

# INFLUÊNCIA DA RAZÃO DE TENSÕES ( $R$ ) NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DE FADIGA EM JUNTAS SOLDADAS LONGITUDINAIS DE AÇO PARA DUTOS API X-70 <sup>(1)</sup>

*Marcelo Augusto Neves Beltrão* <sup>(2)</sup>

*Enrique Mariano Castrodeza* <sup>(3)</sup>

*Flávio de Marco Filho* <sup>(4)</sup>

*Fernando Luiz Bastian* <sup>(5)</sup>

## Resumo

O aumento da demanda de petróleo e seus derivados é responsável pela busca de materiais para dutos com resistência mecânica e tenacidade à fratura elevadas. Um exemplo desses materiais são os aços API. No entanto, apesar do metal de base apresentar essas propriedades, as juntas soldadas são regiões propícias para a iniciação e propagação de trincas de fadiga, principalmente em pontos de concentração de tensões. O objetivo do deste trabalho foi estudar o comportamento em fadiga do metal de base, do metal de solda e da zona termicamente afetada da junta soldada longitudinal de um duto do grau API 5L X-70. Os ensaios de fadiga foram realizados sob controle de carga em dois valores de razão de tensões ( $R = 0,1$  e  $0,5$ ) com amplitude de carregamento constante, de acordo com as normas BS 6835 e ASTM E647. Os resultados dos testes de fadiga foram obtidos na forma de curvas  $a$  vs.  $N$  e  $da/dN$  vs.  $\Delta K$ . Pôde-se inferir das curvas  $a$  vs.  $N$  que os corpos-de-prova submetidos a  $R=0,5$  têm menor vida em fadiga do que aqueles ensaiados a  $R = 0,1$ . Por outro lado, as curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  revelaram que o metal de solda e a ZTA, nessa ordem, apresentaram as menores taxas de propagação para ambos valores de  $R$ .

**Palavras-chave:** Propagação de trinca por fadiga; Juntas soldadas; Dutos API X-70; Razão de tensões.

---

<sup>1</sup> 60<sup>o</sup> Congresso Anual da ABM – Julho de 2005, Belo Horizonte, MG, Brasil

<sup>2</sup> *Químico, Estudante de Pós-graduação do Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE/UFRJ*

<sup>3</sup> *Eng. Mecânico, D.Sc., Pesquisador do Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE/UFRJ*

<sup>4</sup> *Eng. Mecânico, D.Sc., Professor do Programa de Engenharia Mecânica, COPPE/UFRJ*

<sup>5</sup> *Eng. Metalúrgico, Ph.D., Professor do Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE/UFRJ*

## 1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, o aumento do consumo de petróleo e seus derivados no Brasil foi responsável pela busca incessante de aços com propriedades mecânicas apropriadas, combinando características como resistência mecânica e tenacidade elevadas, atribuídas segundo ZHAO *et al.* [1] a fatores como composição química, controle de processo de fabricação e microestrutura final adequados.

Os aços microligados são aços constituídos por baixos teores de carbono e elementos de liga como Nb, Ti e V, resultando nos aços de alta resistência e baixa liga, conhecidos como ARBL. A laminação controlada seguida por resfriamento controlado é um dos processos mais utilizados na obtenção desses aços e está associada a diferentes mecanismos de reforço, dentre eles o refino de grão [2]. Dentre os aços ARBL que são utilizados na fabricação de dutos estão os aços API (*American Petroleum Institute*).

Durante operação, os dutos são freqüentemente expostos à esforços repetitivos, gerando tensões cíclicas que, ao longo do tempo podem levar o material ao colapso através de processo de fadiga. Em estruturas soldadas, como os dutos, a presença de defeitos ou inclusões metálicas, por exemplo, agem como grandes pontos de concentração de tensões, tornando essas regiões propícias para iniciação e propagação de trincas de fadiga. Daí a importância de se estudar o comportamento em fadiga das juntas soldadas.

O presente trabalho tem por objetivo o estudo da propagação de trincas de fadiga no metal de base, metal de solda e na zona termicamente afetada (ZTA) das juntas soldadas longitudinais de dutos API 5L X-70, baseado nos conceitos da mecânica da fratura, sob amplitude de carregamento constante e diferentes valores de razão de tensões,  $R = 0,1$  e  $0,5$ .

