



CONFIABILIDADE DA VIDA À FADIGA ASSOCIADA À NUCLEAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE TRINCAS

Dalvania Muniz de Paiva

Enrique Mariano Castrodeza

dalvaniamp@poli.ufrj.br

emcastrodeza@metalmat.ufrj.br

Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio de Janeiro

Av. Athos da Silveira Ramos, 149, bloco I, sala I-128, Cidade Universitária, 21941-972, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

Silvia Corbani

Gilberto Bruno Ellwanger

corbani@poli.ufrj.br

gbe058@gmail.com

Programa de Projeto de Estruturas, Universidade Federal do Rio de Janeiro

Av. Athos da Silveira Ramos, 149, bloco D, sala D-205, Cidade Universitária, 21941-972, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

Resumo. *Curvas S-N e estimativas de dano são largamente utilizadas em projeto de estruturas offshore. Para tais estruturas, ocorrem carregamentos cíclicos oriundos de ações ambientais. Assim, a falha por fratura ou colapso plástico pode ser assistida em dois períodos distintos: um período de nucleação da trinca e um outro período de propagação estável. Entretanto, nas curvas S-N não se estima o número de ciclos correspondente a cada período. Neste trabalho, é proposta uma metodologia para avaliar o número de ciclos associado à nucleação e à propagação. Assumem-se trincas na estrutura sob condições de Mecânica da Fratura Linear Elástica e utiliza-se Lei de Paris para propagação. Alguns parâmetros essenciais do problema, como a tensão aplicada à peça, as propriedades do material e a dimensão da trinca apresentam grandes incertezas e, consequentemente, foram modelados como variáveis aleatórias. Portanto, uma análise de confiabilidade foi realizada, para a determinação do número de ciclos a partir do qual devem ser realizados ensaios não destrutivos periódicos para monitoramento da estrutura, em função da razão de tensão R.*

Palavras-Chave: *Fadiga, Confiabilidade estrutural, Propagação de trincas*

1 INTRODUÇÃO

Uma estrutura offshore deve ser projetada e dimensionada para resistir às solicitações em serviço e diferentes condições de contorno durante sua operação. Para carregamentos tais como o peso próprio de seus componentes e os carregamentos ambientais extremos, a estrutura deve atender aos critérios de limite de tensões e deformações, baseados na tensão atuante na seção e os parâmetros da resistência dos materiais.

Os carregamentos ambientais como a ação de ondas, do vento e variação de temperatura causam uma variação de tensões atuantes na estrutura ao longo do tempo. Para tais carregamentos, a ruptura da estrutura pode acontecer para valores de tensão inferiores ao limite de resistência, tendo como característica a geração e propagação lenta e gradual de trincas que podem levar a rupturas localizadas. Esse fenômeno é conhecido como falha por fadiga.

As falhas por fadiga constituem um custo significativo para a economia e para a sociedade. Um relatório elaborado por Reed *et al.* (1983) sugere que no início dos anos 80, a ocorrência e a prevenção de falhas por fadiga custava ao governo americano cerca de US\$ 100 bilhões anuais, correspondendo a aproximadamente 3% do PIB do país.

Segundo Batalha (2009), uma ruptura por fadiga muitas vezes pode ocorrer sem que seja observado qualquer sinal da presença do fenômeno da fadiga. Neste contexto, em estruturas submetidas a carregamentos cíclicos, ensaios não destrutivos (END), são largamente utilizados para detecção de trincas antes da ruptura final. O objetivo deste trabalho é apresentar uma metodologia para estimativa do número de ciclos associados à iniciação e à propagação de trincas de fadiga. Também é proposto um modelo para determinação do número de ciclos máximo para realização dos END, com base em conceitos de confiabilidade estrutural.

O emprego de análise de confiabilidade na iniciação de trincas já foi investigada por Harkness *et al.* (1992), Grooteman (2008a,b) e Mohammadzadeh *et al.* (2013). O diferencial da metodologia proposta é a aplicação dos conceitos de curvas S-N e Mecânica da Fratura Linear Elástica para estimar as frações da vida útil associadas à iniciação e propagação da trinca.

2 PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

Três estágios são contemplados no processo de falha por fadiga em materiais metálicos: nucleação da trinca, propagação e ruptura final. A fase de nucleação é conhecida como estágio I. Em metais que não foram submetidos a processos de soldagem ou recobrimento, a iniciação de uma trinca ocorre em regiões da microestrutura com concentradores de tensão como contornos de grão, inclusões não metálicas ou bandas de deslizamento. Essa fase é controlada por deformações plásticas cíclicas localizadas no material.

Acredita-se que 95 a 99% da vida total à fadiga de uma estrutura é atribuída ao estágio I, estatística corroborada por diversos pesquisadores, como Wang *et al.* (1999) e Meier e Gerold (1987).

O estágio II engloba a propagação da trinca, que ocorre no plano perpendicular às tensões principais de tração. O estágio III corresponde à ruptura que ocorre no último ciclo de tensões quando a trinca desenvolvida progressivamente atinge o tamanho crítico para propagação instável.

A determinação da vida à fadiga pode ser determinada por curvas S-N (seção 2.1) ou por curvas $da/dN \times \Delta K$ (seção 2.2).

2.1 Abordagem por curvas S-N

A abordagem por curvas S-N teve seu início em meados do século XIX, com os estudos de Wöhler (1860). O pesquisador investigou um acidente envolvendo o eixo de locomotiva de um trem, ocorrido na França em 1842, onde o eixo rompeu-se após repetidos ciclos de tensão tida como baixa. Para tal, elaborou diversos testes em corpos de prova submetidos à flutuação de tensões. Como resultado de sua pesquisa, Wöhler relacionou a amplitude de variação de tensão ao número de ciclos até a falha do componente estrutural.

