

AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE ESTIMAÇÃO DA VIDA RESIDUAL DE ESTRUTURAS OCEÂNICAS BASEADOS NA CURVA S-N E NA MECÂNICA DA FRATURA

Geraldo Rossoni Sisquini^a, Marcílio Sousa da Rocha Freitas^b

^a *D.Sc., Professor do Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Espírito Santo, Av. Fernando Ferrari, 514, Goiabeiras - Vitória (ES) - Brasil, sisquini@npd.ufes.br*

^b *D.Sc., Professor do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PROPEC) - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto (MG) - Brasil, marcilio@em.ufop.br*

Palavras-chave: Confiabilidade, Mecânica da Fratura, Curva S-N, Propagação de Trinca por Fadiga, Ação de Ondas do Mar.

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 solitação 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.

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 aplicação da curva S-N fornece a vida sob fadiga de uma estrutura sem a presença de trincas iniciais e sujeita a carregamentos com frequência e amplitude constantes. Convém lembrar que a fase de iniciação de trinca pode consumir uma porção significativa da vida sob fadiga e que seu efeito introduz erros não conservativos na estimação da vida sob fadiga. A variação da amplitude de carregamento é uma fonte adicional de incerteza. Como a inspeção subaquática de estruturas oceânicas já instaladas é difícil, é essencial levarmos em conta o maior tamanho de defeito possível no cálculo da vida sob fadiga. A aproximação da mecânica da fratura considera o tamanho de defeito inicial juntamente com as variações nas amplitudes de carga de uma maneira apropriada. A estimativa de vida sob fadiga na mecânica da fratura é sensível ao tamanho da trinca inicial. Portanto, em comparação com a curva S-N, a mecânica da fratura geralmente produz estimativas menores de vida sob fadiga. Um dos objetivos deste artigo é exatamente fazer esta comparação. Além disso, os modelos desenvolvidos terão um caráter probabilístico para levar em conta a aleatoriedade dos parâmetros envolvidos nos procedimentos de estimação de vida sob fadiga, principalmente o carregamento aleatório das ondas do mar.

2. MODELOS BASEADOS NAS CURVAS S-N

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 proposta 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 frequentemente 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 estimação de vida sob fadiga baseados na curva S-N, como a regra de dano acumulativo linear ou de Palmgren-Miner.

2.1. Regra de Acumulo de Dano Linear

A regra de acumulo de dano linear (RDL) tem como objetivo determinar a vida sob fadiga até que o dano seja maior ou igual a 1, ou seja, vamos considerar que a falha por fadiga ocorre quando $D \geq 1$. Este modelo usa o método de Monte Carlo para simular o carregamento de ondas do mar e a equação dada por:

$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{n_i}{N_i}, \quad n_i \leq N_i, \quad (2)$$

onde D é o total de dano acumulado e D_i é a fração de dano em qualquer nível de tensão S_i que é linearmente proporcional à razão entre n_i , o número de ciclos de operação sob esta amplitude de tensão, e N_i , o número total de ciclos que produziria uma falha naquele nível de tensão.

Na RDL, a medida de dano é simplesmente a razão de ciclo com a suposição básica de absorção de trabalho constante por ciclo, onde a falha é admitida ocorrer quando $D \geq 1$. A literatura mostra que valores típicos de D na falha variam de 0.5 a 2.0. A curva dano versus razão de ciclo é simplesmente uma diagonal, independente dos níveis de carregamento. As principais deficiências com a RDL são a independência com a seqüência de carga e a falta de consideração dos efeitos de interação de cargas.

2.2. Cálculo da Vida sob Fadiga sem a Simulação de Carregamento Aleatório

Wirsching e Light (1980) apresentaram uma expressão para a estimação 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, o dano no i -ésimo estado de mar é dado por:

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

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:

$$D_{BE} = \frac{(2\sqrt{2})^m T}{B} \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) \sum_i F_{Ti} N_{0i} \sigma_i^m, \quad (4)$$

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

$$D_{BLi} = \lambda_i D_{BEi}, \quad (5)$$

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 . Tal função é dada por:

$$\lambda_i = a + (1-a)(1-\varepsilon_i)^b, \quad a = 0,926 - 0,033m, \quad b = 1,587m - 2,323. \quad (6)$$

3. APROXIMAÇÃO PELA 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 dado por:

$$K = Y_F Y_S S \sqrt{\pi a}, \quad \text{ou} \quad \Delta K = Y_F Y_S \Delta S \sqrt{\pi a} = f(a) \Delta S, \quad (7)$$

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, o fator Y_S pode ser tomado como 1,12.