## 2 MATERIAIS E MÉTODOS

Os materiais utilizados no desenvolvimento do trabalho foram juntas soldadas do aço de alta resistência e baixa liga (ARBL) de dutos que atendem à especificação API 5L X-70, cuja composição química é apresentada na tabela 1.

**Tabela 1.** Composição química do aço de dutos API 5L X-70 (% em peso)

C	Si	Mn	P	S	Al	Nb + V + Ti	C <sub>eq</sub> *
0,08	0,28	1,66	0,019	0,001	0,022	0,09	0,41

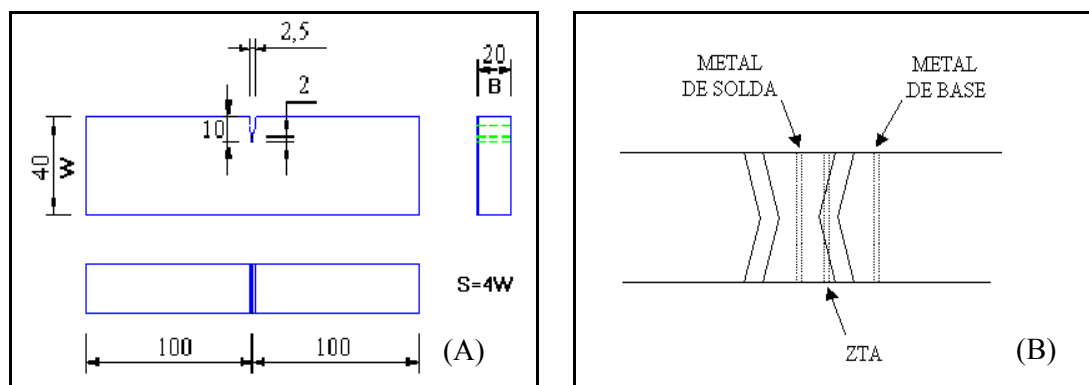
\* C<sub>eq</sub> – carbono equivalente

A caracterização microestrutural das três regiões da junta soldada foram efetuadas por microscopia ótica. Primeiramente, os corpos-de-prova foram polidos sucessivamente em lixas d'água de granulação grosseira até uma granulação mais fina, finalizando o polimento com pasta de diamante. Posteriormente, realizou-se ataque químico nos corpos-de-prova com uma solução de Nital 2% para revelar as regiões da junta soldada.

Os ensaios de fadiga a três pontos foram realizados numa máquina servohidráulica com célula de carga de 100 KN, seguindo as recomendações contidas nas normas BS 6835 [3] e ASTM E647 [4] com amplitude de carregamento constante, valores de razão de tensões ( $R$ ) de  $0,1$  e  $0,5$  e freqüência de 30 Hz.

Os corpos de prova de dobramento (SE(B)) para os ensaios de fadiga foram projetados com as dimensões estabelecidas na norma BS 6835 [3] (Figura 1).

Após fabricação dos corpos de prova, os mesmos foram atacados com uma solução de NITAL 2% para revelação da solda, com o objetivo de marcar a localização do entalhe (Figura 2).



**Figura 1.** (A) Dimensões, em milímetros, dos corpos de prova de dobramento e (B) Vista superior do local de marcação dos entalhes (ambas figuras fora de escala).

Os valores de  $\Delta K$  adotados foram determinados utilizando a função descrita na norma ASTM E399 [5] apresentada na equação 1.

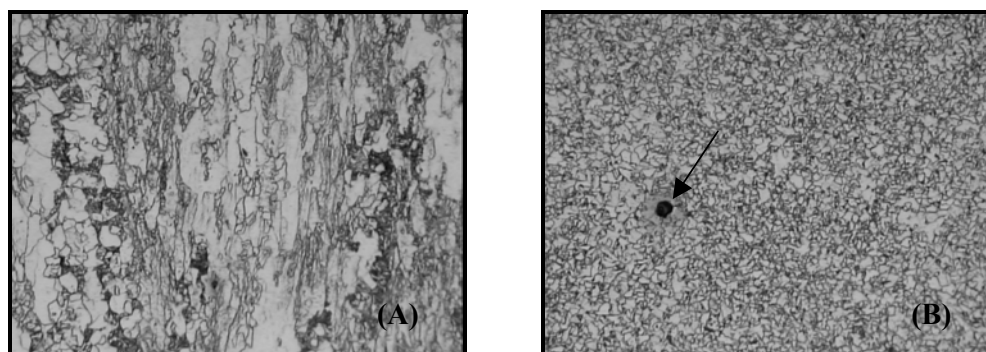
$$\Delta K = \frac{\Delta PS}{BW^{1,5}} \cdot \left| \frac{3(a/W)^{0,5} [1,99 - (a/W)(1 - a/W)(2,15 - 3,93a/W + 2,7a^2/W^2)]}{2(1 + 2a/W)(1 - a/W)^{1,5}} \right| \quad (1)$$