No início do século XX, Basquin (1910) definiu a configuração de uma curva S-N típica, esquematizada na Fig. 1 e propôs a seguinte relação:

$$\log N = \log a - m \cdot \log \Delta \sigma \quad (1)$$

onde N é o número de ciclos até a falha, $\Delta \sigma$ é a amplitude de variação de tensão, a e m são os parâmetros da curva S-N.

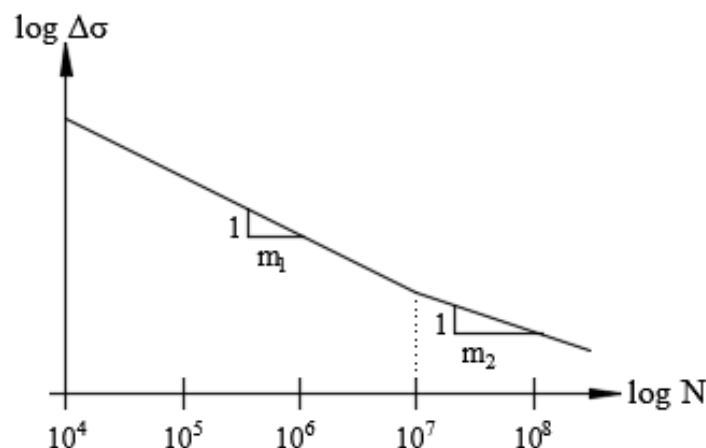


Figura 1. Representação esquemática de uma curva S-N de dois tramos

Curvas S-N são usualmente geradas a partir de ensaios de laboratório, nos quais os corpos de prova não trincados são submetidos à tensão cíclica até a ruptura. Dessa forma, a abordagem por curvas S-N engloba os estágios de iniciação e propagação de trincas.

Os parâmetros a e m dependem de fatores como a geometria, o método de fabricação e a inspeção do detalhe estudado (DNV, 2012). As diretrizes para classificação de detalhes e suas respectivas curvas S-N são encontradas em diversas normas internacionais, como RP-C203 (DNV, 2012) e RP 2A-WSD (API, 2014).

As curvas S-N encontradas nas normas supracitadas são geradas para carregamentos onde a tensão média é igual a zero. Para o caso de carregamentos com tensão média diferente de zero, a equação de Goodman (1899), apresentada na Eq. 2, é aplicável para correção da amplitude de tensão a ser imputada no eixo das ordenadas da curva S-N.

$$\Delta\sigma_{fat} = \frac{\Delta\sigma}{1 - \sigma_m / f_u} \quad (2)$$

sendo σ_m a tensão média, $\Delta\sigma$ a amplitude de tensão atuante com σ_m diferente de zero, $\Delta\sigma_{fat}$ a amplitude de tensão equivalente e f_u a tensão última do material.

2.2 Abordagem pela Mecânica da Fratura Linear Elástica

Baseado na Teoria da Elasticidade, Irwin (1957) propôs um parâmetro chamado fator de intensidade de tensões, fator que governa o campo de tensões de corpos trincados, apresentado na Eq. 3.

$$K = f(a/W) \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3)$$

onde K é o fator de intensidade de tensões, a é o comprimento da trinca, W é a largura da peça, σ é a tensão aplicada e $f(a/W)$ é um parâmetro de ajuste da geometria, conhecido como fator de geometria.

Paris, Gomez e Anderson (1961) foram os primeiros pesquisadores a associar o crescimento de uma trinca à variação do fator de intensidade de tensões, ΔK . A taxa de propagação é definida como incremento infinitesimal de trinca da durante um número infinitesimal de ciclos dN .

O comportamento típico de propagação de trincas por fadiga em metais é esquematizado na Fig. 2.

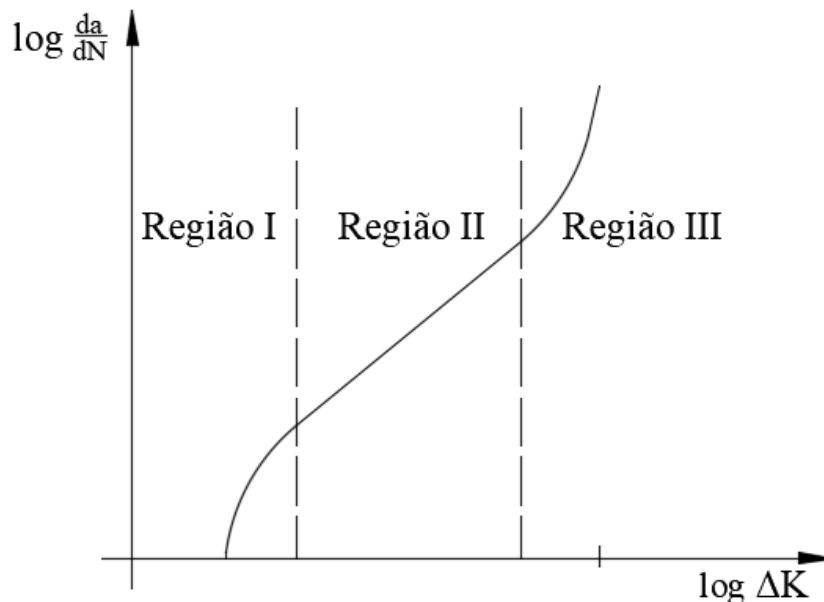


Figura 2. Representação esquemática da curva $da/dN \times \Delta K$

A curva apresenta três regiões distintas. Na região I, existe um limiar de propagação, denominado ΔK_{th} , abaixo do qual a propagação ocorre com taxas muito baixas ou nulas. A região II apresenta uma relação exponencial entre ΔK e a taxa de propagação. Na região III, a taxa de propagação cresce rapidamente e ocorre a ruptura final.