4. MODELOS CICLO A CICLO BASEADOS NA MECÂNICA DA FRATURA

As tensões cíclicas causadas por carregamento de ondas do mar são aleatórias por natureza, conseqüentemente, a análise de fadiga de estruturas sujeitas a este carregamento aleatório é muito complicada. O ideal é que a análise de fadiga seja baseada numa aproximação ciclo a ciclo, que geralmente exige um longo tempo para calcular, mas que tem sido largamente usado na indústria aeroespacial para levar em conta o efeito de seqüência de carga. Uma indústria em particular, a indústria offshore, tem enfrentado um agudo problema em termos de durabilidade que é devido à necessidade de trabalhar num ambiente hostil, onde o componente mais crítico é a junta soldada.

A estimação de vida estrutural é uma função de quatro variáveis: geometria, material, qualidade e uso. O parâmetro da análise de mecânica da fratura K proporciona uma forma de descrevermos as influências da tensão, portanto, descreve o uso, a forma da estrutura descreve a geometria, o tamanho da trinca descreve a qualidade, enquanto que um conjunto de banco de dados da taxa de propagação de trinca descreve o material.

Uma estimação de vida de propagação de trinca é baseada num algoritmo de integração de dano que processa a informação de uso (tensão) incrementalmente, de alguma medida da qualidade inicial (comprimento de trinca inicial), até que a falha ocorra. O algoritmo de integração de dano leva em conta as influências da geometria da estrutura e do material sobre o processo de propagação do dano.

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):

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^N \Delta a_i = a_0 + \sum_{i=1}^N \left. \frac{da}{dN} \right|_i, \quad (8)$$

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 Equação (9), 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 estimação de vida ciclo a ciclo serão feitos baseados nesta equação, ou seja, a descrição obtida dos dados de amplitude constante é usado em conjunto com o evento corrente de fator de intensidade de tensão para calcular as contribuições incrementais da propagação daquele evento.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m. \quad (9)$$

As tradicionais equações de propagação de trinca de fadiga são baseadas em experimentos de fadiga com nível de tensão fixo, ou seja, carregamento cíclico, homogêneo e de amplitude constante. Não levam em conta os chamados efeitos de interações devido a irregularidades de carregamento, como o do carregamento aleatório. Ao contrário do carregamento de amplitude constante, o incremento de propagação de trinca de fadiga depende, em geral, não somente do tamanho de trinca atual e da carga aplicada, mas também da história de carga anterior. Os efeitos de interação ou de seqüência de carga têm significativa influência sobre a taxa de propagação de trinca de fadiga e, conseqüentemente, sobre a vida à fadiga.

Um dos importantes efeitos de interação de carga é o retardo na propagação de trinca de fadiga após uma sobrecarga de tração suficientemente grande. Como mostra a Figura 1, os efeitos de seqüência de carga são um resultado de interações de carga. O retardo permanece em efeito por algum período após a sobrecarga. O número de ciclos durante a retardada propagação está relacionado ao tamanho da zona plástica desenvolvida devido à sobrecarga. Quanto maior a zona plástica gerada pela sobrecarga, mais longo o retardo de propagação de trinca. Em geral, mais longo retardo ocorre com o aumento da magnitude da sobrecarga ou com a repetição da sobrecarga durante o período de propagação de trinca (sobrecargas múltiplas). Aplicação de blocos de sobrecargas, ao invés de uma simples sobrecarga, também aumenta o período de retardo.