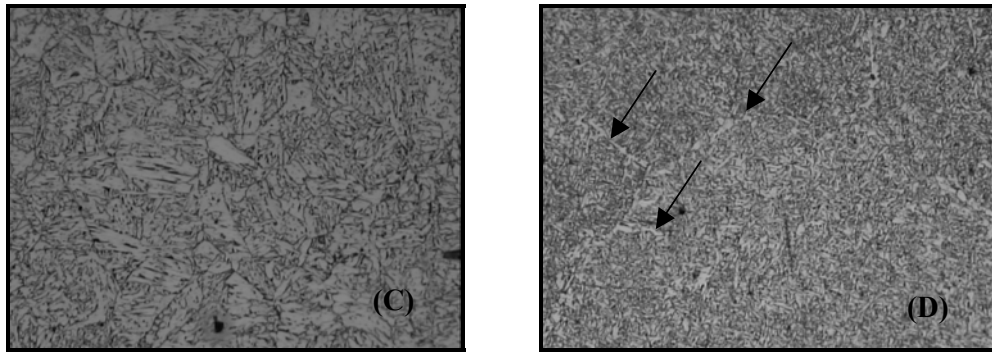
O crescimento da trinca foi medido visualmente com o auxílio de um microscópio ótico em intervalos de 0,5mm, anotando-se o número de ciclos correspondente. A partir daí foram determinados os gráficos da taxa de propagação da trinca ( $da/dN$  vs.  $\Delta K$ ), em escala logarítmica, através do método polinomial (norma ASTM E647 [4]). Os ensaios não foram levados até a fratura dos corpos de prova.

### 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 3.1 Análise Microestrutural

O resultado da análise microestrutural das regiões da junta soldada é apresentado na Figura 2.





**Figura 2.** Microscopia ótica da região (A) do metal de base, (B) região da ZTA próxima do metal de base, (C) região da ZTA próxima do metal de solda e (D) região do metal de solda. (Aumento 200x).

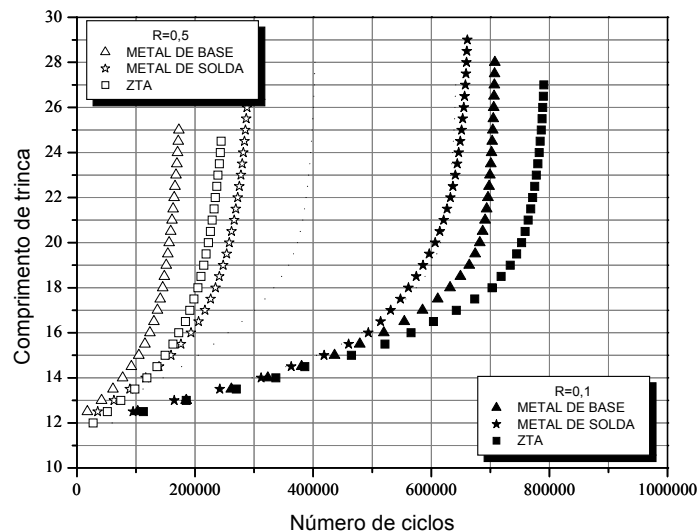
A figura 2A apresenta a metalografia do metal de base que apresenta uma microestrutura ferrítica-perlítica, alongada na direção de laminação. No entanto, existem regiões onde não há definição nítida da microestrutura, caracterizando um processo incipiente de recristalização de ferrita no processamento termo-mecânico empregado para obtenção do grau X-70 no aço em estudo.

