

AVALIAÇÃO DOS MECANISMOS DE FADIGA DO AÇO ABNT 1016¹

F.R. Miqueri²
J. R. G. Carneiro³
M. P. Alves⁴
J. J. Vilela⁵
G. P Martins⁶

Resumo

No presente trabalho estudou-se a resistência à propagação de trinca por fadiga no aço ABNT 1016 laminado a quente. Este material é utilizado como estrutura de sustentação para diversos sistemas do veículo em fases prévias ao desenvolvimento de veículos na fase protótipo. As estruturas são fabricadas por meio de juntas soldadas pelo processo GMAW, estando sujeito a cargas cíclicas que causam fadiga no material e podem levá-lo à falha. Corpos-de-prova do tipo C(T) foram confeccionados com 12 mm de espessura e 75 mm de largura para análise do metal base no sentido TL (perpendicular à laminação) e da zona fundida. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente, com razão de carga $R=0,2$ e de acordo com a norma ASTM E 647-99, obtendo-se a taxa de crescimento de trinca da/dN em função de uma faixa do fator de intensidade de tensão ΔK . A partir desses dados, aplicou-se dois modelos matemáticos: (1) Paris e Erdogan e (2) Bergner e Zouhar para descrever a região linear de propagação da trinca. O modelo de Paris não foi capaz de distinguir a taxa de propagação da trinca no metal base da apresentada pela zona fundida, enquanto que a aplicação do modelo de Bergner permitiu verificar essa diferença que ocorre devido à presença de descontinuidades da junta soldada.

Palavras-chave: Aço ABNT 1016; Curva da/dN ; Mecânica de fratura.

EVALUATION OF ABNT 1016 STEEL'S FATIGUE MECHANISMS

Abstract

In this work is studied the fatigue crack growth resistance for the hot rolled ABNT 1016 steel. This material has been used as structure of support for several vehicle systems in previous stages of prototype development. The structures are made by GMAW process welding and they are subjected to cyclic loading that could cause failure. C(T) specimens of 12 mm thickness and 75 mm width were made for TL base metal and weld zone's analysis. Tests were realized at ambient temperature, stress ratio $R = 0,2$, frequency 20 Hz and according to ASTM E 647-99, resulting in a crack growth rate da/dN versus stress intensity factor range ΔK graph. From this data, Paris e Erdogan and Bergner e Zouhar's mathematical functions were applied in order to describe the linear crack growth regime. Paris function wasn't able to distinguish the base metal from weld zone crack growth rate while Bergner's model verified the difference that occurs due to welded joint's discontinuities.

Key words: ABNT steel 1016; da/dN curve; Fracture mechanics.

¹ Contribuição técnica ao 62º Congresso Anual da ABM – Internacional, 23 a 27 de julho de 2007, Vitória – ES, Brasil.