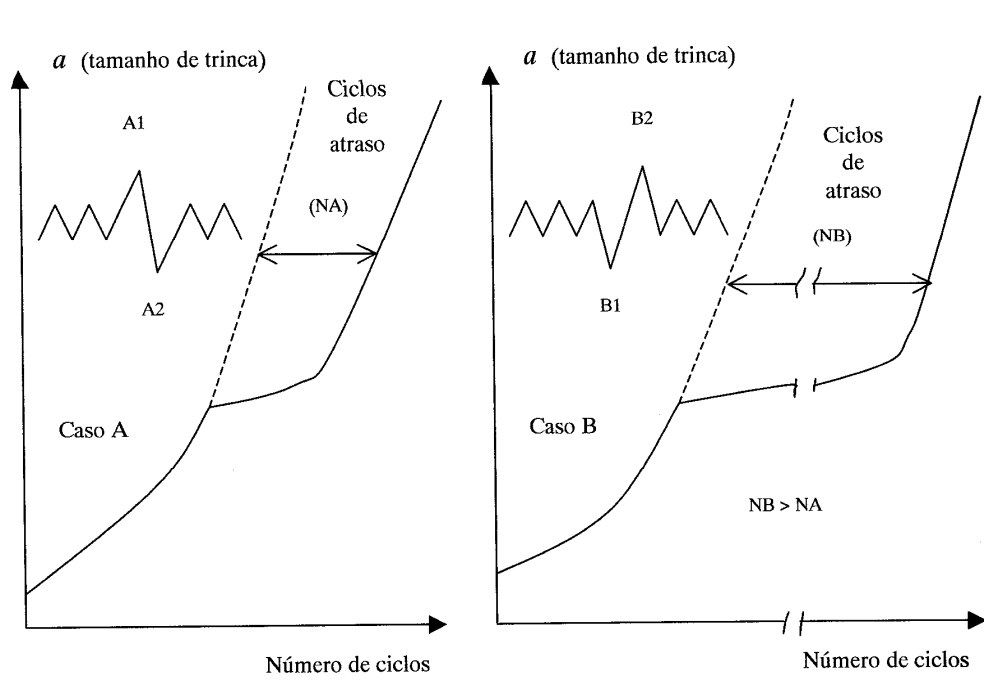


Figura 1: Diferentes atrasos dependendo da seqüência no pico do ciclo de carga. Caso A: positivo → negativo.
Caso B: negativo → positivo.

Não há um método padrão geral para a estimação 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. Alguns métodos de estimação de vida ciclo a ciclo que serão desenvolvidos neste trabalho são apresentados a seguir.

4.1. Modelo Não Interativo Ciclo a Ciclo (MNICC)

O comprimento de trinca é representado pela Eq. (8), 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 leva 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). O fluxograma do método é mostrado na Figura 2.

4.2. Modelo Não Interativo Ciclo a Ciclo de Faixa de Carga Efetiva (MCCFCE)

Apresenta as mesmas deficiências que o modelo anterior, entretanto, fornece respostas menos conservadoras que o modelo não interativo ciclo a ciclo. Modelo semelhante ao anterior, sendo diferente na forma de calcular a faixa de carga, cujo fluxograma do método é o mesmo da Figura 2. Se considerarmos que uma tensão compressiva causará fechamento de trinca e não contribuirá com a propagação de trinca, então a faixa de tensão efetiva pode ser definida como (WU, 1993):

$$\Delta S_{ef} = \begin{cases} S_{\max} - S_{\min}, & \text{se } S_{\max} > 0 \text{ e } S_{\min} > 0 \\ S_{\max}, & \text{se } S_{\max} > 0 \text{ e } S_{\min} < 0 \\ 0, & \text{se } S_{\max} < 0 \end{cases} \quad (10)$$

As notações *máx* e *mín* acima significam as máximas e mínimas leituras de um ciclo de tensão obtido do resultado do método *rainflow* de contagem de ciclo.

4.3. 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 carga for maior do que a carga que separa ou abre completamente as faces da trinca, como mostra a Figura 3. Neste caso, a faixa de carga 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 carga efetiva estimará os efeitos de interação de carga sobre a propagação de trinca. Esta faixa de carga efetiva é introduzida na geração de carga, proporcionando um fluxograma semelhante ao da Figura 2. Este modelo é frequentemente usado para estimar a propagação de trinca com retardo causado por sobrecargas. Se a equação da lei de Paris-Erdogan é usada, temos:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{ef})^m, \quad (11)$$

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.