A região da zona termicamente afetada próxima ao metal de base (figura 2B) apresenta uma microestrutura equiaxial de ferrita-perlita com presença de inclusão não-metálica (indicada por uma seta) oriunda do processo de globulização realizada durante o processo de refino do aço. A ZTA próxima ao metal de solda apresenta uma região de grãos grosseiros, com matriz ferrítica com bainita granular, e grãos finos, de agregados ferrita-carbeto, figura 2C.

A região do metal de solda (figura 2D) apresenta microestrutura de ferrita acicular e ferrita primária de contorno de grão, apontada por setas.

### 3.2 Ensaios de Fadiga

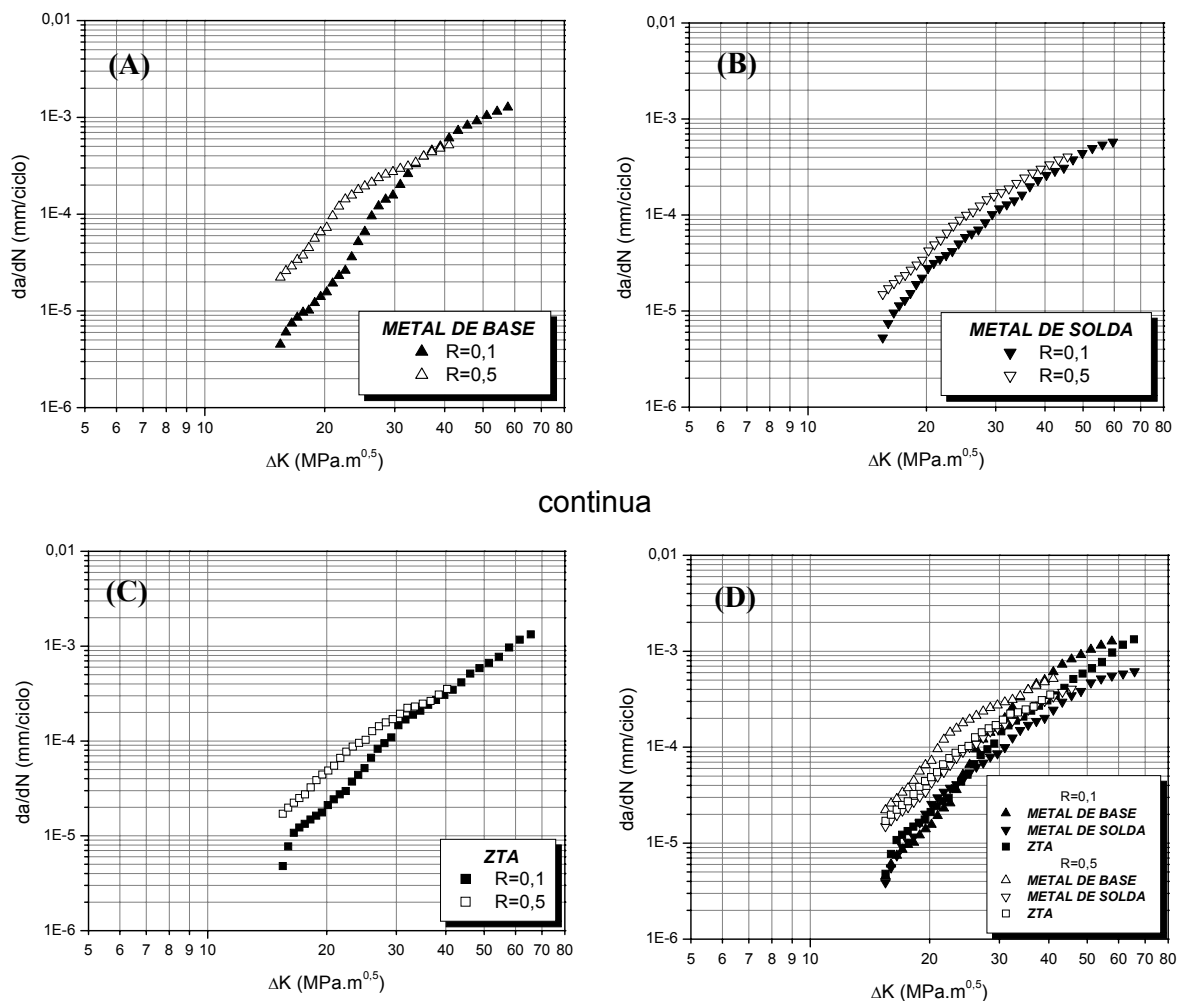
A evolução da trinca de fadiga nas três regiões da junta soldada durante o carregamento cíclico para  $R = 0,1$  e  $0,5$  está representada na figura 3 em função do número de ciclos necessários para a trinca crescer até um determinado comprimento. Nela, são apresentadas as curvas de tamanho de trinca ( $a$ ) em função do número de ciclos de carregamento ( $N$ ).