² FIAT Automóveis, Betim, MG, fabiano.miqueri@fiat.com.br

³ PUCMINAS, Belo Horizonte, MG, joserub@pucminas.br

⁴ CDTN, Belo Horizonte, MG, maripimenta8@yahoo.com.br

⁵ CDTN, Belo Horizonte, MG, jjv@cdtn.br

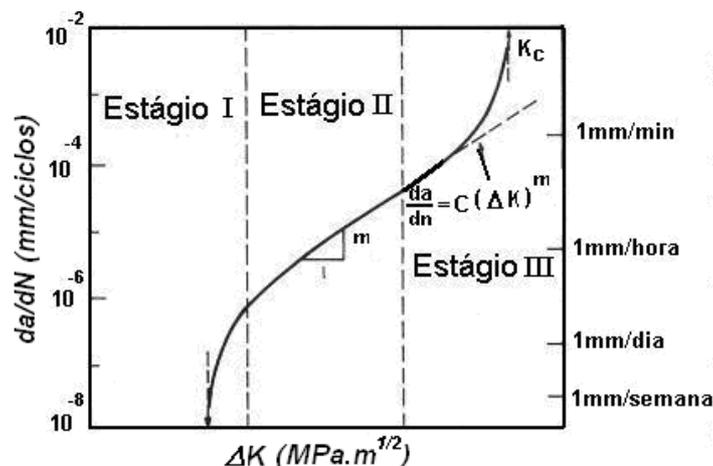
⁶ CDTN, Belo Horizonte, MG, gpm@cdtn.br

INTRODUÇÃO

O aço ABNT 1016 é aplicado em estruturas metálicas por proporcionar elevada resistência mecânica auxiliada ao seu baixo custo, boa soldabilidade e usinabilidade. Na indústria automobilística, é empregado em juntas soldadas pelo processo GMAW no desenvolvimento de veículos na “fase mula”, fase no projeto de um veículo que antecede a construção de protótipos. Esse conjunto soldado de forma específica serve como estrutura para sustentação de sistemas mecânicos como motopropulsor, suspensão, tubulações e descarga. Assim, exige-se que o conjunto soldado resista às condições de cargas cíclicas a que é sujeito, que podem levar à iniciação e propagação de trinca com posterior ruptura por fadiga, comprometendo a segurança dos testes.

Fadiga pode ser definida como o fenômeno que ocorre em componentes e estruturas submetidos a carregamentos cíclicos externos e se manifesta na deterioração da habilidade do material de suportar o carregamento para o qual foi projetado. A fratura do material tem origem em trincas ou entalhes. Assim, é importante identificar o mecanismo de propagação de trinca por fadiga, com o intuito de melhorar as características do material.

Para a maioria das ligas de engenharia, a curva $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$ (a: tamanho de trinca, N: número de ciclos, ΔK : faixa de fator de intensidade de tensão) exibe uma variação sigmoideal, conforme ilustrado na Figura 1. Neste gráfico, observa-se os estágios I, II e III, cujas características são mostradas na literatura:



Fonte: Suresh^[1]

Figura 1 - Diferentes estágios na propagação de trinca por fadiga.

- Estágio I - a trinca e a zona de deformação plástica que circunda o vértice da trinca estão confinadas a uns poucos grãos; o crescimento de trinca ocorre predominantemente por cisalhamento único na direção do sistema de escorregamento primário; o incremento médio por ciclo é menor que o espaçamento reticulado e associa-se com ΔK_{limiar} (faixa do fator de intensidade de tensão limiar), abaixo do qual não ocorre crescimento de trinca. Em termos práticos, ΔK_{limiar} é definido como o fator cíclico de intensidade de tensão para o qual a taxa de crescimento de trinca é igual a 10^{-7} mm/ciclo.
- Estágio II - ocorre em faixas de valores de intensidade de tensão mais elevados; a zona plástica no vértice da trinca incorpora muitos grãos; o processo de crescimento de trinca envolve fluxo através de dois sistemas de escorregamento; a trinca cresce através do avanço de uma quantidade fixa por ciclo de tensão; a microestrutura e as condições de carregamento não são muito importantes neste estágio.

• Estágio III - corresponde à fratura brusca final que ocorre no último ciclo de tensões, quando a trinca desenvolvida progressivamente atinge o tamanho crítico para propagação instável e falha catastrófica; sofre grande influência da microestrutura e das condições de carregamento.

Para amplitude de carga constante, alguns modelos são propostos para a predição da propagação de trincas por fadiga. Eles envolvem constantes do material, taxa de carregamento e nível de tensão atuante. O modelo de Paris e Erdogan^[2] (Eq. 1) é uma relação empírica que obedece à lei de potência e descreve o crescimento de trinca de fadiga na região II da curva da/dN em função de ΔK , em que C e m são constantes do material determinadas experimentalmente.