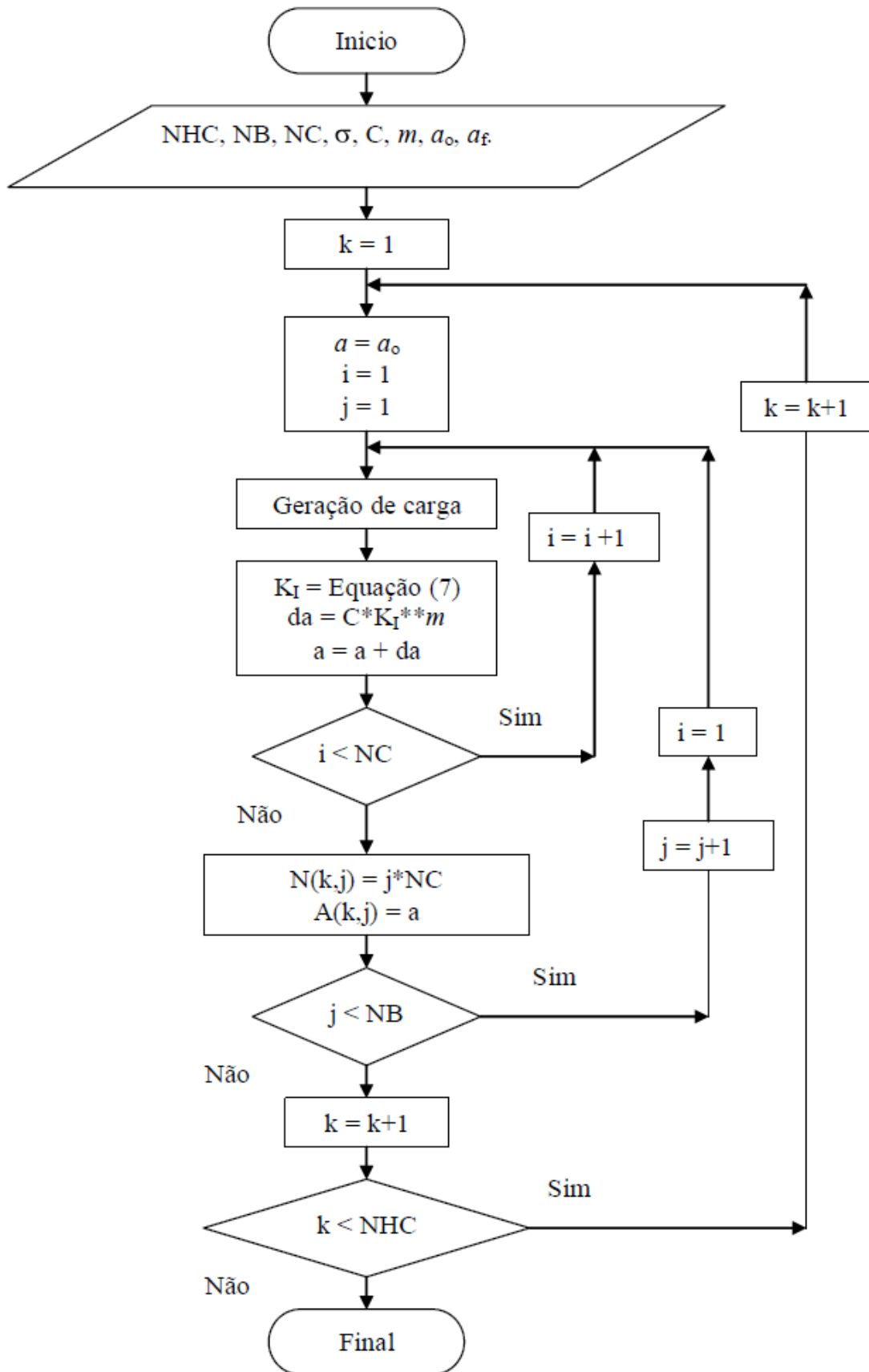


Figura 2: Fluxograma para o cálculo da propagação de trinca de fadiga sob carregamento aleatório pelo modelo não interativo ciclo a ciclo.

No caso de aços estruturais, K_{op} está próximo de zero. Neste trabalho, vamos assumir que $K_{op} = K_{mín}$ para $K_{mín} > 0$, ou seja, para $R > 0$, e $K_{op} = 0$ para $K_{mín} < 0$, ou seja, para $R < 0$ (Shetty e Baker, 1990a). Portanto, temos:

$$U = \begin{cases} 1 & , \text{ para } R > 0 \\ 1/(1-R) & , \text{ para } R < 0 \end{cases} \quad (12)$$

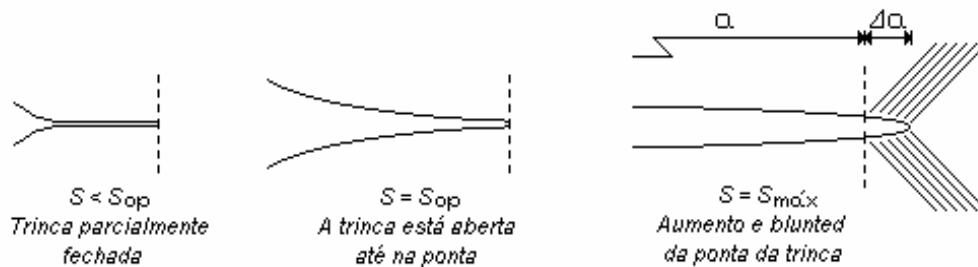


Figura 3: Uma idealizada abertura de trinca bidimensional como um mecanismo de desdobramento suave (*smooth unfolding*): a) trinca parcialmente fechada, b) trinca aberta até a ponta, e c) aumento ou embotamento (*blunted*) da ponta da trinca.

