



2º CONGRESSO BRASILEIRO DE P&D EM PETRÓLEO & GÁS

ADEQUABILIDADE DA EQUAÇÃO DE PARIS PARA A PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA DE RISERS RÍGIDOS

de Marco Filho, Flávio.¹, Bastian, Fernando Luiz²

¹ Universidade Federal do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica - DEM
Cx.P 68503 – 21945-970 – Rio de Janeiro, RJ, Brasil
e-mail: flavio@serv.com.ufrj.br

² Universidade Federal do Rio de Janeiro, Programa de Engenharia Metalúrgica e Materiais -
PEMM/COPPE

Resumo – O presente trabalho tem por objetivo verificar a adequabilidade da equação de Paris para a previsão de vida em fadiga de *risers* rígidos de aço. Isto foi realizado através da comparação entre a vida real atingida em ensaios de propagação de trinca por fadiga ($a \times N$) e de taxa de propagação de trinca ($da/dN \times \Delta K$) em juntas soldadas de aço para dutos e *risers* rígidos e a vida prevista utilizando as equações de Paris, obtida pelo ajuste potencial dos dados adquiridos. Os ensaios foram efetuados em juntas soldadas circunferenciais de aço API 5L no grau X-65, utilizados para a fabricação de *risers* rígidos usados na elevação de petróleo e gás do fundo do oceano em águas profundas e ultraprofundas para a superfície, obtidos de um duto com 660 mm de diâmetro e 14.5 mm de espessura de parede, com $R = 0.1$. O procedimento experimental e os corpos de prova utilizados seguiram as recomendações das normas da ASTM, tendo sido monitorada a propagação da trinca nas três regiões da solda: metal de base, metal depositado e zona termicamente afetada. Os resultados indicam que a equação de Paris se mostra bastante conservadora em suas previsões.

Palavras-Chave: Fadiga, Propagação de trinca, Juntas soldadas, Risers rígidos, Aços para tubulações.

Abstract – The results of a study of a comparison with the actual life reached by a specimen in the fatigue crack propagation test and the life predicted by the Paris law are presented. The fatigue crack propagation tests were done using circumferential welded joints of API 5L X-65 pipeline steel. These pipes can be used as rigid risers in submarine oil and gas extraction and transportation. The crack growth curves and the Paris equations were obtained under constant stress range conditions at the stress ratio levels of 0.5. The specimens of the welded joints were obtained from tubes of 660 mm diameter and 14.5 mm wall thickness. The test procedures followed the ASTM standards. The welded joints regions studied were: base metal, heat affected zone and weld metal. The results showed that the Paris law seems to be conservative on its predictions.

Keywords: Fatigue, Crack Propagation, Welded Joints, Rigid Risers, Pipeline Steel.

1. Introdução

A evolução de uma trinca quando submetida a esforços cíclicos, a partir de um tamanho inicial a_i até um tamanho final a_f , onde ocorre a falha ou a fratura, fornece um gráfico denominado de propagação de trinca por fadiga ($a \times N$). Traçando-se, em escala logarítmica, uma curva da taxa de variação do tamanho da trinca, em função do número de ciclos de carregamento, da/dN , em relação à faixa de variação do fator de intensidade de tensões, ΔK , obtém-se uma curva com forma sigmoideal, onde três regiões distintas podem ser observadas.

P. C. Paris *et al.* (1961) propôs, em meados do século passado, um ajuste potencial, observando que, abandonando as regiões inicial e final (I e III), o gráfico apresentava essencialmente uma relação linear (região II) entre os valores de $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$. A equação (1), abaixo, proposta por Paris, representa, assim, a evolução típica do comportamento de propagação de trinca por fadiga em metais.

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

onde: $\frac{da}{dN}$ = taxa de crescimento da trinca

C = coeficiente linear da reta, que depende de cada material

ΔK = $K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}} \rightarrow$ faixa do fator de intensidade de tensões. [MPa.m^{0.5}]

n = coeficiente angular da reta; depende do material, do ambiente, etc.

C e n são obtidos por procedimento experimental descrito na norma ASTM E 647.

