

AValiação de Métodos de Estimativa da Vida Residual de Estruturas Oceânicas Baseados na Curva S-N e na Mecânica da Fratura¹

Geraldo Rossoni Sisquini²

Resumo

São apresentados métodos de cálculo para a previsão da vida residual sob fadiga de elementos estruturais de plataformas oceânicas levando em conta o caráter aleatório dos parâmetros envolvidos e com base na mecânica da fratura. Os procedimentos são baseados na caracterização dos estados de mar, na simulação do carregamento aleatório, na análise da resposta dinâmica da estrutura sujeita a carregamento ambiental, na contagem dos ciclos de sollicitação pelo método rainflow, na avaliação da vida sob fadiga por análise de acúmulo de dano, na avaliação da vida sob fadiga por análise de propagação de trinca. A previsão da vida sob fadiga baseada na curva S-N é utilizada para fins de comparação com os resultados dos procedimentos baseados na mecânica da fratura. A validade dos procedimentos apresentados é analisada na predição da vida sob fadiga de um cilindro engastado no leito do oceano.

Palavras-chave: Mecânica da fratura; Curva S-N; Propagação de trinca por fadiga; Estados de mar.

EVALUATION METHODS OF RESIDUAL LIFE PREDICTION OF OCEAN STRUCTURES BASED ON CURVE S-N AND FRACTURE MECHANICS

Abstract

The methods are presented for the prediction of the residual life and fatigue reliability of offshore structural components considering the random character of the parameters involved and based on fracture mechanics. The procedures are based on the description of sea states, the simulation of random loading, the dynamic response analysis of the structure subjected to the environment loading, cycle counting by means of the rainflow method, fatigue evaluation by means of damage accumulation analysis, fatigue evaluation by means of crack growth analysis and finally on the evaluation of fatigue reliability of mechanical and structural components. The methods of fatigue life prediction based on damage accumulation are used to confront the results of the methods of fatigue life prediction based on fracture mechanics. The validity of the procedures proposed is analysed in the prediction of the fatigue life of a cylinder fixed to the sea bed.

Key words: Fracture mechanics; Curve S-N; Fatigue crack growth; Sea states.

¹ Contribuição técnica apresentada no 61º Congresso Anual da ABM, de 24 a 27 de julho de 2006, Rio de Janeiro – RJ

²D.Sc., Professor do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM) - UFES. Membro da ABM.

1. INTRODUÇÃO

A vida sob fadiga de uma junta soldada de estruturas oceânicas sob uma história de carga local pode ser estimada ou usando a curva S-N convencional ou a aproximação da mecânica da fratura. A curva S-N, apesar de ser muito usada, não leva em conta qualquer fenômeno físico no material. Por exemplo, não separa a iniciação da trinca do estágio de propagação de trinca e somente a vida total para fraturar é considerada. Além disso, a resistência à fadiga diminui com o aumento da espessura. No caso de estruturas tubulares, a redução é dada por:

$$NS^m = B \left(\frac{e}{32} \right)^{-m/4}, \quad e > 32mm, \quad (1)$$

onde e é a espessura da parede do tubo em milímetros, B e m são parâmetros do material estimados de dados de testes obtidos de amostras idênticas. Para $e \leq 32$ mm nenhuma redução é considerada.

A curva S-N só pode ser usada em condições de carga de amplitude constante. Como a amplitude de carga experimentada por um componente estrutural pode freqüentemente variar durante sua vida de serviço, a utilização destas curvas torna-se impossível nestas condições. Como resultado, várias pesquisas foram feitas para transpor este problema, considerando que o dano de fadiga aumenta com a aplicação de cargas cíclicas (histórias de carga) numa maneira cumulativa que pode levar à fratura. Na literatura vamos encontrar vários modelos de estimativa de vida sob fadiga baseados na curva S-N, como a regra de dano acumulativo linear ou de Palmgren-Miner.