Diversos modelos semi-empíricos para descrever a curva foram propostos. A equação mais conhecida é a chamada Lei de Paris, que representa a região II da curva, apresentada na Eq. 3.

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^m \quad (4)$$

sendo da/dN a taxa de propagação, ΔK a amplitude de intensidade de tensões, C e m parâmetros de ajuste do material.

3 CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

Problemas de engenharia estrutural apresentam incertezas em suas soluções, devido à variabilidade dos dados de entrada. Cada modo de falha da estrutura está relacionado a um estado limite, ou função de falha. As funções de falha podem ser equacionada como $g(\mathbf{X})$, sendo $\mathbf{X}=(X_1, X_2, \dots, X_n)$ o vetor que inclui as todas variáveis aleatórias que constituem as incertezas do problema.

O domínio de falha D_f corresponde ao subconjunto do espaço amostral $\mathbf{X}$ que ocasiona a falha da estrutura. O domínio de segurança D_s é o subconjunto complementar a D_f . A fronteira entre o domínio de falha e de segurança da estrutura obedece à Eq. 5.

$$\begin{aligned} D_f &= \{x | g(x) \leq 0\} \\ D_s &= \{x | g(x) > 0\} \end{aligned} \quad (5)$$

A probabilidade de falha é expressa como a integral da função conjunta de probabilidades $f_X(x)$ sobre o domínio de falha. A avaliação da Eq. 6 pode ser realizada de forma numérica, que envolve uma integral em n dimensões, associada a um grande número de variáveis aleatórias, ou pela Simulação de Monte Carlo.

$$Pf = \int_{D_f} f_X(x) dx \quad (6)$$

A integral sobre todo o domínio pode ser substituída por uma integral sobre o domínio de falha, com o auxílio da função indicadora $I(x)$:

$$I(x) = \begin{cases} 1, & x \in D_f \\ 0, & x \in D_s \end{cases} \quad (7)$$

A Eq. 6 passa a ser escrita da forma:

$$Pf = \int_D I(x) f_X(x) dx \quad (8)$$

O método de Monte Carlo consiste em gerar um conjunto de amostras aleatórias x_i contidas em $\mathbf{X}$, e estimar a probabilidade de falha através da função indicadora $I[x]$. A probabilidade de falha estimada segundo a simulação de Monte Carlo é expressa como:

$$Pf = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n I(x_i) \quad (9)$$

Dessa forma, é possível encontrar o índice de confiabilidade β , relacionado à probabilidade de falha segundo a Eq. 10, sendo Φ a função de distribuição cumulativa normal padrão.

$$Pf = \Phi(-\beta) \quad (10)$$

4 METODOLOGIA

Neste trabalho é avaliada uma chapa composta de aço carbono, de espessura igual a 10 mm e largura 50 cm, submetida a ciclos de variação de tensão de amplitude constante. A hipótese adotada é a de nucleação de uma trinca vazante lateral, conforme esquematizado na Fig. 3.

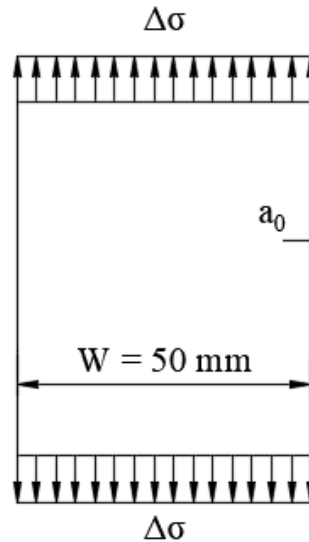


Figura 3. Geometria do componente avaliado

Para essa geometria, foi adotada Eq. 11 para o fator de forma, apresentada por Janssen *et al.* (2002, p. 44):

$$f(a/W) = 1.122 - 0.231\left(\frac{a}{W}\right) + 10.550\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 21.710\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 30.382\left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad (11)$$

O número de ciclos de vida total à fadiga, N_t , foi determinado segundo a curva S-N C da norma RP C203 (DNV, 2012), cuja formulação é apresentada na Eq. 12. A amplitude de tensão é corrigida pela equação de Goodman.

$$\log N = \begin{cases} 12.592 - 3\log \Delta\sigma, N \leq 10^7 \\ 16.320 - 5\log \Delta\sigma, N > 10^7 \end{cases} \quad (12)$$

A curva $da/dN \times \Delta K$ proposta por Barsom (1971), válida para aços ferríticos-perlíticos, foi utilizada para determinação do número de ciclos associado à propagação da trinca, N_p . A formulação da curva é apresentada na Eq. 13 para da/dN em m/ciclo e ΔK em $\text{MPa.m}^{1/2}$. A trinca inicial a ser propagada é assumida como tendo o comprimento mínimo detectável por métodos de inspeção não destrutiva, adotado como 1 mm.

$$\frac{da}{dn} = 188.5 \times 10^{-10} (\Delta K)^3 \quad (13)$$

Dois critérios para a ruptura da peça são impostos:

- Ruptura por fratura, que ocorre quando o fator de intensidade de tensões máximo, na parte alta do ciclo, se iguala à tenacidade do material;
- Ruptura por colapso plástico, que ocorre quando a tensão no ligamento remanescente se equipara à tensão de escoamento do material.