A equação (1) pode ser integrada entre os limites a_i e a_f determinando-se, assim, o número de ciclos até a falha do material. A falha pode ser o tamanho mínimo da trinca a partir do qual ocorrem vazamentos ($a_{\text{máx}} < a_f$) ou a ruptura da estrutura ($a_{\text{máx}} = a_f$). O caso mais geral é obtido quando a fator geométrico $f(\alpha)$ é função de a . Assim, tem-se:

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{C \cdot (\Delta S)^n \cdot p^{\frac{n}{2}} \cdot a^{\frac{n}{2}} \cdot f(\mathbf{a})^n} \cdot da = \frac{1}{C \cdot (\Delta S)^n \cdot p^{\frac{n}{2}}} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{a^{\frac{n}{2}} \cdot f(\mathbf{a})^n} \cdot da \quad (2)$$

onde N_f é o número de ciclos até a fratura do elemento. Se $n \neq 2$ e $f(\alpha) \neq a$, tem-se:

$$N_f = \frac{a_f^{1-\left(\frac{n}{2}\right)} - a_i^{1-\left(\frac{n}{2}\right)}}{\left(1 - \left(\frac{n}{2}\right)\right) \cdot C \cdot \Delta S^n \cdot p^{\frac{n}{2}} \cdot f(\mathbf{a})^n} \quad (3)$$

Assim, a região II do gráfico de taxa de propagação de trinca por fadiga para ser utilizada na previsão de vida em fadiga de uma estrutura ou equipamento já trincado.

A equação de Paris, porém, apresenta algumas deficiências [3-6], principalmente nas regiões I e III do gráfico de taxa de propagação de trinca por fadiga. Entre essas deficiências pode-se citar que ela não consegue descrever de forma perfeita a influência da tensão média aplicada, da espessura, da temperatura, do meio ambiente e do fechamento da ponta da trinca na vida do elemento. Estes fatores influenciam a vida em fadiga em materiais metálicos, de acordo com Elber (1970), Skorupa (1998, 1999), Hertzberg (1976), Forman (1967).

2. Material, Metodologia e Procedimento Experimental

O material utilizado nesta pesquisa são juntas soldadas de aço para dutos e *risers* rígidos, fornecido pela Companhia Nacional de Dutos – CONDUTO. Este aço atende à especificação API 5L grau X-65.

O material foi recebido na forma de tubo soldado circunferencialmente, com espessura de 14.5 mm, comprimento de 1000 mm e diâmetro interno de 660 mm. Dele foram retirados e fabricados os cp's para os ensaios realizados, conforme a disposição mostrada na figura 1.

O processo de soldagem empregado nos dutos dos quais foram retirados os corpos de prova utilizados neste trabalho foi o GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) automático.

Os cp's utilizados, apesar de possuírem dimensões um pouco abaixo das recomendadas nas normas consultadas, apresentam a grande vantagem de serem oriundos de dutos bastante semelhantes aos utilizados para a fabricação de *risers*. Isto proporciona condições de ensaio mais próximas às condições de trabalho do material e uma

maior confiabilidade dos resultados obtidos, conforme recomendado por Maddox, 1998. As características principais do procedimento de soldagem empregado nos tubos utilizados neste estudo estão mostrados na tabela 1

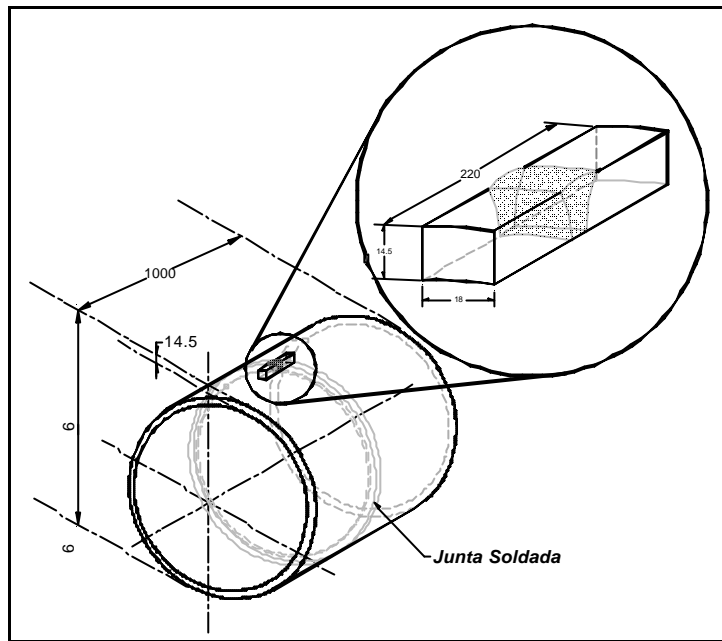


Figura 1 – Obtenção dos corpos de prova.