Wirsching e Light (1980) apresentaram uma expressão para a estimativa da vida sob fadiga que não exige uma simulação do processo de carregamento. Assumindo que o carregamento é um processo estacionário gaussiano de banda estreita (BE), o dano no i -ésimo estado de mar (ou bloco de onda) é dado por:

$$D_{BEi} = \frac{n_i}{B} (2\sqrt{2}\sigma_i)^m \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right), \quad n_i = F_{Ti} N_{0i} T, \quad (2)$$

onde σ_i é o desvio padrão da carga (MPa), N_{0i} é a taxa de cruzamento de nível zero (Hz), F_{Ti} é fração de tempo, de cada estado de mar, Γ é a função gama completa e T é a vida útil de projeto (segundos). Portanto, o dano de fadiga total é dado por:

$$D_{BE} = \frac{(2\sqrt{2})^m T}{B} \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) \sum_i F_{Ti} N_{0i} \sigma_i^m, \quad (3)$$

Assumindo que o dano de fadiga sob um processo estacionário gaussiano de banda larga (BL), que é o caso de tensões em elementos de estruturas oceânicas que respondem a um carregamento de ondas do mar, pode ser escrito como:

$$D_{BLi} = \lambda_i D_{BEi}, \quad (4)$$

onde λ_i é o fator de correção para a suposição de banda estreita para cada estado de mar. Wirsching e Light (1980) observaram que λ_i é uma função de m e do parâmetro de largura de banda ε_i , ou do fator de irregularidade α_i , ou seja:

$$\lambda_i = a + (1 - a)(1 - \varepsilon_i)^b, \quad a = 0,926 - 0,033m, \quad b = 1.587m - 2.323. \quad (5)$$

2. MODELOS CICLO A CICLO BASEADOS NA MECÂNICA DA FRATURA

A vida sob fadiga de uma junta soldada estimada pela mecânica da fratura é definida pelo tempo necessário de propagação de trinca de tamanho inicial a_0 (imperfeições originais) até o tamanho de trinca final a_c . A taxa de propagação de trincas por fadiga é uma propriedade do material e é fortemente dependente do fator de intensidade de tensão K , que de uma forma geral para juntas tubulares é:

$$K = Y_F Y_S S \sqrt{\pi a}, \quad \text{ou} \quad \Delta K = Y_F Y_S \Delta S \sqrt{\pi a} = f(a) \Delta S, \quad (6)$$

onde S é a tensão que ocorre quando o tamanho de trinca aumenta, ΔS é a faixa de tensão, ΔK é a faixa de fator de intensidade de tensão, Y_F é um fator dependente da trajetória e forma da trinca, que neste caso será igual a 1,0, e Y_S é um fator dependente das cargas aplicadas, da geometria da junta e do metal da solda. Os resultados experimentais de juntas tubulares K , T e Y , apresentadas na literatura, indicam que o fator Y_S é uma função da espessura dos membros estruturais e do tamanho de trinca. Na ausência desta função, Y_S pode ser tomado como 1,12.

Não há um método padrão geral para a estimativa de propagação de trincas por fadiga sob carregamento de amplitude variável, entretanto, vários procedimentos de cálculo têm sido propostos com bons resultados. Uma vez que a faixa de fator de intensidade de tensão, ΔK , desenvolve um papel importante no caso de carregamento de amplitude constante, acredita-se que esta quantidade deve ser um fator importante também na hipótese de propagação de trincas por fadiga sob carregamento de amplitude variável. Os algoritmos de integração de dano de propagação de trinca ciclo a ciclo disponíveis para estruturas são baseados no conceito simples que o dano se acumula monotonicamente durante a vida a fadiga de acordo com (Gallagher, 1988),