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

Bergner e Zouhar,^[3] investigando a correlação existente entre o coeficiente e o expoente do modelo de Paris para diferentes ligas de alumínio, propuseram uma nova representação em que obtém-se coeficientes estatisticamente independentes permitindo a verificação da influência de diferentes variáveis no mecanismo de propagação de trinca (Eq. 2, 3, 4 e 5). Essa relação seria alcançada através da divisão de ΔK por um fator de escala ΔK_0 adequado. Para a aplicação do modelo de Bergner e Zouhar, são necessários no mínimo três ensaios de propagação de trinca, enquanto que o modelo de Paris e Erdogan necessita somente de um.

$$C_g = \left(\prod_{j=1,k} C_j \right)^{1/k} \quad (2)$$

$$\Delta K_p = 10 - \left[\frac{\sum_{j=1,K} (m_j - \bar{m}) \log \left(\frac{C_j}{C_g} \right)}{\sum_{j=1,K} (m_j - \bar{m})^2} \right] \quad (3)$$

$$\frac{da}{dN} = C_0 \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_p} \right)^m \quad (4)$$

$$C_0 = C \Delta K_p^m \quad (5)$$

Os objetivos deste trabalho são obter as expressões matemáticas para a taxa de propagação de trinca por fadiga em função do fator de intensidade de tensão para o aço ABNT 1016 laminado a quente e para a junta soldada pelo processo GMAW, e comparar os modelos de Paris e Erdogan e Bergner e Zouhar para o estágio II de propagação de trinca.

MATERIAL E MÉTODO

O material utilizado neste trabalho foi um aço do tipo ABNT 1016 cujas amostras foram obtidas a partir de chapas laminadas a quente com espessura de 12 mm, fornecidas pela GERDAU AÇOMINAS GERAIS S/A.

Tabela 1 - Composição química do aço ABNT 1016

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Ti	Nb	Al	N(ppm)
0,14	0,96	0,19	0,013	0,006	0,03	0,03	0,01	0,006	0,003	0,033	53

Para a soldagem dos corpos-de-prova, utilizou-se um dispositivo automatizado para a padronização do processo, que controlava o comprimento e a velocidade do arame de solda, além da tensão no início da poça de fusão. O processo de soldagem GMAW foi realizado na posição plana/horizontal, com metal de adição ER-70SG, arame tubular, gás de fluxo na proporção CO₂ (15%) e Ar (75%), corrente contínua com polaridade positiva, em passe único com chanfros V com folga de 2,5 mm e ângulo de abertura da junta de 90°, seguindo a norma de projeto para junta soldada por fusão 00920 – 1983.^[4] Foram feitas inspeção por raios-X e macrografia da junta para verificar a qualidade da solda.

Realizou-se um ensaio de tração para a obtenção das propriedades mecânicas^[5] seguindo a norma ASTM E 8-95.^[6] O equipamento utilizado foi uma máquina INSTRON modelo 4487 com acionamento servo-hidráulico e célula de carga de 100 kN, e os valores encontrados foram usados no ensaio de propagação de trinca.

Os corpos-de-prova para ensaio de propagação de trinca por fadiga do tipo tração-compacto C(T) foram confeccionados segundo a norma ASTM E 647-99,^[7] com espessura de 12 mm e largura de 75 mm. Para o metal base, seguiu-se a direção TL, enquanto que para os corpos-de-prova soldados a propagação ocorreu paralela a direção de laminação (Figura 2).

Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente em uma máquina servo-hidráulica universal INSTRON modelo 8802, composta de sistema dinâmico com capacidade máxima de 250 kN, garras de cabeçote e levantamento hidráulico com distância máxima 1515 mm, controlador eletrônico digital de carga e posicionamento, construído em torre modular para 5 controladores ou placas de aquisição de dados. Cada sistema de aquisição de dados pode acomodar até 8 transdutores adicionais, controlador eletrônico digital com atualização dos parâmetros de PID automático até 1 kHz, processamento digital de sinais com a resolução de 19 “bits” sem a necessidade de ajuste manual ou supressão, condicionamento de sinal do transdutor de alta exatidão, baixo ruído com filtros variáveis de 0 até 1 kHz. Para a medição do tamanho da trinca, utilizou-se um *clip gauge* INSTRON modelo 2670-116, com abertura fixa de 10 mm e variando ± 4 mm. A razão de carga R adotada foi 0,2 e a frequência, 20 Hz. Foram analisados três ensaios para o metal base e três para a zona fundida.