Tabela 1 - Características principais do procedimento de soldagem

Eletrodo	Condições de Soldagem (valor médio dos passes)
fabricante: LINCOLN	Amperagem [A] = 229
diâmetro [mm] = 1	Voltagem [V] = 24,7
tipo de mistura: Ar/CO ₂ – 50/50	Velocidade [cm/min] = 70
vazão [ℓ/min] = 55	Aporte térmico [kJ/cm] = 5

2.1. Ensaio de Propagação de Trinca por Fadiga

Com o objetivo de determinar das propriedades mecânicas e permitir a estimativa dos parâmetros necessários para o ensaio de fadiga, bem como a certificação de se tratar de um aço API X-65, foram realizados ensaios de tração e dureza e os resultados estão listados na tabela 2, abaixo. Os testes foram executados à temperatura ambiente (20° C) e umidade relativa média de 55%.

Tabela 2 – Principais Características Mecânicas do aço API 5L grau X-65

Característica	Símbolo	Valor [MPa] (mínimos)	Dureza Vickers - HV		
			MB	ZTA	MD
Limite de escoamento	S_y	442	208	223	212
Tensão máxima	$S_{m\acute{a}x}$	580			
Tensão de ruptura	S_{ut}	360			
Módulo de elasticidade	E	207000			

Todos os corpos de prova foram obtidos a partir de dutos com as dimensões apresentadas na figura 2, cortados pelo CENPES/PETROBRÁS e fabricados pela oficina mecânica do DEM/UFRJ e do PEMM/UFRJ, de acordo com a norma ASTM e com recomendações contidas em Anderson, 1995. Foram usinados entalhes nas três regiões da solda, conforme mostrado na figura 3, a fim de quantificar a propagação da trinca nessas três regiões.

A visualização e o acompanhamento da propagação da trinca foi feito com microscópio ótico, com ampliação de 20x, onde, através de marcações igualmente espaçadas de 0.4 mm (figura 3) na superfície polida do corpo de prova, observou-se sua evolução, obtendo-se assim os valores dos ciclos, cargas e comprimentos de trinca, necessários para o traçado do gráfico $a \times N$ e determinação da taxa de propagação de trinca, através do gráfico $da/dN \times \Delta K$.

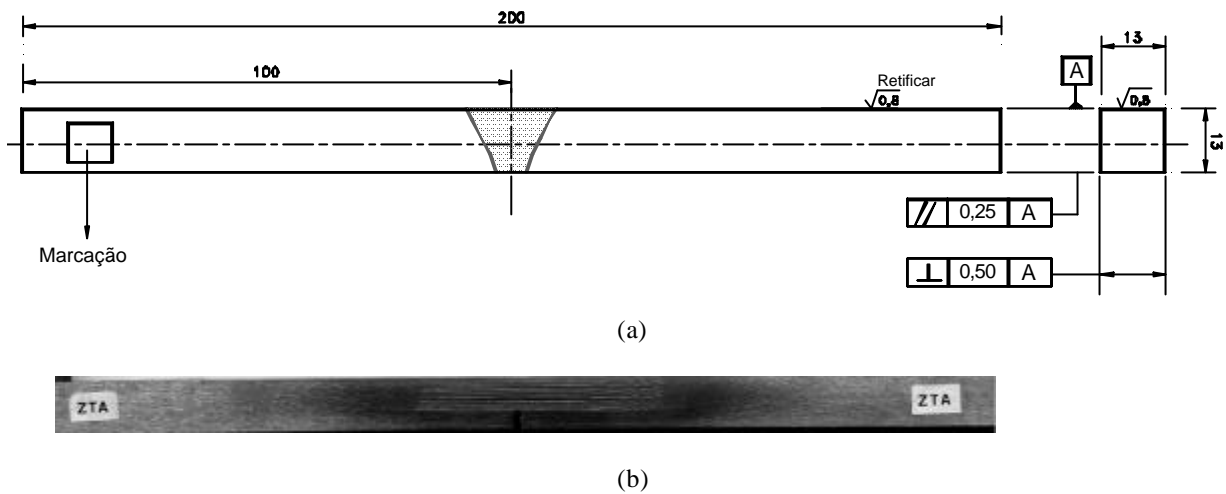


Figura 2 – Projeto (a) e a configuração final (b) dos corpos de prova de fadiga.