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^N \Delta a_i = a_0 + \sum_{i=1}^N \left. \frac{da}{dN} \right|_i, \quad (7)$$

onde a_0 é o dano inicial, Δa_i é o incremento de dano associado com o i -ésimo incremento de uso, a é o dano corrente associado com N incrementos de uso e da/dN é a taxa de propagação de trincas por fadiga de amplitude constante. Os modelos probabilísticos desenvolvidos neste trabalho, que serão apresentados a seguir, não levam em conta as tensões residuais e nem usam um limiar de ΔK (ΔK_{th}). A taxa de propagação de trincas por fadiga de amplitude constante será representada pela equação da lei de Paris-Erdogan, que é dada pela Eq. (8), onde C e m são constantes do material obtidas experimentalmente e $\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}$ (Paris e Erdogan, 1963). Portanto, todos os cálculos de estimativa de vida ciclo a ciclo serão feitos baseados nesta equação, ou seja, a descrição obtida dos dados de amplitude constante é usada em conjunto com o evento corrente de fator de intensidade de tensão para calcular as contribuições incrementais da propagação daquele evento.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m. \quad (8)$$

2.1. Modelo Não Interativo Ciclo a Ciclo (MNICC)

O comprimento de trinca é representado pela Eq. (7), onde $\Delta a_i = (da/dN)_i$, para um dado ΔK e $R = K_{\min}/K_{\max}$ no ciclo i , é estimado como se estivesse sob carregamento de amplitude constante. A deficiência de tal esquema é que os Δa_i são independentes da história da propagação de trinca anterior, ou seja, não levam em conta o efeito do retardo. Portanto, o modelo é baseado na hipótese que cada ciclo aumenta a trinca na mesma quantidade que aquela produzida no caso de carregamento de amplitude constante, o que o torna geralmente conservativo. Em certos casos, como nas seqüências gaussianas de banda estreita, os resultados são razoavelmente exatos (Alawi, 1986 e Alawi, 1989).

2.2. Modelo de Fechamento de Trinca de Elber (MFTE)

O modelo de fechamento de trinca (*crack closure*) é um modelo baseado empiricamente no conceito de faixa de tensão efetiva (Elber, 1971). A idéia aqui é que a trinca somente se propagará quando a tensão for maior do que a tensão que separa ou abre completamente as faces da trinca. Neste caso, a faixa de tensão efetiva é definida como $\Delta S_{ef} = S_{\max} - S_{op}$, onde S_{op} é a carga de abertura que é determinada experimentalmente. Se S_{op} é definida como uma função da história de carga anterior, então a faixa de tensão efetiva estimará os efeitos de interação de carga sobre a propagação de trinca. Este modelo é freqüentemente usado para estimar a propagação de trinca com retardo causado por sobrecargas. Se a equação da lei de Paris-Erdogan é usada, temos:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{ef})^m, \quad (9)$$

com $\Delta K_{ef} = K_{\max} - K_{op} = U\Delta K$. O fator de intensidade de tensão de abertura de trinca, K_{op} , é considerado como uma propriedade do material a ser determinado de experimentos e geralmente tem um valor positivo pequeno. No caso de aços estruturais, K_{op} está próximo de zero. Neste trabalho, vamos assumir que $K_{op} = K_{\min}$ para $K_{\min} > 0$, ou seja, para $R > 0$, e $K_{op} = 0$ para $K_{\min} < 0$, ou seja, para $R < 0$ (Shetty e Baker, 1990a). Portanto, temos:

$$U = \begin{cases} 1 & , \text{ para } R > 0 \\ 1/(1-R) & , \text{ para } R < 0 \end{cases} \quad (10)$$

2.3. Modelo Interativo Ciclo a Ciclo de Wheeler (MICCW)

Wheeler (1972), para estimar o retardo na propagação de trinca devido a uma sobrecarga, assumiu que o retardo ocorre se o tamanho monotônico da zona plástica é menor do que a zona plástica de sobrecarga. A relação da taxa de propagação de trinca com retardo com a taxa de propagação de trinca associada com o carregamento de amplitude constante, onde c_p é o fator de retardo, é dada por:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{Sobrecarga} = c_p \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{CAC}, \quad c_p \leq 1 \quad \text{ou seja,} \quad (12)$$

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^N c_{pi} f(\Delta K_i), \quad (13)$$

$$c_p = \begin{cases} \left(\frac{R_y}{a_p - a} \right)^n, & a + R_y < a_p, \\ 1, & a + R_y \geq a_p, \end{cases} \quad (14)$$

$$R_y = \frac{1}{4\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\Delta K_I}{\sigma_{ys}} \right). \quad (15)$$

onde R_y é a extensão da zona de escoamento atual, $a_p - a$ é a distância da ponta da trinca à interface elástica-plástica e n é o expoente de forma. O tamanho da zona de escoamento para o caso de estado de deformação plana, onde ΔK_I é a faixa de fator de intensidade de tensão dada pela Eq. (6) e σ_{ys} é a tensão de escoamento.