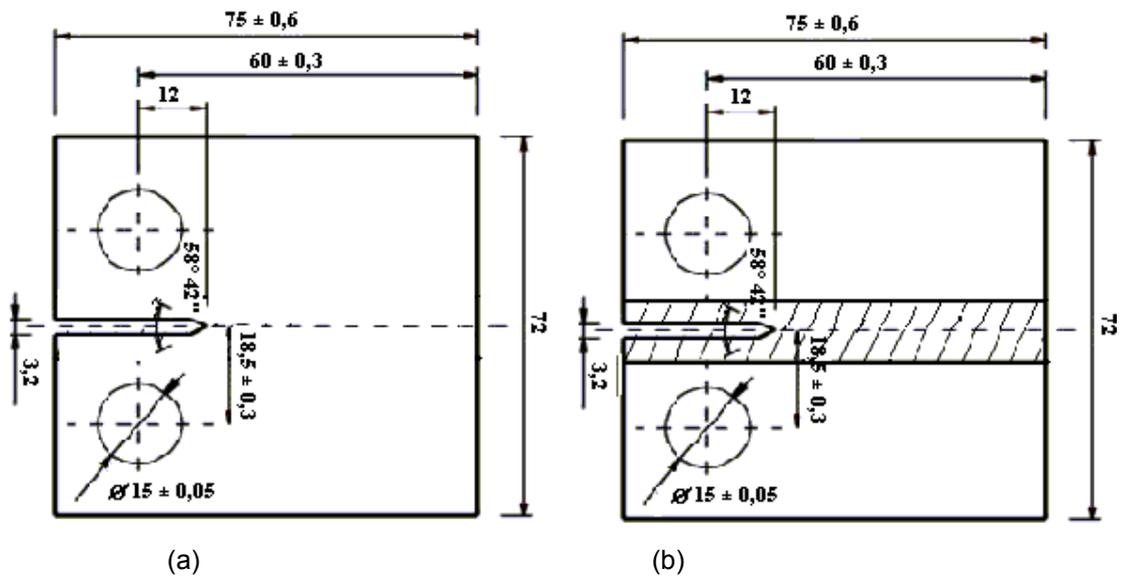


Figura 2 – Dimensões do corpo-de-prova do tipo tração-compacto, C(T), de propagação de trinca por fadiga, conforme norma ASTM E 647-99 para (a) o metal de base (a) e (b) junta soldada com entalhe na zona fundida.

RESULTADOS E DISCUSSÃO

O ensaio radiográfico nos corpos-de-prova soldados verificou a presença de descontinuidades, tais como trincas e falta de penetração e fusão, na junta soldada, o que foi confirmado posteriormente através da macrografia (Figura 3).

Foram obtidas as curvas de propagação de trinca por fadiga da/dN em função de ΔK para o metal base na orientação TL e para a zona fundida. Na Figura 4 estão representados os gráficos obtidos e na Tabela 2, os parâmetros de crescimento de trinca C e m e o coeficiente de determinação R^2 obtidos utilizando o modelamento proposto por Paris e Erdogan (Eq. 1).

Os coeficientes e expoentes de ΔK encontrados para o metal base estão de acordo com o proposto por Lal^[8] e em desacordo com o proposto por Barsom e Rolfe^[9] para aços ferrito-perlíticos. Para a zona fundida, os valores encontrados estão de acordo com o proposto por Martins.^[10] Os valores obtidos para o metal base e para a zona fundida não permitem uma diferenciação dos mecanismos de fadiga obtidos da taxa de propagação de trinca.