4.4. 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. O fluxograma do método é mostrado na Figura 4. A relação da taxa de propagação de trinca com retardo com a taxa de propagação de trinca associada com o carregamento de amplitude constante é dada por:

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{Sobrecarga} = c_p \cdot \left(\frac{da}{dN} \right)_{CAC}, \quad \text{ou seja,} \quad (13)$$

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^N c_{pi} f(\Delta K_i), \quad (14)$$

com o fator de retardo, $c_p \leq 1$, dado por (Figura 5)

$$c_p = \begin{cases} \left(\frac{R_y}{a_p - a} \right)^n, & a + R_y < a_p, \\ 1, & a + R_y \geq a_p, \end{cases} \quad (15)$$

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. Neste trabalho, vamos usar o mesmo expoente de forma usado por Tomita et al. (1995), $n = 1,24$, pois é o que mais se aproxima das propriedades do material adotado nas simulações. 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. (7) e σ_{ys} é a tensão de escoamento, é dado por:

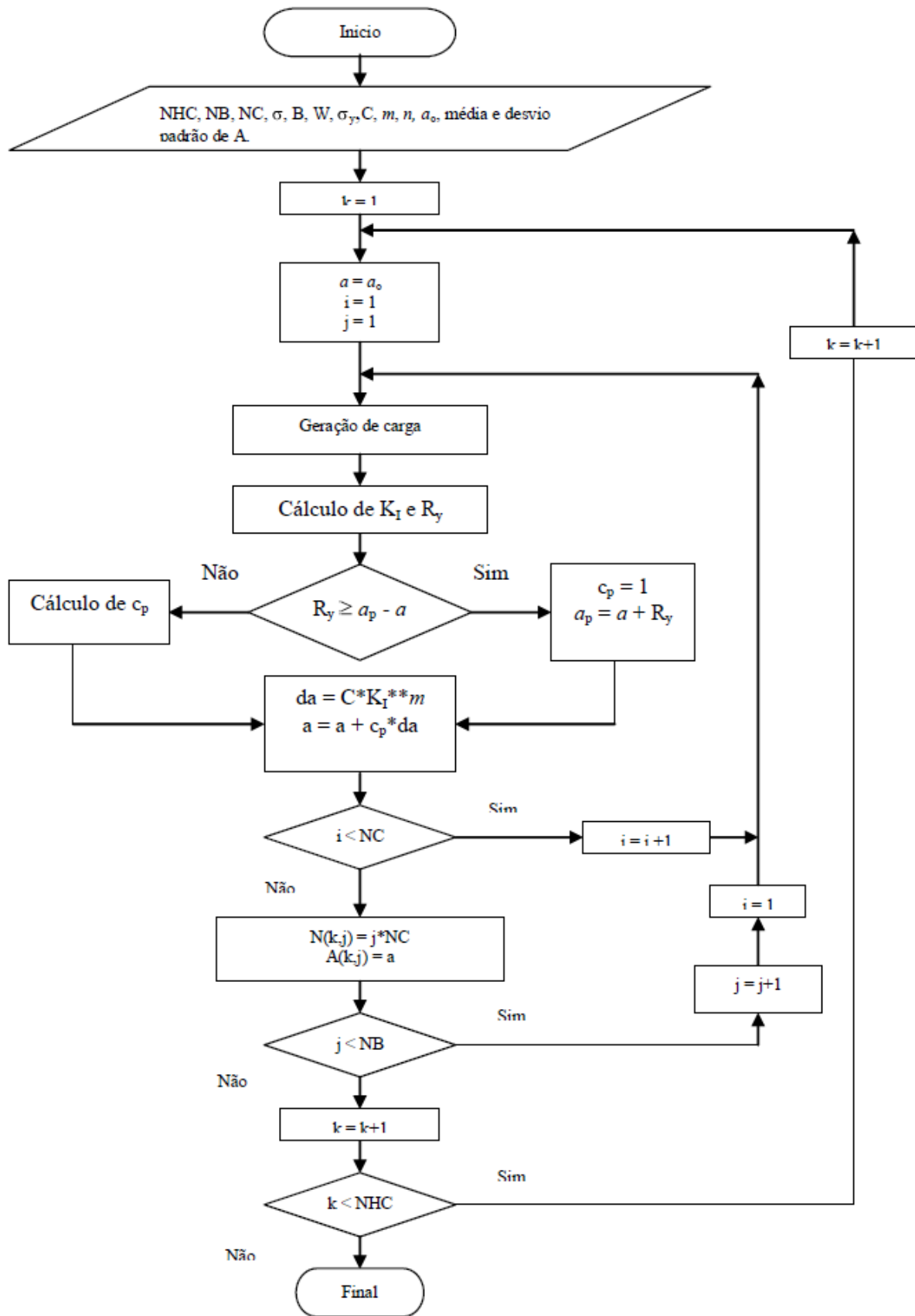


Figura 4: Fluxograma para o cálculo da propagação de trinca de fadiga sob carregamento aleatório baseado no modelo de Wheeler.

$$R_y = \frac{1}{4\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\Delta K_I}{\sigma_{ys}} \right). \quad (16)$$

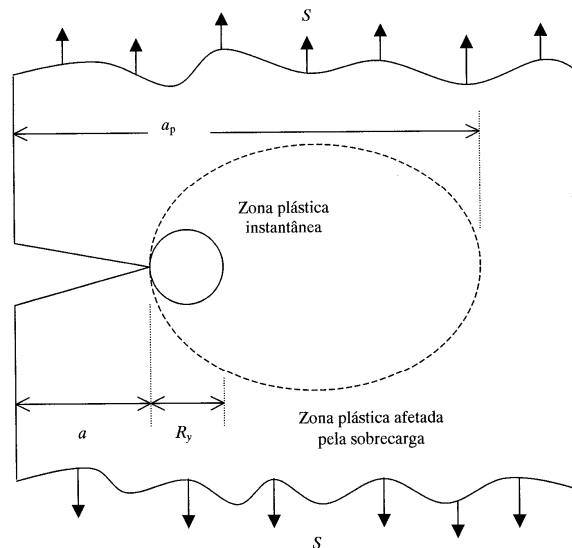


Figura 5: Zona plástica na ponta da trinca no modelo de Wheeler.

5. ANÁLISE DE CONFIABILIDADE À FADIGA DE COMPONENTES MECÂNICOS E ESTRUTURAIS