3. MODELAGEM DO PROBLEMA

O sistema estrutural que será analisado neste trabalho é representado por um tubo cilíndrico engastado no fundo do mar, de espessura e , diâmetro D e comprimento L , colocado em água de profundidade h , onde L é menor ou igual a h . Veja Fig. (1). Supondo que o sistema é linear, ou seja, a resposta a cada variável de entrada (excitação) pode ser considerada separadamente, o problema é simplificado. Certamente, a suposição de linearidade é muito audaciosa, mas como as vibrações geralmente envolvem somente deslocamentos pequenos em relação à posição de equilíbrio, a presente suposição atende satisfatoriamente o comportamento do sistema estrutural. O exemplo utilizado para cálculos de estimativa de vida sob fadiga representa um elemento de estrutura oceânica que permanece num local por um longo período de tempo. Apesar da simplicidade do exemplo, os desenvolvimentos teóricos podem ser aplicados a qualquer sistema estrutural, desde que se leve em conta as devidas características que são pertinentes a cada caso.

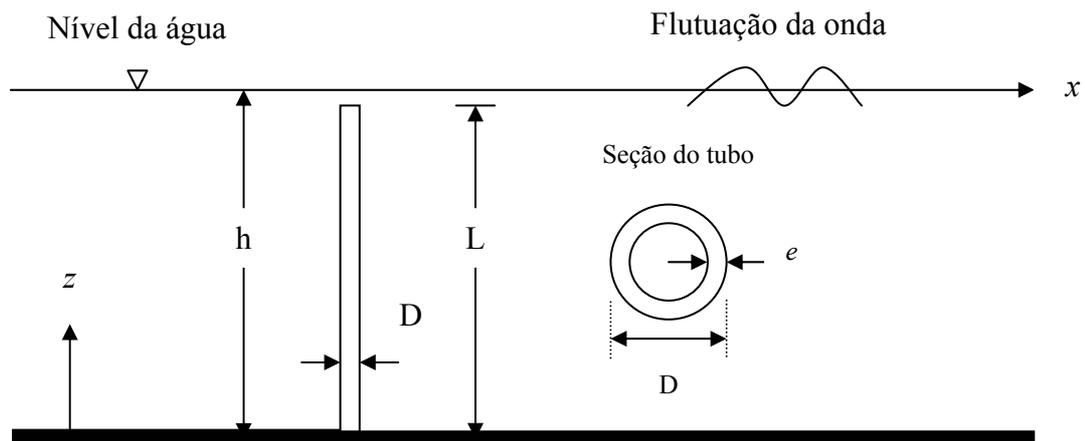


Figura 1: Diagrama esquemático do cilindro engastado no fundo do mar.

O comportamento do sistema estrutural é avaliado no domínio do tempo pelo método dos elementos finitos e o método de Newmark. Como o cilindro é dividido em vários elementos, temos um sistema com vários graus de liberdade. Neste caso, usamos o método de elementos finitos para montar as matrizes de massa, de amortecimento e de rigidez do sistema, com um número mínimo de elementos que

possa fornecer os primeiros modos de vibração com boa precisão. Detalhes destes procedimentos são mostrados na referência Sisquini (2001). Os dados do fluido, da estrutura e do material da estrutura estão na Tab. (1). As propriedades do material correspondem ao aço BS 4360: Grade 50D (Shetty e Baker, 1990b).

Tabela 1: Dados da estrutura e do fluido.