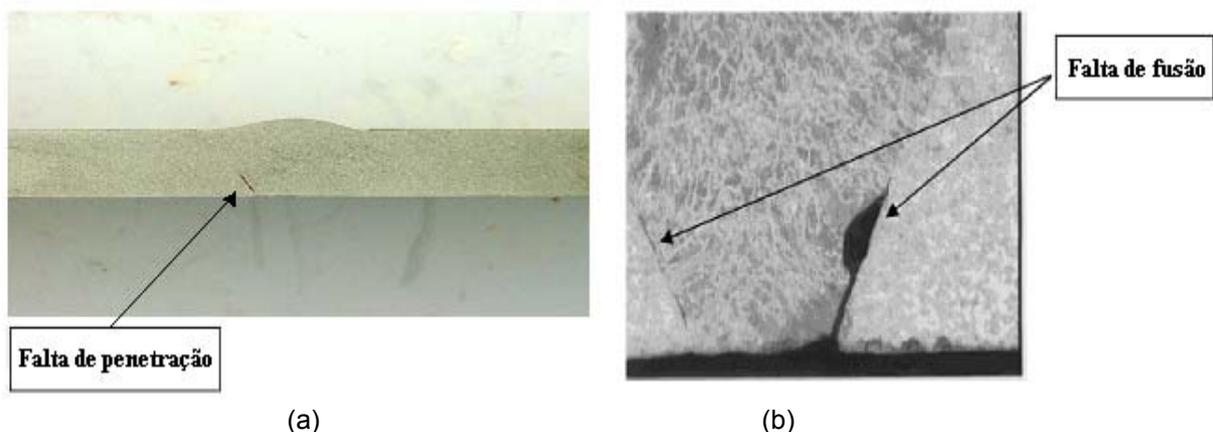


Figura 3 – Radiografia (a) e macrografia (b) da junta soldada por processo GMAW de amostras do aço ABNT 1016 com espessura de 12 mm.

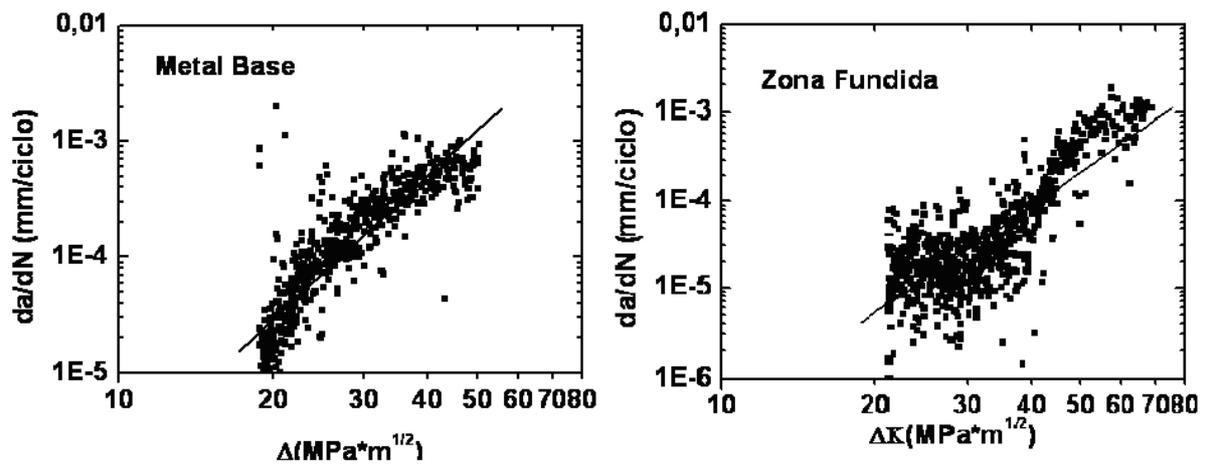


Figura 4 – Evolução da curva de propagação de trinca por fadiga $da/dN \times \Delta K$ no estágio II para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção TL e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

Tabela 2 – Parâmetros C e m de crescimento de trinca do estágio II segundo o modelo de Paris e Erdogan e o coeficiente de determinação R^2 para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção TL e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

	Metal Base			Zona Fundida		
	C	m	R^2	C	m	R^2
	$7,58 \times 10^{-9}$	3,01	0,50	$2,94 \times 10^{-11}$	4,04	0,67
	$1,35 \times 10^{-10}$	4,09	0,73	$1,26 \times 10^{-11}$	4,39	0,76
	$2,06 \times 10^{-9}$	4,64	0,76	$2,06 \times 10^{-11}$	4,64	0,57
Média	$2,58 \times 10^{-9}$	3,91	0,66	$2,09 \times 10^{-11}$	4,36	0,67

Verificou-se uma correlação entre o coeficiente C e o expoente m do modelo de Paris para o metal base e para a zona fundida. O gráfico obtido, ilustrado na Figura 5, mostra a existência de uma correlação linear entre os parâmetros de crescimento de trinca e um coeficiente de correlação elevado. Tal fato justifica-se pela estrutura algébrica da equação com sua representação logarítmica e pela sua não homogeneidade dimensional.