A confiabilidade é a probabilidade de um componente, aparelho, equipamento ou sistema executar sua entendida função por um específico período de tempo sob um dado conjunto de condições. Embora os detalhes da aplicação possam diferir dependendo do sistema analisado (mecânico, elétrico, químico, etc.), os conceitos de confiabilidade são os mesmos independentemente dos campos de aplicação da engenharia. Atualmente, as considerações de confiabilidade ocupam cada vez mais um papel importante na prática de engenharia, principalmente na confiabilidade estrutural que é a área de aplicação deste trabalho, tendo como mecanismos de falha a fadiga e a fratura por propagação de trinca de fadiga.

5.1. ANÁLISE POR ACÚMULO DE DANO - CURVAS S-N

Como o mecanismo de falha é a fadiga, a falha ocorre quando

$$\Delta - D(N) \leq 0, \quad (17)$$

onde \$N\$ é o número de ciclos até o acúmulo de dano \$D(N)\$, \$D\$ é dado pela equação (2) e \$\Delta\$ é o valor do índice de dano de Palmgren-Miner. Neste caso, a probabilidade de falha \$P_F\$ (\$R\$ é a confiabilidade) é dada por:

$$P_F = 1 - R = P(g(\mathbf{Z}) = 0) = P(\Delta - D = 0), \quad (18)$$

As variáveis aleatórias \$D\$ e \$\Delta\$ são chamadas de variáveis básicas e designadas por \$\mathbf{Z}\$, tal que, a superfície dada por \$g(\mathbf{Z}) = g(\Delta, D) = \Delta - D = 0\$ é chamada de superfície de estado limite. Para estruturas offshore, \$\Delta\$ é recomendado como uma variável lognormal com uma média de 1.0 e desvio padrão de 0.3 (ENGESVIK *et al.*, 1987). WIRSCHING e CHEN (1988)

apresentaram tabela de dados de Δ para vários critérios de projeto de fadiga.