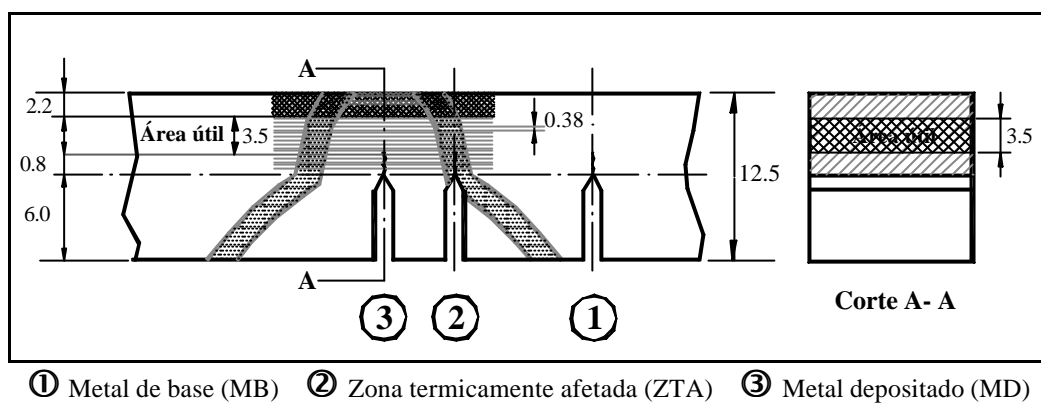
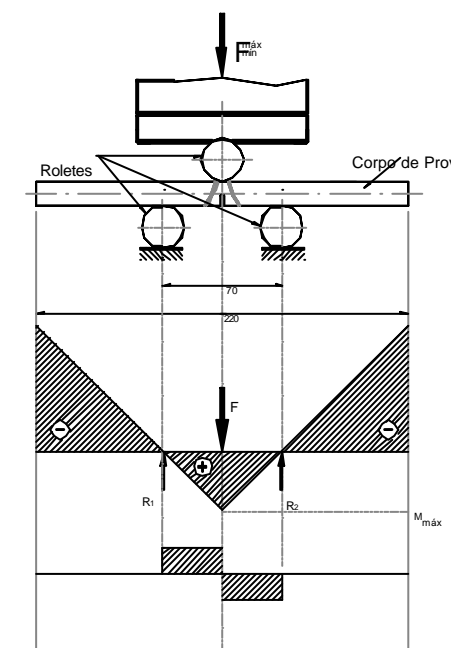


Figura 3 – Localização dos entalhes nos cp's para os estudos de propagação.

Os ensaios de propagação de trinca por fadiga foram realizados no Laboratório de Propriedades Mecânicas da COPPE/PEMM/UFRJ, utilizando uma máquina servo-hidráulica INSTRON, modelo 1332, aplicando um espectro de cargas de amplitude controlada, com frequência de trabalho de 30 Hz, registrado e plotado em um registrador HP 7090A, modelo MPS. Os ensaios executados foram do tipo flexão a três pontos, conforme a figura 4, devido à baixa magnitude das cargas.



As condições gerais dos ensaios são:

- Carregamento: senoidal
- Corpo de prova: SE(B) – (Single Edge – Bending), orientação L-R.
- Frequência = 30 hz
- $R = 0,5$
- Pré-trinca – $a_i \approx 0,8$ mm
- ΔK inicial ≈ 12 MPa.m^{1/2}
- Temperatura média (ambiente refrigerado) $\approx 20^\circ$ C
- Ambiente: ar
- Umidade relativa média do ar $\approx 60\%$

Figura 4 – Ensaio de propagação de por fadiga a 3 pontos.

A trinca foi medida a cada nível de carga após aproximadamente 1 mm, tendo sido a carga reduzida em 10% a cada vez, a fim de se evitar uma parada prematura, devido à deformação plástica residual, obtendo-se um valor mais elevado de ΔK_{th} .

O valor da função de geometria da trinca, $f(a/w)$, na equação (4), para o ensaio a ser realizado, no caso flexão simples, é determinado pela expressão (3), abaixo (normas ASTM, Anderson, 1995 e Moura Branco, 1987).