**Figura 3.** Curvas  $a$  vs.  $N$  das três regiões da junta soldada do aço API X – 70 para  $R= 0,1$  e  $0,5$  .

A análise das curvas apresentadas na figura 3 permite constatar o efeito de  $R$  na vida em fadiga das três regiões da junta soldada, durante o estágio de propagação da trinca. Por essas curvas é possível constatar que as trincas crescem muito mais rapidamente para o valor de  $R$  mais elevado ( $R = 0,5$ ). Da mesma maneira, pode-se inferir das curvas  $a$  vs.  $N$  da figura 3 que, embora os ensaios não tenham sido levados até a fratura, que os corpos-de-prova submetidos a  $R = 0,5$  apresentam uma menor vida em fadiga quando comparados com aqueles submetidos a  $R = 0,1$  pois, no caso de  $R = 0,5$ , as curvas apresentam um grande crescimento da trinca para número de ciclos relativamente pequenos. No caso de  $R = 0,1$ , crescimentos acelerados somente passam a ocorrer para um número de ciclos bem maior. Essa influência de  $R$  no comportamento em fadiga das juntas soldadas é evidenciado nas curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  a seguir.

As curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  das juntas soldadas submetidas a  $R = 0,1$  e  $0,5$  são apresentadas na Figura 4.



continua

**Figura 4.** Curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  para  $R = 0,1$  e  $0,5$  do metal de base (A), metal de solda (B), ZTA (C) e das três regiões reunidas (D) da junta soldada.

Pode-se observar a partir das figuras 4A-4C que as juntas soldadas submetidas a  $R = 0,5$  apresentaram as maiores taxas de propagação que àquelas

submetidas a  $R = 0,1$ . Os resultados revelaram também que, para  $R = 0,1$  e  $0,5$ , o metal de solda apresentou uma menor taxa de propagação, seguido da ZTA e do metal de base.

As constantes da equação de Paris obtidas a partir das curvas das figuras 4A- 4C são apresentadas na Tabela 2.

**Tabela 2.** Coeficientes da equação de Paris para as regiões da junta soldada do aço API X – 70

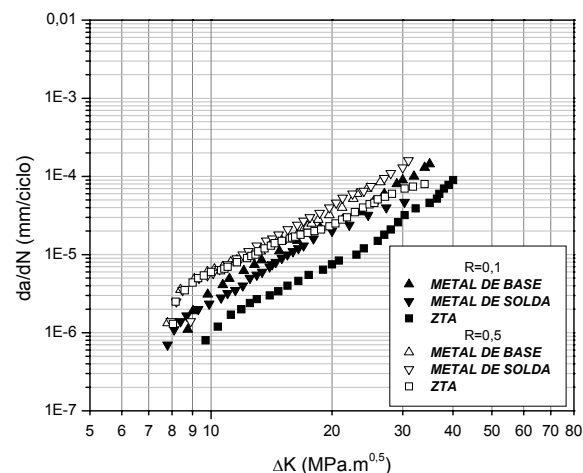
JUNTA SOLDADA	$R = 0,1$		$R = 0,5$	
	$C^*$	$n$	$C^*$	$n$
Metal de base	$2,06 \times 10^{-11}$	4,59	$3,73 \times 10^{-9}$	3,28
Metal de solda	$1,60 \times 10^{-9}$	3,22	$3,07 \times 10^{-9}$	3,16
ZTA	$4,03 \times 10^{-10}$	3,66	$3,18 \times 10^{-9}$	3,20

\* $C$  em  $\frac{\text{mm/ciclo}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$

A análise dos coeficientes da equação de Paris apresentados na tabela 2 permite observar que o comportamento em fadiga das juntas soldadas ensaiadas a  $R = 0,1$  é fortemente influenciado pela microestrutura, visto a diferença de valores dos coeficientes apresentados pelo metal de base, metal de solda e ZTA. No entanto, para  $R = 0,5$ , os valores são aproximadamente constantes entre as regiões, indicando, nesse caso, que a propagação da trinca não é tão dependente da microestrutura.