5.2. ANÁLISE POR PROPAGAÇÃO DE TRINCA DE FADIGA: CURVAS a - N

Para um dado comprimento de trinca crítico a_c , a falha ocorre quando

$$a_c - a(N) \leq 0, \quad (19)$$

onde N é o número de ciclos até o tamanho de trinca instantâneo $a(N)$ e a_c é o comprimento de trinca crítico. Neste caso, a confiabilidade é pensada como a probabilidade de que o comprimento de trinca crítico excede o comprimento de trinca instantâneo, ou seja, temos $P(a_c - a > 0)$.

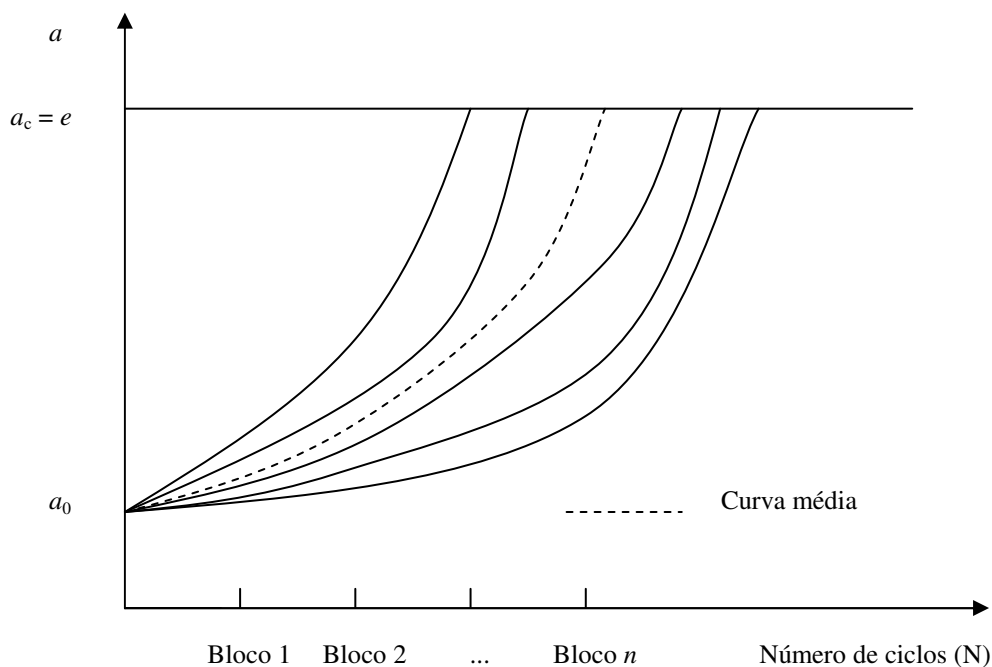


Figura 6: Dispersão no comprimento de trinca de fadiga sob carregamento aleatório.

Para estudarmos o comportamento da variação das curvas de propagação de trinca e então estimarmos a confiabilidade à fadiga, o procedimento de soma dos incrementos de trinca, representado pela Equação (8) e mostrado no fluxograma da Figura 2, será repetido várias vezes. Diferentes curvas de propagação de trinca são assim obtidas, cada das quais representa uma função amostra indicando o comportamento de propagação de trinca aleatório sob as mesmas condições de carregamento aleatório. Análises estatísticas são então executadas sobre todas as curvas de propagação de trinca, que nos darão o comportamento médio da propagação de trinca e a informação de confiabilidade à fadiga no final de cada bloco de carregamento (Figura 6).

6. MODELAGEM DO PROBLEMA

O exemplo utilizado para cálculos de estimação 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. Algumas restrições e suposições com respeito ao problema são:

1. Para fins de estimação de fadiga, é assumido que um processo aleatório não estacionário, $S(t)$, pode ser descrito por uma seqüência de k processos aleatórios estacionários e ergódicos, $S_i(t)$. A fração do tempo que $S_i(t)$ atua é dado por F_{Ti} ;
2. A temperatura ambiente é tal que a fadiga não é afetada e a curva S-N ou da/dN em função ΔK não se desloca com o tempo, como pode ocorrer em um ambiente muito corrosivo.

6.1. Discretização da Estrutura e do Meio Fluido

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 , conforme Figura 7. 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 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 Tabela 1. As propriedades do material correspondem ao aço BS 4360: Grade 50D (Shetty e Baker, 1990b).