São determinados então os números de ciclos associados à propagação até a ruptura por cada um dos limites. De posse dos valores, o número de ciclos associado à iniciação da trinca, N_i é encontrado segundo a Eq. 14.

$$N_i = N_t - N_p \quad (14)$$

A Tabela 1 apresenta as variáveis aleatórias utilizadas no problema, relacionando-as com suas distribuições e parâmetros estatísticos (média e coeficiente de variação). A tensão mínima foi encontrada em função da razão de tensão, R , descrita na Eq. 15. Foram adotados valores determinísticos de R , iguais a 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 e 0.6.

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (15)$$

Tabela 1 – Variáveis aleatórias adotadas

Grandeza	Unidade	Distribuição	Média	COV
Tensão mínima, $\sigma_{\min}$	MPa	Log-normal	Var.	0.03
Tensão máxima, $\sigma_{\max}$	MPa	Log-normal	125	0.03
Trinca inicial, a_0	mm	Normal	2	0.10
Tenacidade à fratura, K_{IC}	$\text{MPa.m}^{1/2}$	Log-normal	100	0.05
Tensão de escoamento, f_y	MPa	Normal	250	0.06
Tensão última, f_u	MPa	Determinística	400	-

Para a análise de confiabilidade estrutural, foram geradas 10^5 amostras em uma simulação de Monte Carlo. A função de falha apresentada na Eq. 16 é associada à iniciação de trincas, para determinação do menor número de ciclos para realização dos ensaios não destrutivos, a fim de detectar a presença da trinca em seu comprimento mínimo.

$$g = N - N_i \quad (16)$$

5 RESULTADOS

Os valores encontrados para o número de ciclos para iniciação e propagação são apresentados nas Tabelas 2 e 3, para ruptura por fratura e colapso plástico, respectivamente. Os valores encontrados para ambos os estados limites são muito próximos, sugerindo que a peça atinge a falha por fratura e por colapso plástico simultaneamente. Portanto, os dados apresentados a partir de agora se referem à falha do componente independente do critério de ruptura. Nota-se que o coeficiente de variação, ou seja, o erro intrínseco da solução, se relaciona à razão de tensão aproximadamente em uma equação polinomial de grau dois, apresentada na Fig. 4. Os dados sugerem que cerca de 99% da vida útil da peça é atribuída à iniciação da trinca, corroborando com a estatística apresentada na Seção 2 deste trabalho.

Tabela 2 – Números de ciclos associados à iniciação e propagação – Ruptura por fratura

R	Iniciação		Propagação		Total	
	Média	COV	Média	COV	Média	COV
0.2	2646286	0.13	394	0.13	2646680	0.13
0.3	4180914	0.15	590	0.15	4181504	0.15
0.4	7048009	0.19	942	0.19	7048952	0.19
0.5	15828349	0.38	1642	0.22	15829991	0.38
0.6	55374379	0.53	3278	0.28	55377658	0.53

Tabela 3 – Números de ciclos associados à iniciação e propagação – Ruptura por colapso plástico

R	Iniciação		Propagação		Total	
	Média	COV	Média	COV	Média	COV
0.2	2646282	0.13	398	0.13	2646680	0.13
0.3	4180907	0.15	596	0.15	4181504	0.15

R	Iniciação		Propagação		Total	
	Média	COV	Média	COV	Média	COV
0.4	7047999	0.19	952	0.19	7048952	0.19
0.5	15828331	0.38	1659	0.38	15829991	0.38
0.6	55374344	0.53	3314	0.28	55377658	0.53