Não foram obtidos na literatura dados referentes ao aço API X – 70 para uma comparação com os resultados, no entanto, existem dados disponíveis de outras classes de aços API, os quais serão apresentados a seguir.

A Figura 5 apresenta a influência de  $R$  no comportamento em fadiga do metal de base, metal de solda e ZTA da junta soldada de aço API X – 65 [6].



**Figura 5.** Curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  para  $R = 0,1$  e  $0,5$  do metal de base, metal de solda e ZTA da junta soldada do aço API X – 65 [6].

Da Figura 5, pode-se constatar que as juntas soldadas submetidas a  $R = 0,5$  apresentaram as maiores taxas de propagação, corroborando com os resultados deste trabalho. Observa-se também que o metal de base e o metal de solda para ambos os valores de  $R$  ( $R = 0,1$  e  $0,5$ ) revelaram as maiores taxas de crescimento de trinca, as quais são bastante similares. Essa similaridade também pode ser observada, neste trabalho, para o metal de solda e a ZTA submetidas a  $R = 0,5$  (figura 4D).

A influência de  $R$  na propagação da trinca de fadiga também foi constatada por FERNANDES [7] no estudo do aço API X – 60 submetido a  $R = 0,1$  e  $0,7$ . O autor observou que o metal de base e o metal de solda submetidos a  $R = 0,7$  apresentaram as maiores velocidades de propagação da trinca.

**Tabela 3.** Coeficientes da Equação de Paris para aços API

AÇO	R	Autor	Metal de base		Metal de solda		ZTA	
			C*	n	C*	n	C*	n
X-60	0,1	FERNANDES [7]	$5,13 \times 10^{-10}$	3,61	$2,60 \times 10^{-11}$	4,91	-	-
	0,7		$4,35 \times 10^{-9}$	4,74	$4,74 \times 10^{-10}$	4,09	-	-
X-65	0,05	VOSIKOVSKI e RIVARD [8]	$1,33 \times 10^{-9}$	3,53	-	-	-	-
			$5,22 \times 10^{-8}$	2,46	-	-	-	-
X-65	0,1	DE MARCO FILHO [6]	$4,06 \times 10^{-9}$	2,78	$4,06 \times 10^{-9}$	2,81	$1,19 \times 10^{-9}$	2,95
	0,5		$0,12 \times 10^{-9}$	2,68	$8,81 \times 10^{-9}$	2,83	$0,37 \times 10^{-9}$	2,20

\*C em  $\frac{\text{mm/ciclo}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$

A partir da Tabela 3, pode-se verificar que o comportamento em fadiga do aço API X-65 estudado por DE MARCO FILHO [6] para ambos os valores de  $R$  é semelhante ao aço API X-70 deste trabalho para  $R = 0,1$ , ou seja, os coeficientes da equação de Paris revelaram que a propagação de trinca nas juntas soldadas não sofreu grande influência da microestrutura, ao contrário dos aços estudados por FERNANDES [7] onde os coeficientes apresentaram discrepâncias, e conseqüentemente uma forte influência da microestrutura no crescimento da trinca.

#### 4 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos no estudo da propagação de trincas de fadiga nas juntas soldadas longitudinais do aço API 5L X-70 apontam para as seguintes conclusões:

- 1 – As regiões do metal de base, metal de solda e zona termicamente afetada apresentaram maior vida em fadiga no estágio de propagação da trinca para  $R = 0,1$  do que para  $R = 0,5$ ;
- 2 – As maiores taxas de propagação de trincas de fadiga foram observadas nas três regiões da junta soldada longitudinal submetidas a  $R = 0,5$ ;
- 3 – O metal de base apresentou a maior taxa de propagação para ambos valores de  $R$  ( $R = 0,1$  e  $R = 0,5$ );

## Agradecimentos

À CONFAB, especialmente ao Eng. Sérgio Kojima pelo fornecimento das juntas soldadas do estudo.