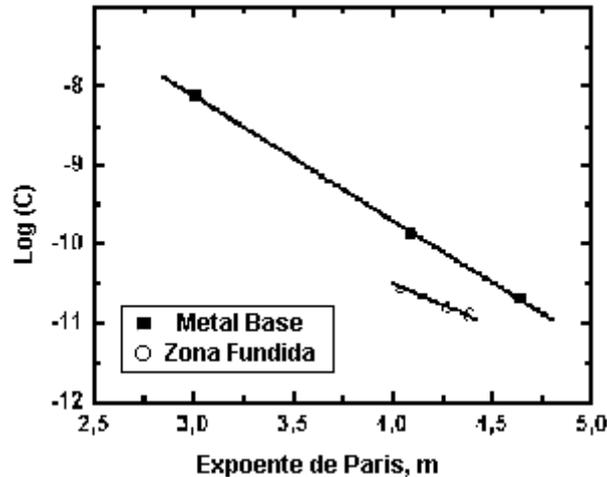


Figura 5 – Gráfico de correlação entre $\log(C)$ e m da equação de Paris e Erdogan para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção TL e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

Na Figura 6 apresenta-se o gráfico da correlação entre $\log(C_0)$ e m segundo o modelo de Bergner e Zouhar para o metal base e para a zona fundida. Nela observa-se a ausência de uma correlação linear entre os parâmetros de crescimento de trinca C_0 e m .

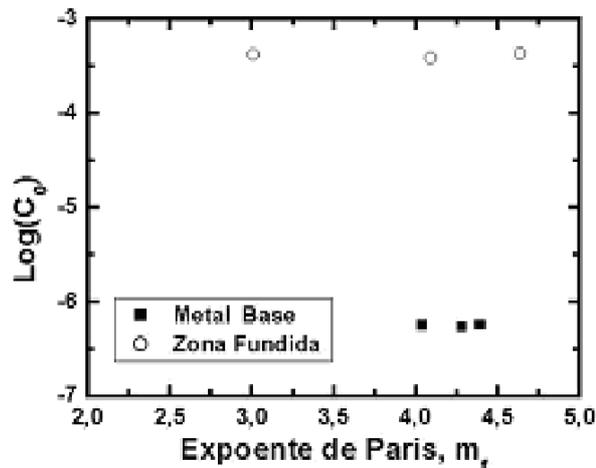


Figura 6 – Gráfico de correlação entre $\log(C_0)$ e m da equação de Bergner e Zouhar para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção TL e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

Utilizando-se a equação 3 foi possível calcular o valor de ΔK_p , respectivamente de 37,7 e 11,5 para o metal base e para a zona fundida. Obteve-se então os gráficos da/dN versus $\Delta K/\Delta K_p$ segundo o modelo de Bergner e Zouhar para o metal base e a zona fundida, representados na Figura 7. Os parâmetros de crescimento de trinca por fadiga e R^2 estão representados na Tabela 4, a partir dos quais constatou-se a diferença na taxa de crescimento de trinca entre o aço ABNT 1016 laminado a quente e a zona fundida após soldagem pelo processo GMAW, relacionada à presença de descontinuidades da junta soldada.