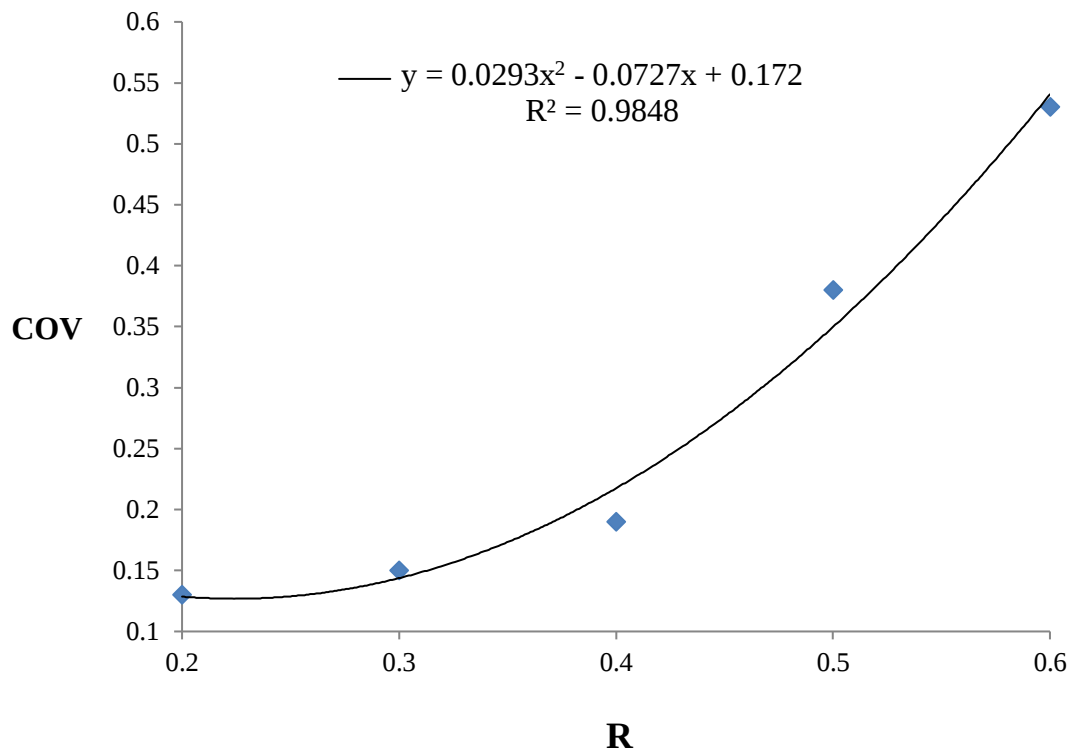


Figura 4. Coeficiente de variação em função da razão de tensão

As Fig. 5 a 9 apresentam a variação do índice de confiabilidade em função do número de ciclos. Equações logarítmicas foram ajustadas aos pontos discretos gerados na análise.