Estrutura		Fluido
Média	Desvio padrão	
L = 35,00 m		h = 60,00 m
D = 0,457 m		$\rho = 1,03E+3 \text{ kg/m}^3$
e = 0,016 m	0,004	$\nu = 1,19E-6 \text{ m}^2/\text{seg}$
A = 2,2167E-2 m ²		$C_M = 1,70$
I = 5,3959E-4 m ⁴		$C_D = 0,60$
E = 2,07E+11 N/m ²		$g = 9,81 \text{ m/seg}^2$
$\rho = 7,833E+3 \text{ kg/m}^3$		
$\sigma_{ys} = 380 \text{ MPa}$	30,40	
$K_{IC} = 100 \text{ MPa.m}^{1/2}$	25,00	
$\Delta K_{th} = 7,60 \text{ MPa.m}^{1/2}$	1,14	
C = 6,40E-12 m/ciclo	1,60E-12	
m = 3,0		
Y _S = 1,12		
n = 1,24		
B = 3,70E+12	9,25E+11	

Na tabela acima, ν é a viscosidade cinemática do fluido, C_D é o coeficiente de arraste, C_M é o coeficiente de inércia, g é a aceleração da gravidade no nível do mar, ρ é a massa específica do aço e da água, E é o módulo de elasticidade do aço, n é o coeficiente de forma, Y é um fator dependente das condições da junta tubular, A e I são a área e o momento de inércia da seção transversal do tubo.

3.1. Blocos de Onda

Neste trabalho, para determinarmos o efeito da excitação de cada estado de mar sobre o componente estrutural vertical isolado (resposta da estrutura no domínio do tempo), tendo como entrada a altura de onda significativa H_S e o período de onda dominante T_D , usamos a equação de Morison, que é dada por:

$$\mathbf{F}(t) = C_D \frac{\rho}{2} D |\mathbf{u}| \mathbf{u} + C_M \rho \frac{\pi D^2}{4} \dot{\mathbf{u}}, \quad (16)$$

onde \mathbf{u} e $\dot{\mathbf{u}}$ são os vetores velocidade e aceleração das partículas de água incidindo normalmente ao cilindro, respectivamente. Como a altura de onda será constante durante o procedimento de cálculo, o que temos na realidade é um bloco de onda ao invés de um estado de mar. Por isto, trocamos o termo estado de mar por bloco de onda. Os parâmetros utilizados nesta análise, para cada bloco de onda, são encontrados na Tab. (2) (Pook, 1989). A seguir, aplicamos a FFT (*Fast Fourier Transform*) com o objetivo de obtermos a resposta estrutural no domínio da freqüência para cada bloco de onda com duas finalidades: (1) determinarmos as

propriedades do espectro de carga para que sejam usadas no procedimento de determinação dos parâmetros das funções densidade de probabilidade de faixas de carga, que por sua vez serão usados nos cálculos de vida sob fadiga que evitam a simulação de carregamento e a contagem de ciclo pelo método *rainflow*; (2) serem usados na simulação de carregamento aleatório no domínio do tempo nos procedimentos de cálculos de vida sob fadiga com simulação de carregamento e contagem de ciclo pelo método *rainflow*. Detalhes destes procedimentos são mostrados na referência Sisquini (2001).

Tabela 2. Dados dos blocos de onda.

Bloco de onda	Parâmetros do bloco de onda			Propriedades calculadas do espectro de tensão		
	H _S (m)	T _D (s)	F _T	σ (MPa)	$\alpha = (1 - \varepsilon^2)^{1/2}$	N _o (Hz)
1	1,75	7,19	0,385	3,3497	0,9881	0,1383
2	2,55	7,93	0,285	6,0679	0,9744	0,1267
3	3,40	8,70	0,175	9,5410	0,9583	0,1150
4	4,15	9,35	0,0718	13,0230	0,9412	0,1067
5	4,80	10,00	0,0340	16,6159	0,9242	0,1017
6	5,45	10,53	0,0216	20,3998	0,9194	0,0950
7	6,15	11,24	0,0131	25,5951	0,8571	0,0900
8	6,90	11,76	0,00678	31,5420	0,7761	0,0867
9	7,80	12,50	0,00334	41,0451	0,6806	0,0817
10	8,80	13,33	0,00154	55,1889	0,5679	0,0767
11	10,35	14,71	0,000797	87,8874	0,4884	0,0700
12	13,60	17,54	0,000043	211,7305	0,4494	0,0667