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = \frac{6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left\{ 1.99 - \left(\frac{a}{w}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{a}{w}\right) \right]^2 \cdot \left[2.15 - 3.93 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 2.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 \right] \right\}}{\left(1 + \frac{2a}{w}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (3)$$

$$K = \left(\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}\right) \cdot f\left(\frac{a}{w}\right) \quad (4)$$

3. Resultados Obtidos e Discussão

As curvas de comprimento de trinca em função do número de ciclos e da taxa de propagação de trinca das três regiões da junta soldada, em função do fator de intensidade de tensões, são apresentadas nos gráficos 1 e 2. A tabela 3 apresenta, para as três regiões estudadas e para $R = 0.5$, os coeficientes da equação de Paris e os respectivos valores para o fator limite de propagação, ΔK_{th} .

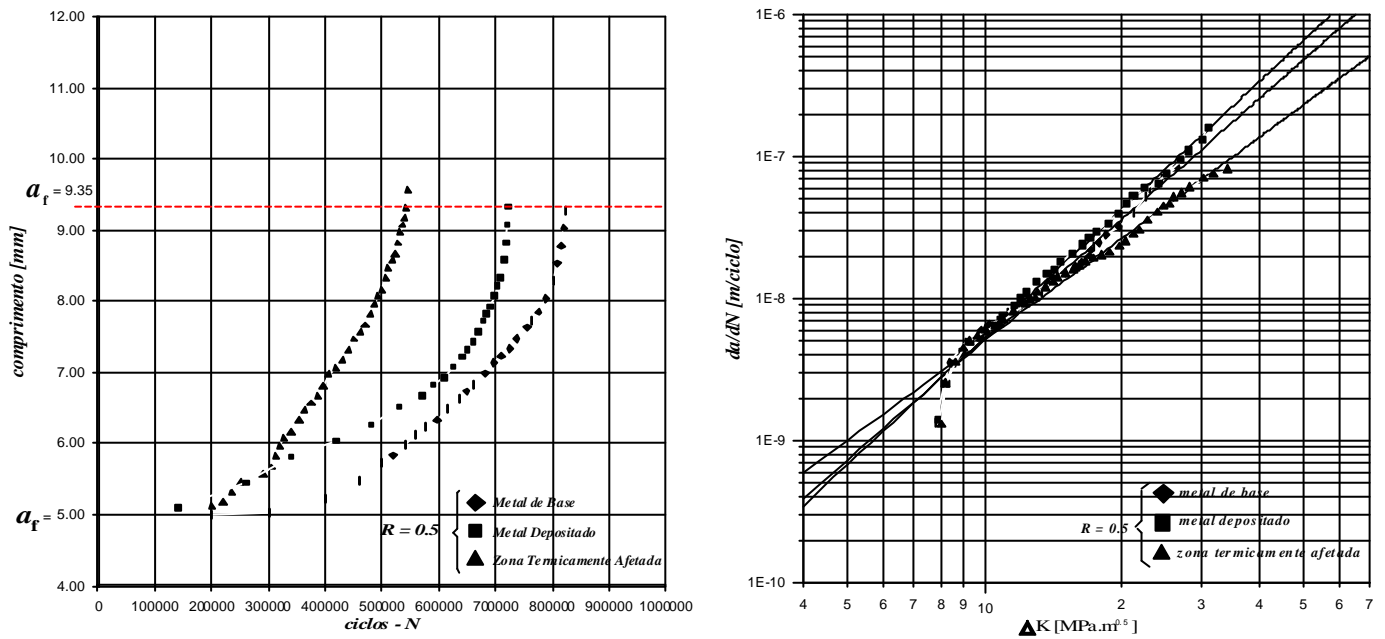


Gráfico 1 (a) - Crescimento de trinca em função do nº de ciclos ($a \times N$) e (b) – Curvas de $da/dN \times \Delta K$ e retas ajustadas

Tabela 3 – Fator limite de propagação (ΔK_{th}) e coeficientes da equação de Paris.

Corpo de prova		ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}]	da/dN [mm/ciclo] = C. (ΔK) ⁿ		Coeficientes de Correlação
R	Região		C	n	
0.5	MB	7.8	0.12×10^{-9}	2.68	.9963
	MD	8.0	8.81×10^{-9}	2.83	.9974
	ZTA	8.0	0.37×10^{-9}	2.20	.9935