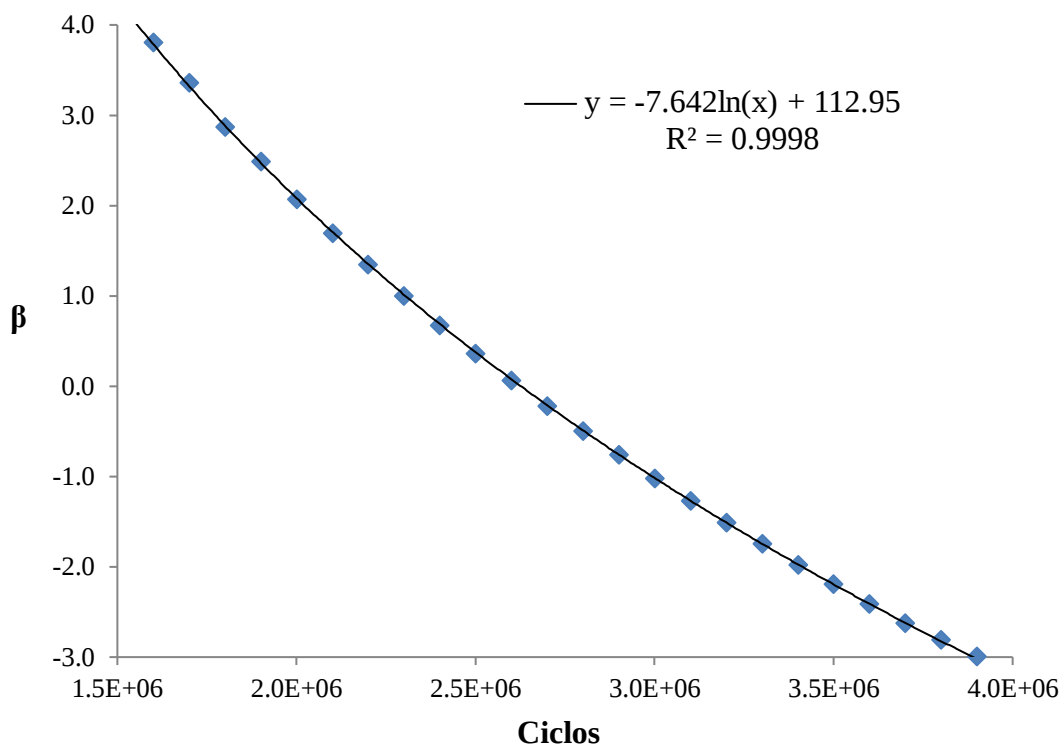


Figura 5. Índice de confiabilidade em função do número de ciclos – $R = 0.2$

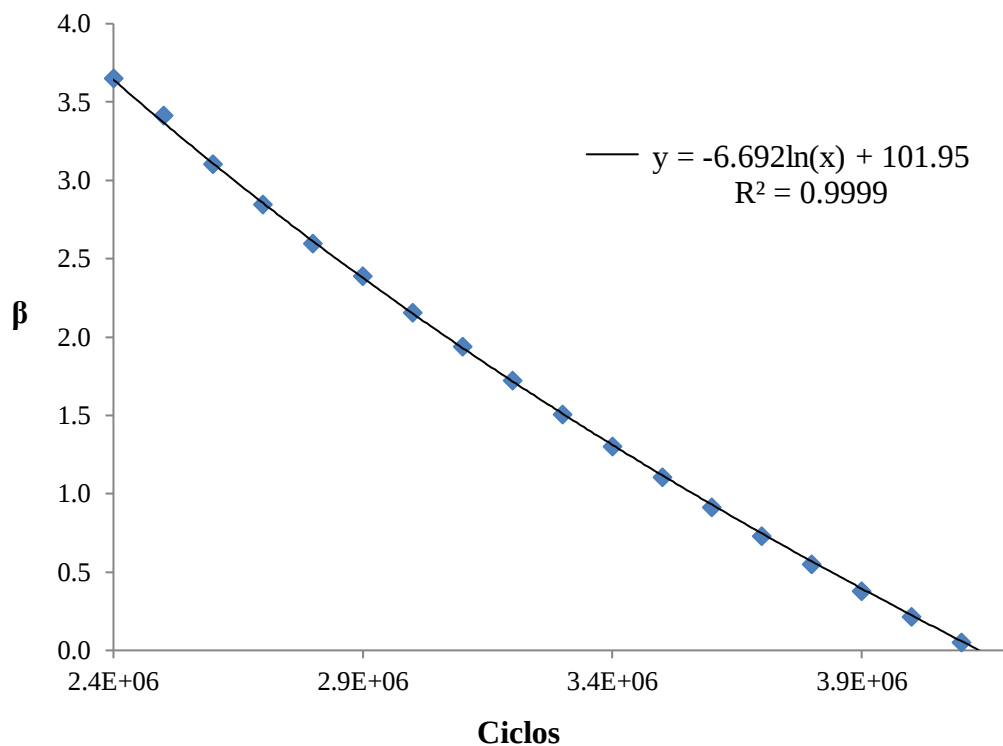


Figura 6. Índice de confiabilidade em função do número de ciclos – $R = 0.3$

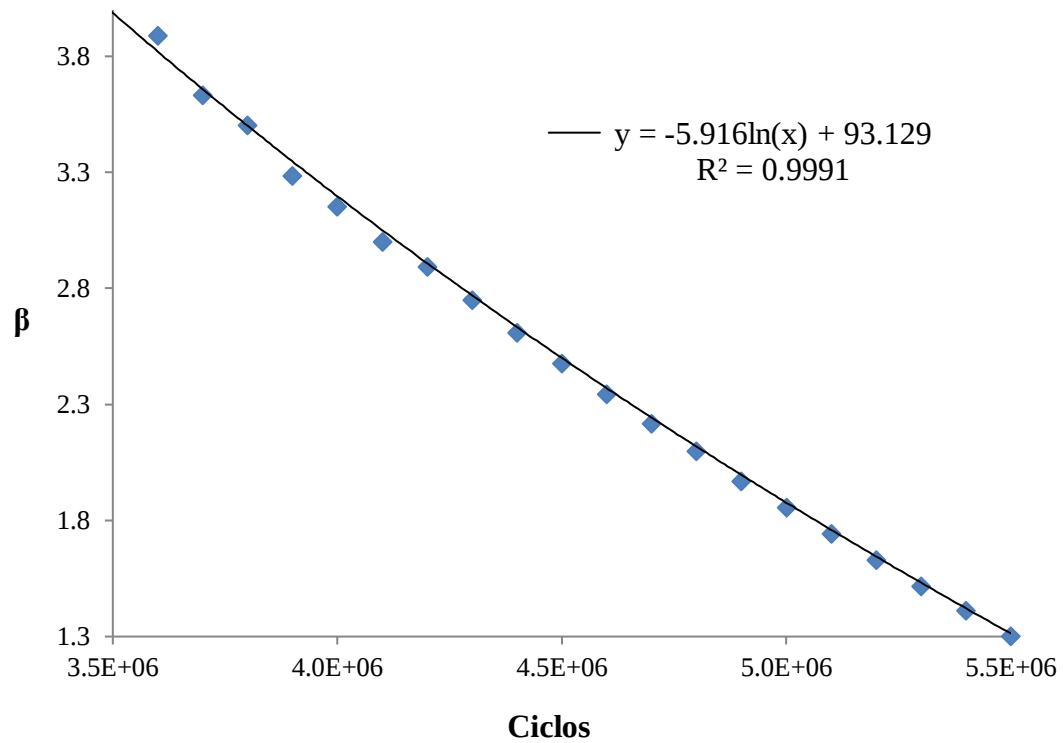


Figura 7. Índice de confiabilidade em função do número de ciclos – $R = 0.4$

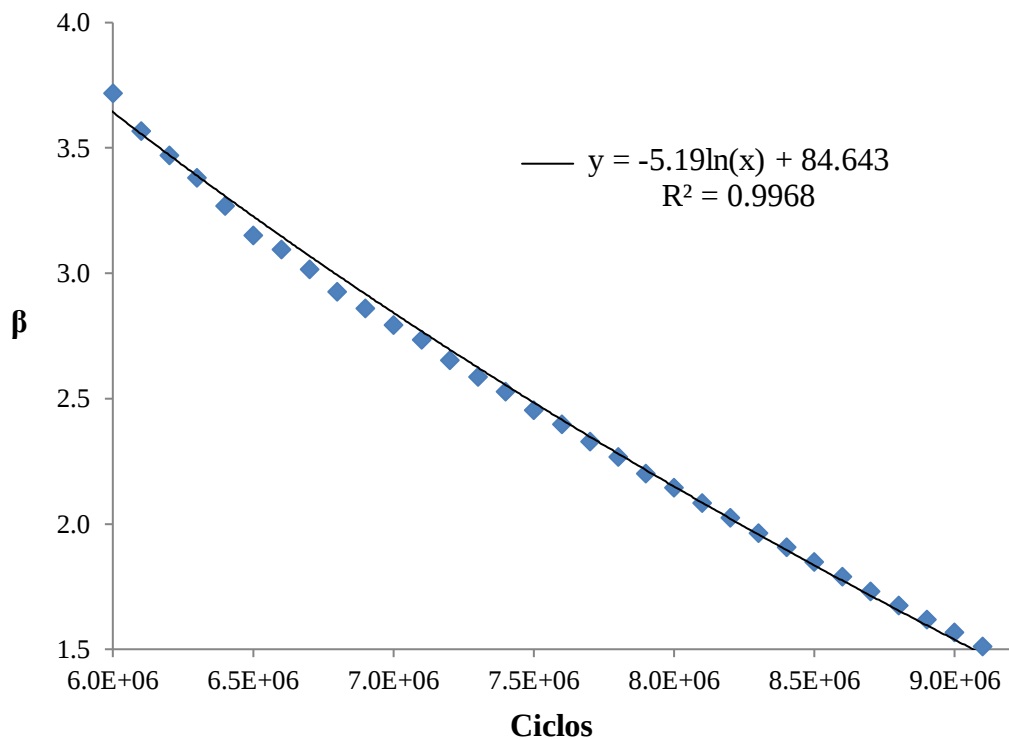


Figura 8. Índice de confiabilidade em função do número de ciclos – $R = 0.5$

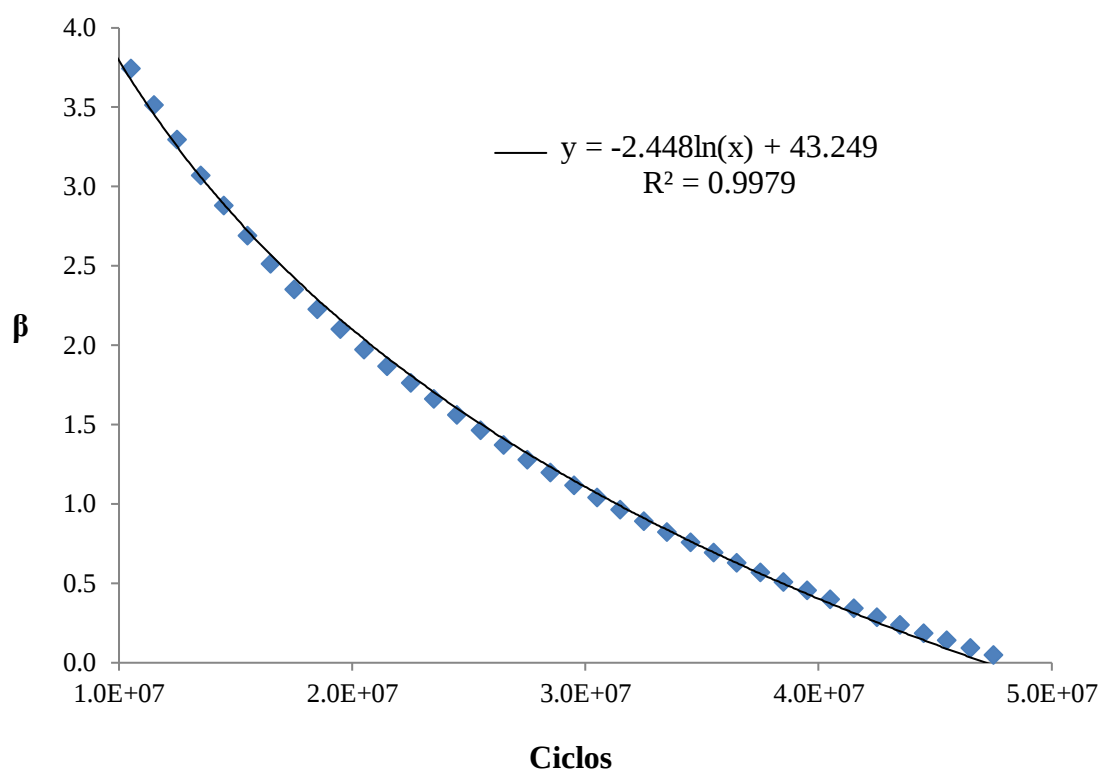


Figura 9. Índice de confiabilidade em função do número de ciclos – R = 0.6

Procura-se detectar a trinca em seu comprimento mínimo. Dessa forma, foi adotado o índice de confiabilidade definido no JCSS, igual a 4.2 para estados limites com custo relativo de segurança e consequências na falha moderados. Das equações ajustadas, tem-se que $\beta = 4.2$ para $1.51E6$ ciclos quando $R=0.2$, ou seja, a partir de $1.51E6$ ciclos de tensão, a peça deve ser monitorada e END devem ser realizados periodicamente. Os números de ciclos encontrados para as demais razões de tensão constam na Tabela 3. Estes valores foram ajustados a uma curva exponencial, apresentada na Fig. 8.