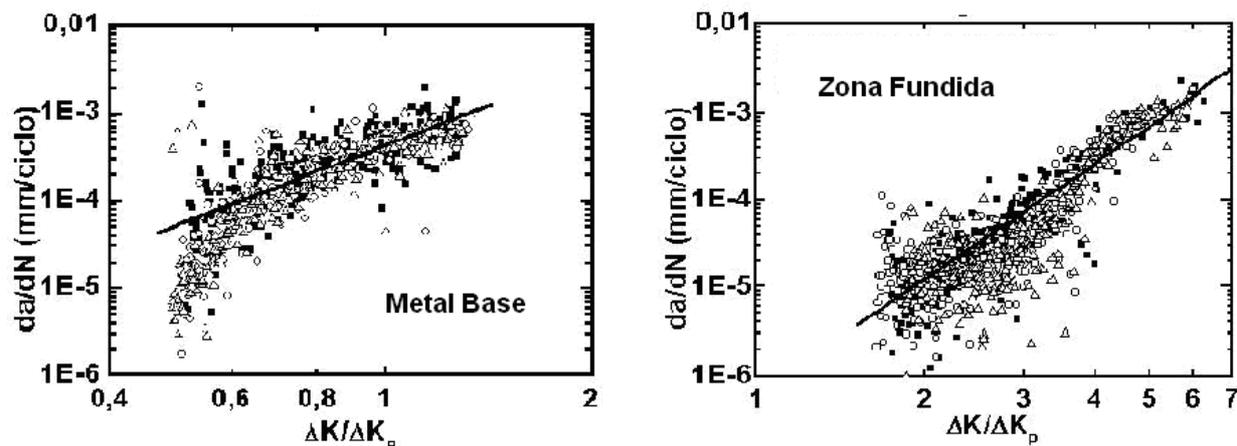


Figura 7 – Evolução da trinca de propagação de trinca por fadiga $da/dN \times \Delta K/\Delta K_p$ segundo a equação de Bergner e Zouhar no estágio II para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção TL e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

Tabela 4 – Parâmetros C_0 e m de crescimento de trinca no estágio II segundo o modelo de Bergner e Zouhar e o coeficiente de determinação R^2 para amostras com espessura de 12 mm do aço ABNT 1016, metal base na direção T-L e para a zona fundida obtida por soldagem por processo GMAW, ensaiadas com relação de carga $R = 0,2$ e frequência 20 Hz.

	C_0	m	R^2
Metal Base	$4,24 \times 10^{-4}$	3,01	0,50
Zona Fundida	$5,78 \times 10^{-7}$	4,39	0,75

CONCLUSÕES

- Os coeficientes C e m obtidos para o modelo de Paris e Erdogan foram próximos quando comparados metal base e zona fundida, não permitindo uma diferenciação dos mecanismos;
- Houve variação na taxa de propagação de trinca na região II da curva da/dN em função de ΔK quando analisada pelo modelo de Bergner e Zouhar. Essa variação é causada pela presença de descontinuidades na junta soldada e pela microestrutura.

Agradecimentos

- Fundação de Amparo à Pesquisa de Minas Gerais (FAPEMIG)
- Fiat Automóveis
- Centro de Desenvolvimento de Tecnologia Nuclear (CDTN)
- Departamento de Engenharia Mecânica da PUC Minas

REFERÊNCIAS

- 1 SURESH, S. *Fatigue of Material*. Cambridge: Cambridge University Press, 1998.
- 2 PARIS, P.C.; ERDOGAN, F. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Basic Engineering* 85, 1963. p. 528-534.
- 3 BERGNER, F.; ZOUHAR, G. A New Approach to the Correlation Between the Coefficient and the Exponent in the Power Law Equation of Fatigue Crack Growth. *International Journal of Fatigue*, 2000. p. 229-239.
- 4 Norma Fiat de projeto para junta soldada por fusão utilizando o processo MAG (00920 - 1983).
- 5 MIQUERI, F. R. *Comportamento do crescimento de trinca por fadiga de um aço ABNT 1016 laminado a quente e soldado por MAG*. Dissertação (Mestrado em Ciências em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica da PUC Minas. Belo Horizonte: PUC Minas, 2006.
- 6 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. E 8M, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. Philadelphia: ASTM, 1995. p. 77-97.
- 7 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. E 647-99. *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*. Philadelphia: ASTM, 1999.
- 8 LAL, D.N., A New Machanistic Approach to Analysing LEFM Fatigue Crack Growth Behaviour of Metals and Alloys. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 47, nº 3, 1994. p. 379-401.
- 9 ROLFE, S. T.; BARSOM, J. M. *Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of fracture mechanics*. 2ª ed. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall, Inc., 1987.
- 10 MARTINS, G. P. *Tenacidade a Fratura e Propagação de Trinca em Juntas Soldadas de Aço Estrutural Resistente a Corrosão Atmosférica*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte: UFMG, 2004.