3.2. Geração da Seqüência de Blocos de Onda

Para um dado conjunto de blocos de onda, um número N de ciclos de carga pode ser gerado por um computador e arranjado numa seqüência finita por meio de um seqüenciamento aleatório dos blocos de onda, portanto, quando uma trinca de comprimento inicial, a_0 , está sujeita a estas cargas aleatórias, resultará num comprimento de trinca a . Neste trabalho, vários programas de computador são desenvolvidos onde um comprimento de trinca inicial é avançado NB blocos ciclicamente, cada bloco contendo NCB_i ciclos (i se refere ao bloco de onda gerado aleatoriamente, pois cada bloco de onda tem um número de ciclos por bloco diferente). Para cada história de carga aleatória, um comprimento de trinca aleatório é produzido a cada bloco de NCB_i ciclos a partir de um comprimento de trinca inicial a_0 , conforme mostra a Fig. (2).

A duração de cada bloco de carregamento neste trabalho será de 10 minutos (600 segundos), como um ano tem 525600 minutos, isto significa que um ano corresponderá a 52560 blocos de carregamento. Como vamos usar o tempo de uma semana como ponto de armazenagem do tamanho de trinca, que serve para montarmos os gráficos $a-N$, cada semana corresponderá a 1008 blocos de carregamento de 10 minutos. Além disso, todas as simulações de vida sob fadiga são realizadas usando um programa de simulação que gera a seqüência de blocos de onda, de tal forma que, após a simulação, as frações de tempo de ocorrência simuladas dos blocos de onda estejam bem próximos do que ocorre na prática. Este

programa de simulação, desenvolvido na referência Sisquini (2001), é baseado na matriz de probabilidades de transição de Markov e no método de Monte Carlo.

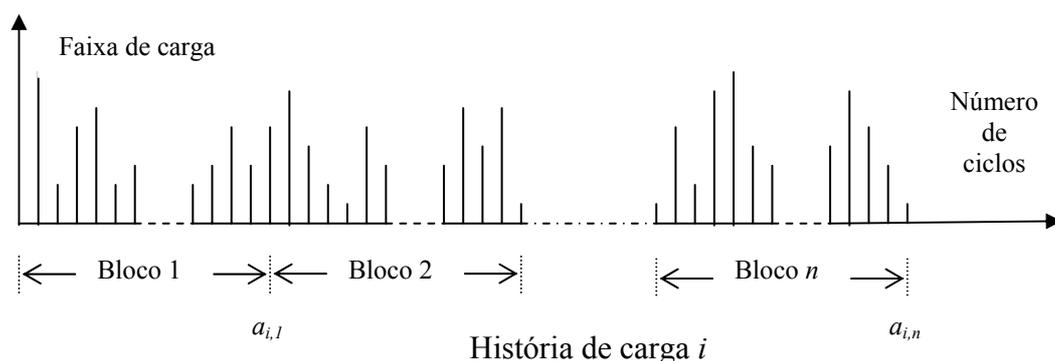


Figura 2. Esquema dos blocos de carregamento para cada história de carga i .

3.3. Cálculo da Tensão no Engaste

No caso de estruturas oceânicas, a falha geralmente ocorre na região chamada de *hot spot*, onde a tensão nas extremidades do membro estrutural (braço e corda) é multiplicada pelo fator de concentração de tensão, que não será levado em conta neste trabalho, com o objetivo de gerar a história de tensão local para a junta soldada. No caso de uma viga engastada, que é o nosso exemplo, a tensão máxima ocorre no engaste. Sabendo disso, vamos supor que há uma trinca de tamanho pré-definido (a_0) nesta posição. Como a determinação da faixa do fator de intensidade de tensão (ΔK) na posição da trinca necessita do valor da tensão atuante naquele instante, vamos calcular a tensão máxima nesta posição ao longo do tempo, utilizando o método dos elementos finitos e o método de Newmark.

4. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

No caso da curva S-N, usando os dados das Tab. (1) e (2), vamos calcular o DB/T total para o processo de banda estreita e banda larga. Assumindo que a falha ocorre quando $D = 1$, a vida sob fadiga estimada para cada caso é mostrada na Tab. (3). A Tab. (3) mostra ainda que a suposição de processo de banda estreita fornece resultados conservativos e que no processo de banda larga vamos ter um ganho de vida em torno de 17%.

Tabela 3: Vida sob fadiga estimada pelo cálculo direto.

	Banda estreita	Banda larga
Vida sob fadiga (anos)	17,7468	20,7475

No caso da aproximação pela mecânica da fratura, vamos apresentar na Tab. (4) os valores mais conservativos encontrados em cada modelo ciclo a ciclo para NHC = 100 e $a_0 = 1,0$ mm.

Tabela 4: Vida sob fadiga estimada para cada modelo ciclo a ciclo.

	MNICC	MFTE	MICCW
Vida sob fadiga (anos)	5,99	39,59	24,07

Os resultados apresentados na Tab. (5), obtidos pelo modelo não interativo ciclo a ciclo, com $NHC = 100$ e $a_c = 16$ mm, mostram a influência do tamanho de trinca inicial sobre a vida sob fadiga. Para fins de comparação, a Tab. (6) mostra qual seria o valor da vida sob fadiga obtido pelos modelos interativos ciclo a ciclo (de faixa efetiva, de Elber, de Wheeler) para um $a_0 = 0,1$ mm, que é o comprimento de trinca inicial correspondente a uma vida sob fadiga próxima ao do valor da obtida no cálculo baseado na curva S-N (em torno de 20 anos) quando usamos o modelo não interativo ciclo a ciclo, com $NHC = 100$ e $a_c = 16$ mm.

Tabela 5. Vida sob fadiga estimada para vários valores de tamanho de trinca inicial.

i	Tamanho de trinca inicial (mm)	Vida sob fadiga (anos)
1	1,00	6,0317
2	0,75	7,4185
3	0,50	9,3630
4	0,25	14,9723
5	0,10	21,4340

Tabela 6: Vida sob fadiga obtida pelos modelos interativos ciclo a ciclo.

$(a_0 = 0,1$ mm)	Wheeler	Elber
Vida sob fadiga (anos)	99,81	179,44

7. CONCLUSÕES

Os resultados mostram, como esperado, que a aproximação pela mecânica da fratura produz uma vida sob fadiga menor do que a obtida pela curva S-N, quando não consideramos a interação de carga. A aproximação pela curva S-N estima a vida sob fadiga de uma estrutura sem a presença de trincas iniciais, enquanto que a aproximação pela mecânica da fratura leva em conta a presença de um tamanho de trinca inicial, além de uma representação da variação das amplitudes de carga de uma forma mais apropriada. Esta diferença ocorre porque a fase de iniciação de uma trinca pode consumir uma significativa porção da vida sob fadiga da estrutura e introduzir erros não conservativos na estimativa da vida sob fadiga. As Tab. (3) e (4) mostram que a vida sob fadiga estimada pelo cálculo baseado na curva S-N se situa em torno de 20 anos, enquanto que a vida sob fadiga pelo MNICC se situa em torno de 6 anos, uma diferença de aproximadamente 14 anos.

