta a$ . B=50 mm. Metal de base. Flexão em três pontos. Valores de K na fissura de fadiga nos limites da norma. Aço A515 Grade 70.

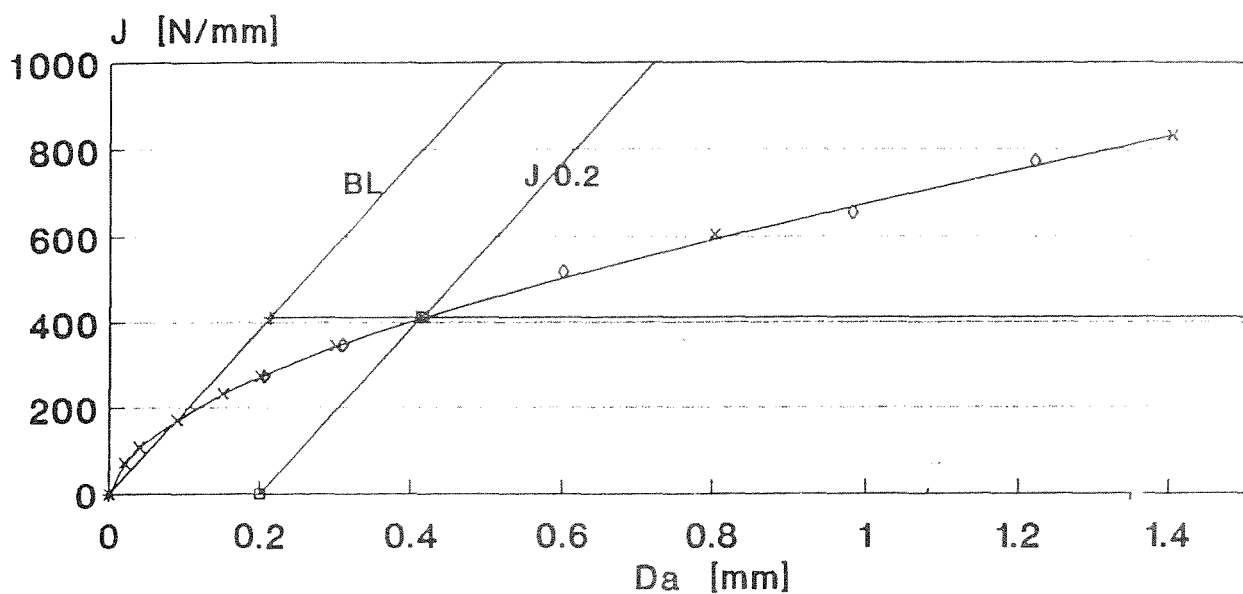


Fig. 8 - Curva de R, J- $\Delta a$ . B=50 mm. Metal de base. Flexão em três pontos. Valores de K na fissura de fadiga 40-50% fora dos limites da norma. Aço A515 Grade 70.

mais elevada para os provetes preparados fora da especificação e cobre toda a curva de resistência.

Verifica-se também que a grande maioria dos resultados (J,  $\Delta a$ ) e ( $\delta$ ,  $\Delta a$ ) ficam fora das normas embora tenham sido considerados na análise.

4. Conclusões

1. O número de resultados válidos nas curvas de

resistência J, $\Delta a$  e  $\delta$ , $\Delta a$  é o maior na espessura de 50 mm do que na espessura 12 mm porque na espessura de 50 mm os entalhes laterais contribuem em maior escala para a criação de um estado plano de extensões nos provetes.

2. A análise comparativa apresentada neste trabalho é apenas de ordem qualitativa. Está em curso um trabalho mais detalhado sobre este assunto.



3. Como primeira aproximação os resultados obtidos neste aço de elevada tenacidade indicam que a tenacidade à fractura CTOD e J são afectadas pelos valores anteriores das extensões de fadiga antes de se dar o crescimento lento e dúctil da fenda de fadiga. Verificou-se que a tenacidade à fractura tem tendencia a aumentar com o valor de K atingido na pré-fissura de fadiga.

4. Os resultados indicados em 3 indicam que haverá então uma margem de segurança adicional contra o risco de fractura dúctil depois da fissura de fadiga ter crescido em condições de fadiga oligocíclica com valores relativamente elevados de K.

#### AGRADECIMENTOS

Este trabalho é financiado pela Comissão CECA Subcomité F5 de acordo com a Convenção 7210-MC/931 F5.0.3 a "Weld improvement methods for low cycle fatigue applications".

#### REFERENCIAS

1. Branco, C.M., L. Guerra Rosa, "Análise da tenacidade à fractura de um reservatório sob pressão de vapor sobresaturado", fabricado pela MAGUE para uma central térmica, Relatório CEMUL, IST, Março 1987.
2. Branco, C.M., Alves, J.T., "Determinação da tenacidade à fractura do aço A515 Grade 70". Actas das 3<sup>as</sup> Jornadas da Fractura, Lisboa, IST, Novembro 1989..
- (3). Branco, C.M., "Fracture toughness of A515 Grade 70 Steel", Relatório final da Convenção CECA 7210/KE/932, F5 com o mesmo nome, Março 1992.
- (4). BS5762, "Methods for crack opening displacement testing", British Standards Institution, 1979.
- (5). ESIS P2-91D, "Draft proposal for the determination of fracture resistance of metallic materials", European Structural Society, 1991.
- (6). ASIM E813-87, "J<sub>ic</sub> a measure of fracture toughness, American Society for Testing and Materials, 1990.
- (7). ASTM E1152, "Standard test method for determining J-R curves, American Society for testing and Materials, 1990.
- (8). Branco, C.M., 1<sup>o</sup> relatório de progresso da Convenção CECA 7210-MC/931 F503a, "Weld improvement methods for low cycle fatigue applications", CEMUL/IST, Setembro 1992.
- (9). Skorupa, M., "Fatigue crack for initiation life prediction in welded joints by low cycle fatigue approach", Fat.Fract.Eng.Mater Struct., 13,6,597, 1990.
- (10). Radaj, D., "Chap.8 in Design and analysis of fatigue resistant welded structures, Ed. Abington Publishing, Cambridge, UK, 1991.
- (11). Maddox, S., "Fatigue strength of welded structures", Ed. Abington Publishing, Cambridge, UK, 1991.
- (12). Maddox, S., "Fatigue life prediction in welded joints: case studies". Proc. NATO ASI Advances in Fatigue Science and Technology, Alvor, Portugal, 1988.
- (13). Ferreira, J.M., Branco, C.M., "Influence of fillet welded joint geometry on fatigue crack growth", Fract.Mech.Tech., 15,1, pp. 135-142, 1991.
- (14). Branco, C.M. and Ferreira, J.M., "Comparisons of fatigue life predictions in Welded joints using 2D and 3D solutions", accepted for publication in Fat.Fract.Eng.Mat. Struct. 1993.
- (15). Saxena, A., Hudak, S.J., "Review and extension of compliance information for common crack growth specimens", Int.J.Fract., 14, 5, pp.453-468, 1978
- (16). Branco, C.M., 2<sup>nd</sup> Progress report of CECA Contract 7210 MC-931, F5 03a. CEMUL/IST, September 1992.