Ao Grupo de Materiais do Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento do Exército por permitir o desenvolvimento deste trabalho;

Ao CNPQ/CTPETRO pelo apoio financeiro para a execução do projeto “Propagação de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas de Dutos de Aço API X-70 Utilizados no Transporte de Óleo e Gás” (processo número 502084/03-0);

À CAPES, pela bolsa de estudo concedida.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 ZHAO, M. C., YANG, K., SHAN, Y-Y. The Effects of Thermo-mechanical Control Process on Microstructures and Mechanical Properties of a Commercial Pipeline Steel. **Materials Science and Engineering A** v. 335, pp. 14 – 20, 2002.
- 2 BAKKALOĞLU, A. Effect of Processing Parameters on the Microstructure and Properties of an Nb Microalloyed Steel. **Materials Letters** v. 56, pp. 200 – 209, 2002.
- 3 BS 6835 – Determination of the Rate of Fatigue Crack Growth in Metallic Materials, 1988.
- 4 ASTM E647 – Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 1999.
- 5 ASTM E399 – Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, 1999.
- 6 DE MARCO FILHO, F. Propagação de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço API Grau X-65 para Utilização em Risers Rígidos. **Tese de D. Sc.**, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.
- 7 FERNANDES, J. L., 2002, Uma Metodologia para a Análise e Modelagem de Tensões Residuais. **Tese de D. Sc.**, PUC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- 8 VOSIKOVSKY, O. Effects of Stress Ratio on Fatigue Crack Growth Rates in X – 70 Pipeline Steel in Air and Saltwater. **Journal of Testing and Evaluation**, JTEVA v. 8, n. 2, March, pp. 68 – 73, 1980 apud in FURTADO FILHO, J. F. Comportamento à Fadiga de Juntas Soldadas e Marteladas do Aço Estrutural BS4360 G 50D em Solução Cloretada sob Proteção Catódica. **Tese de M. Sc.**, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1990.



# INFLUENCE OF STRESS RATIO ( $R$ ) IN FATIGUE CRACK PROPAGATION OF LONGITUDINAL WELDED JOINTS OF API X-70 PIPELINE STEEL <sup>(6)</sup>

*Marcelo Augusto Neves Beltrão* <sup>(7)</sup>

*Enrique Mariano Castrodeza* <sup>(8)</sup>

*Flávio de Marco Filho* <sup>(9)</sup>

*Fernando Luiz Bastian* <sup>(10)</sup>

## **Abstract**

The increasing demand of petroleum and derivatives raises the search for pipeline materials with high mechanical strength and fracture toughness. Examples of these materials are the API steels. But, although the base metal having those properties, the welded joints are favorable regions for fatigue crack initiation and propagation, mainly in stress concentration points. The objective of this work was to study the fatigue behavior of the base metal, the weld metal and the heat affected zone of a longitudinal welded joint of an API 5L X-70 grade pipeline steel. Fatigue tests were carried under load control for two stress ratio values ( $R = 0.1$  and  $0.5$ ) at constant load amplitude in accordance with BS 6835 and ASTM E647 standards. The results of fatigue tests were  $a$  vs  $N$  and  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  curves. From  $a$  vs.  $N$  curves it could be inferred that the specimens tested under  $R = 0.5$  had smaller fatigue life than the ones tested under  $R = 0.1$ . On the other hand, the  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  curves showed that weld metal and heat affected zone presented the lowest crack propagation rates for both  $R$  values.

**Key-words:** Fatigue crack growth; Welded joints; API X-70 grade pipelines; Stress ratio.

---

<sup>6</sup> 60<sup>th</sup> ABM Annual Congress – July 2005, Belo Horizonte, MG, Brazil

<sup>7</sup> *Chemister, Postgraduation student of Metallurgical and Materials Engineering Program, COPPE/UFRJ*

<sup>8</sup> *Mechanical Eng., D.Sc., Research of Metallurgical and Materials Engineering Program, COPPE/UFRJ*

<sup>9</sup> *Mechanical Eng., D.Sc., Professor of Mechanical Engineering Program, COPPE/UFRJ*

<sup>10</sup> *Metallurgical Eng., Ph.D., Professor of Metallurgical and Materials Engineering Program, COPPE/UFRJ*