Na aproximação pela mecânica da fratura, a vida sob fadiga estimada é sensível ao tamanho da trinca inicial da junta soldada da estrutura, ou seja, aumenta com a diminuição do tamanho de trinca inicial, sendo que o tamanho de trinca inicial igual a 0,1 mm, no caso do modelo não interativo ciclo a ciclo, Tabela (5), corresponde a uma vida sob fadiga próxima ao do valor da vida obtida pelo cálculo baseado na curva S-N, que foi um valor em torno de 20 anos para um processo de banda larga. Quando verificamos o valor da vida sob fadiga obtido pelos modelos interativos ciclo a ciclo para o mesmo tamanho de trinca inicial ($a_0 = 0,1$ mm), esta aumenta, em relação à da curva S-N, em até 5 vezes pelo modelo de Wheeler e em até 9 vezes pelo de Elber, como mostra a Tabela (6). Cabe lembrar que a literatura cita que as vidas experimentais obtidas de trincas curtas ($a_0 < 1$ mm) são menores do que as vidas preditas pelos métodos de trincas longas.

A vida sob fadiga obtida pelo cálculo baseado na curva S-N se situou em torno de 20 anos, enquanto que a vida sob fadiga obtida pelos modelos baseados no modelo interativo de Wheeler se situa em torno de 24 anos, ou seja, estes valores estão bem próximos. Já os modelos derivados do modelo de fechamento de trinca de Elber e dos modelos derivados do modelo ciclo a ciclo de faixa efetiva se situam em torno de 39 anos (quase o dobro dos da curva S-N). Portanto, dos três modelos que levam em conta o efeito de interação de carga, no caso, o de faixa efetiva, de Elber e de Wheeler, o mais conservativo é o modelo de Wheeler. Além disso, os resultados de vidas sob fadiga obtidos dos modelos derivados do modelo de fechamento de trinca de Elber e dos modelos derivados do modelo ciclo a ciclo de faixa efetiva mostram que estes modelos são muito semelhantes, pois os resultados são quase idênticos.

Os procedimentos de análise de integridade de estruturas oceânicas deste trabalho, baseados no dano de fadiga sob a ação de histórias de carga aleatórias, podem ser usados para análise de confiabilidade e de vida útil ao longo de um ciclo de vida completo de uma estrutura, que pode ser dividido em duas fases: (1) Fase de definição do projeto (global e detalhado) e (2) Fase de operação.

8. REFERÊNCIAS

- ALAWI, H., A Probabilistic Model for Fatigue Crack Growth under Random Loading, *Engineering Fracture Mechanics*, v. 23, n. 3, pp. 479-487, 1986.
- ALAWI, H., Fatigue Crack Growth Prediction under Random Peaks and Sequence Loading, *Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME*, v. 111, pp. 338-344, 1989.
- ELBER, W., The Significance of Fatigue Crack Closure, In: *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, pp. 230-242, 1971.
- GALLAGHER, J.P., The Role Crack Growth Life Prediction in Aircraft, *Materials Science and Engineering*, v. A-103, pp. 29-36, 1988.
- PARIS, P.C. e ERDOGAN, F., A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, *ASME Journal Basic Engineering*, Series D, v. 85, n. 4, pp. 528-534, 1963.
- POOK, L. P., Spectral Density Functions and the Development of Wave Action Standard History (WASH) Load Histories, *International Journal of Fatigue*, v. 11, n. 4, pp. 221-232, 1989.
- SHETTY, N.K. e BAKER, M.J., Fatigue Reliability of Tubular Joints in Offshore Structures: Fatigue Loading, in *Proceedings of the 9th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAЕ)*, Houston, v. VII, pp. 33-40, 1990a.
- SHETTY, N.K. e BAKER, M.J., Fatigue Reliability of Tubular Joints in Offshore Structures: Reliability Analysis, in *Proceedings of the 9th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAЕ)*, Houston, v. VII, pp. 231-239, 1990b.
- SISQUINI, G.R., *Vida Residual de Estruturas Oceânicas*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2001.
- WHEELER, O.E., Spectrum Loading and Crack Growth, *ASME Journal Basic Engineering*, v. 94, pp. 181-186, 1972.
- WIRSCHING, P.H. e LIGHT, M.C., Fatigue under Wide Band Random Stresses, *Journal of the Structural Division, ASCE*, v. 106, pp. 1593-1607, 1980.