Durante os ensaios de propagação de trinca de fadiga nas diferentes regiões da junta soldada foi feito um levantamento do número de ciclos de propagação da trinca, em cada região, até a ruptura (falha) do cp. Esses valores, representados por N_R , foram comparados com aqueles estimados pela integração da equação de Paris (N_P), cujos coeficientes foram obtidos experimentalmente utilizando os mesmos cp's. Nessa integração, o tamanho final da trinca

utilizado foi aquele atingido nos ensaios de propagação. Estes valores, bem como os valores do número de ciclos de vida real dos cp's e os estimados a partir da equação de Paris estão apresentados na tabela 4, juntamente com a diferença percentual entre os mesmos. Nesta tabela pode ser visto que no caso do metal de base os valores estimado e real são muito próximos, com diferença de -1.71%. Entretanto, no caso do metal depositado e da ZTA a estimativa de vida utilizando a equação de Paris é bem inferior à vida real atingida pelos cp's, 43.8% e 22.7%, respectivamente. Nesses casos as estimativas feitas são muito conservativas.

Tabela 4 - Comparação entre a vida atingida e a vida prevista pela eq. de Paris.

Cp's	a_i [mm]	a_f [mm]	Vida real atingida no ensaio – N_{fR} [ciclos]	Vida prevista pela eq. de Paris - N_{fP} [ciclos]	$diferença[\%] = \frac{N_{fR} - N_{fP}}{N_{fR}} \cdot 100$
R=0.5 MB	5.00	9.30	816300	830000	-1.71
MD	5.13	9.35	722600	406200	43.8
ZTA	5.18	9.53	560400	433100	22.7

4. Conclusões e Comentários Finais

Os resultados aqui apresentados apontam para as seguintes conclusões:

- As regiões de metal de base e de metal depositado apresentaram as maiores taxas de propagação.
- as regiões do metal de base e de metal depositado apresentaram praticamente a mesma taxa de propagação.
- A zona termicamente afetada apresentou a maior resistência à propagação.
- A diferença entre os valores obtidos nos ensaios e os previstos pela equação de Paris mostraram-se bastante significativas para as regiões de metal depositado e ZTA, indicando um grande conservadorismo dessas equações. Para a região de metal de base a previsão mostrou-se bastante próxima da vida atingida pelo corpo de prova.

5. Agradecimentos

Ao CENPES/PETROBRAS, na pessoa do Dr. Alexandre M. Pope, pelas discussões e pelo fornecimento do material do estudo. Ao CNPq e CAPES pelo apoio.

6. Referências

- PARIS, P.C., "The Mechanism of Fracture Propagation and Solutions to Fracture Arrestor Problems", The Boeing Company Document D-2-2195, 1957.
- PARIS, P. C., GOMEZ, M. P., ANDERSON, W. E., "A Rational Analytic Theory of Fatigue", The Trend in Engineering at University of Washington, Vol. 13, 01, pp 09-14, 1961.
- HERTZBERG, R.W., "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", John Wiley & Sons Inc., NY, USA, 1976.
- FORMAN, R. G., HEARNEY, V. E., ENGLE, R. M., "Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-loaded Structures", *Journal of Basic Engineering – Transactions of ASME*, Vol. 89, 1967.
- ERDOGAN, F. E RATNAWI, M., *International Journal of Fracture*, Vol. 6, nº 4, 1970.
- BRANCO, C. M., RANDOM, J. C. E CULVER, L. E., "Growth of Fatigue Cracks in Steels" – *Metal Science*, Vol. 10, nº. 5, pp 146-152, 1976.
- MADDOX, S. J. "Fatigue Performance of Large Girth Welded Steel Tubes", Proceedings of 17th OMAE98, July 5-7, Lisbon, Portugal, ASME, 1998.
- ELBER, W., "Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 2, pp. 37-45, 1970.
- ELBER, W., "The Significance of Fatigue Crack Closure: Damage Tolerance in Aircraft Structures", STP 486, American Society for Testing and Materials, pp 230-242, Philadelphia, USA, 1971.
- MOURA BRANCO, C. *et al.*, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, Fundação C. Gulbenkian, 1987.
- PARIS, P.C., "Fracture Mechanics and Fatigue: A Historical Perspective", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 21 (5), pp 535-540, Blackwell Science Ltd., May, 1998.
- GURNEY, T. R. "Fatigue of Welded Structures", Cambridge University Press Cambridge, UK, 1968.
- GURNEY, T.R., "Fatigue Design Rules for Welded Steel Joints", The Welding Institute Research Bulletin, 1976.
- DE MARCO, F. F., 2002, *Propagação de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço API 5L Grau X-65 para Utilização em Risers Rígidos*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.