Tabela 4 – Números de ciclos para $\beta = 4.2$

R	N _{inspeção}
0.2	1.51E6
0.3	2.21E6
0.4	3.38E6
0.5	5.39E6
0.6	8.46E6

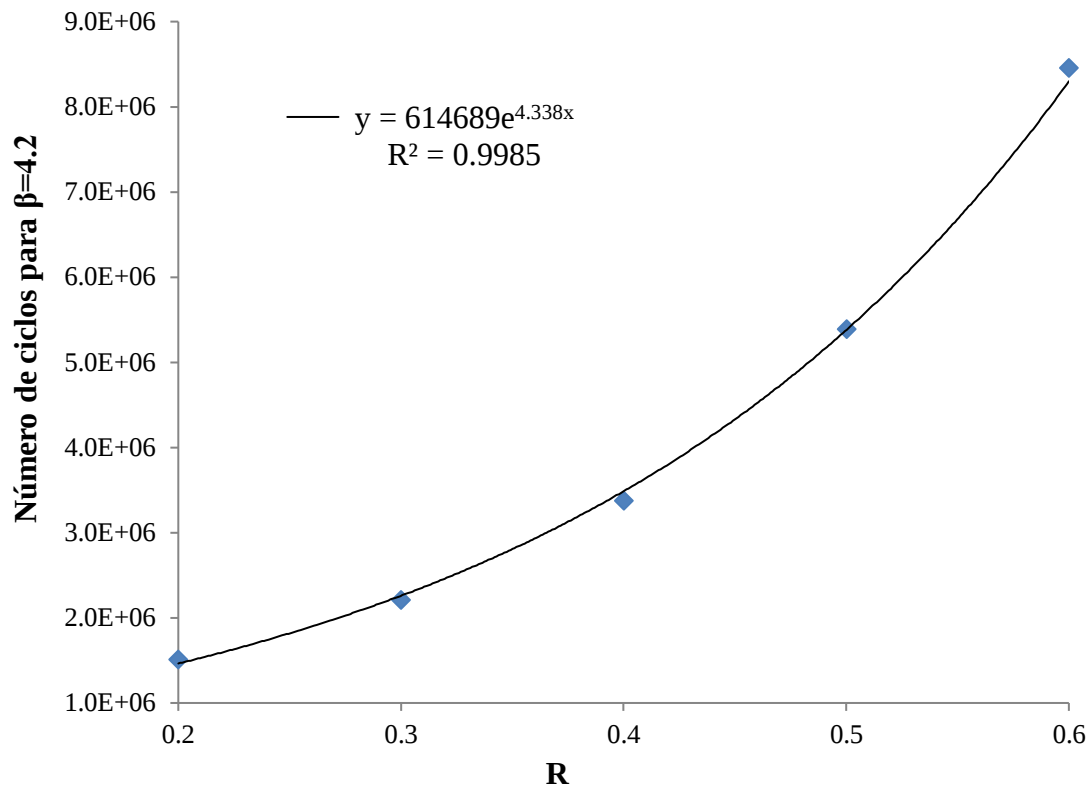


Figura 10. Números de ciclos para $\beta = 4.2$

Sugere-se a Eq. 17, ajustada a partir dos dados gerados, para determinação do número de ciclos mínimo para monitoramento da peça.

$$N = 614689e^{4.338R} \quad (17)$$

6 CONCLUSÃO

O estudo do fenômeno de fadiga em estruturas *offshore* é de extrema importância para assegurar a segurança de tais estruturas. O objeto de estudo deste trabalho foi uma peça fina composta de aço carbono, submetida a carregamento variável de amplitude constante, na qual é nucleada uma trinca vazante lateral.

Foi proposta uma metodologia para avaliação do número de ciclos associados à nucleação e propagação de trincas de fadiga, em materiais metálicos submetidos a flutuação de tensões. Percebeu-se que a iniciação da trinca corresponde a cerca de 99% da vida à fadiga da peça. Conceitos de confiabilidade estrutural foram aplicados para determinação do tempo máximo para início de ensaios não destrutivos periódicos.

As sugestões para trabalhos futuros englobam a aplicação de um limiar de propagação, de fechamento de trincas para carregamentos de amplitude variável, bem como a validação do modelo proposto por meio de ensaios de laboratório.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da COPPE/UFRJ e ao apoio fornecido pela Radix Engenharia e Software.

REFERÊNCIAS

- American Petroleum Institute, 2014. *Recommended practice 2A - Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms — Working stress design*. Washington.
- Basquin, O. H., 1910. The exponential law of endurance tests. *American Society for Testing and Materials Proceedings*, vol. 10, n. 2, pp. 625-630.
- Barson, J. M., 1971. Fatigue-crack propagation in steels of various yield strengths. *Journal of Engineering for Industry*, vol. 93, n. 4, pp.1190-1196.
- Batalha, A., 2009. *Análise de fadiga de estruturas offshore tipo topside*. Dissertação de Mestrado, COPPE, UFRJ/Rio de Janeiro.
- Det Norske Veritas, DNV, 2012. *Recommended Practice C203 - Fatigue design of offshore steel structures*. Høvik.
- Goodman, J, 1899. *Mechanics Applied to Engineering*. Longman, Green & Company, London.
- Grooteman, F., 2008. A stochastic approach to determine lifetimes and inspection schemes for aircraft components. *International Journal of Fatigue*, vol. 30, pp. 138-149.
- Grooteman, F., 2008. Executive summary: *A stochastic approach to determine lifetimes and inspection schemes for aircraft components*. NLR-TP-2008-099, National Aerospace Laboratory NLC, Amsterdam.
- Harkness, H. H., Belyschko, T., & Liu, W. K., 1992. Finite element reliability analysis of fatigue life. *Nuclear Engineering and Design*, 133, 209-224
- Irwin, G. R., 1957. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 24, pp. 361-364.
- Janssen, M., Zuidema & J. Wanhill, R. J. H., 2002. *Fracture mechanics*. 2 ed. The Netherlands, VSSD.
- Joint Committee on Structural Safety, JCSS: Probabilistic Model Code, 2000. Part 1 – Basis of Design.
- Mohammadzadeh, S., Sharavi, M. & Keshavarzian, H., 2013. Reliability analysis of fatigue crack initiation of railhead in bolted rail joint. *Engineering Failure Analysis*, vol. 29, pp. 132-148.
- Meier, B. & Gerold, V., 1987. The influence of microstructure and residual stresses on the initiation and propagation of short surface cracks on AlMgSi. In Ritchie, R.O. & Starke Jr., E.A., eds, *Third International Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds*, pp. 323-332.
- Paris, P., Gomez, M. & Anderson, W., 1961. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering*, vol. 13, pp. 9-14.

Reed, P, Smith, J. & Christ, B., 1983. *The economic effects of fracture in the united states: Part I*. National Bureau of Standards.

Wang, Q., Berard, J. R. S. & Bathias, C., 1999. High-cycle fatigue crack initiation and propagation behaviour of high-strength spring steel wires. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 22, pp. 673-677.

Wohler, A., 1860. Versuche uber die festigkeit der Eisenbahnwagenachsen. *Zeitschrift fur Bauwesen*, vol. 10.