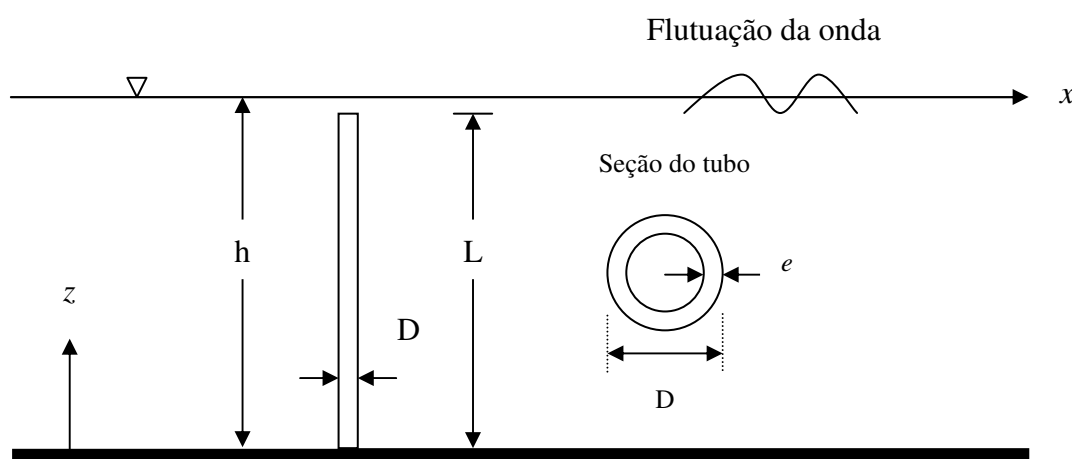


Figura 7: Diagrama esquemático do cilindro engastado no fundo do mar.

Na Tabela 1, 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. As variáveis σ_{ys} , K_{IC} , ΔK_{th} e C seguem uma distribuição lognormal.

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	

As frequências naturais de vibração da estrutura no vácuo são dadas por:

$$f_i = \frac{\beta_i^2}{2\pi L^2} \left(\frac{EI}{\bar{m}} \right)^{1/2}, \quad (20)$$

onde \bar{m} é a massa por unidade de comprimento e β_i igual a 1.875, 4.694 e 7.855, são os três primeiros modos de vibração do sistema (Veja Tabela 2).

Tabela 2: Frequências e períodos dos primeiros modos naturais de vibração.

Modos naturais de vibração	No vácuo				No fluido	
	Equação (11.1)		Elementos finitos		Elementos finitos	
	f_i	T_i	f_i	T_i	f_i	T_i
1	0,3663	2,7297	0,3663	2,7297	0,2825	3,5393
2	2,2960	0,4355	2,2950	0,4357	1,7701	0,5649
3	6,4295	0,1555	6,4295	0,1557	4,9548	0,2018
4	-	-	12,5826	0,0795	9,7059	0,1030

6.2. Estado de Mar

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:

$$\mathbf{F}(t) = C_D \frac{\rho}{2} D |\mathbf{u}| \mathbf{u} + C_M \rho \frac{\pi D^2}{4} \dot{\mathbf{u}}, \quad (21)$$

onde \mathbf{u} e $\dot{\mathbf{u}}$ são os vetores velocidade e aceleração das partículas de água incidindo normalmente ao cilindro, respectivamente, D é o diâmetro do cilindro, ρ é massa específica do fluido, C_D é o coeficiente de arraste e C_M é o coeficiente de inércia. O coeficiente de inércia, que depende da geometria da seção transversal do elemento estrutural, é dado por: $C_M = (1 + C_{ad})$, onde C_{ad} é o coeficiente de massa adicional. Tanto C_M como C_D , que depende do número de Reynolds, são obtidos experimentalmente. Os parâmetros utilizados nesta análise, para cada estado de mar, são encontrados na Tabela 3 (Pook, 1989). A seguir, aplicamos a FFT (*Fast Fourier Transform*) com o objetivo de obtermos a resposta estrutural no domínio da frequência para cada estado de mar 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*. A sequência destes procedimentos são mostrados na Figura 8 (Sisquini, 2001).

Tabela 3: Dados dos estados de mar.

Estado de mar	Parâmetros do estado de mar			Propriedades calculadas do espectro de carga		
	H_S (m)	T_D (s)	Fração de tempo (P)	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

6.3. Geração da Sequência de Estado de Mar

Para um dado conjunto de estado de mar, um número N de ciclos de carga pode ser gerado por um computador e arranjado numa sequência finita por meio de um seqüenciamento aleatório dos estados de mar, portanto, quando uma trinca de comprimento inicial, a_o , 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 estado de mar gerado aleatoriamente, pois cada estado de mar 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_o , conforme mostra a Figura 9.

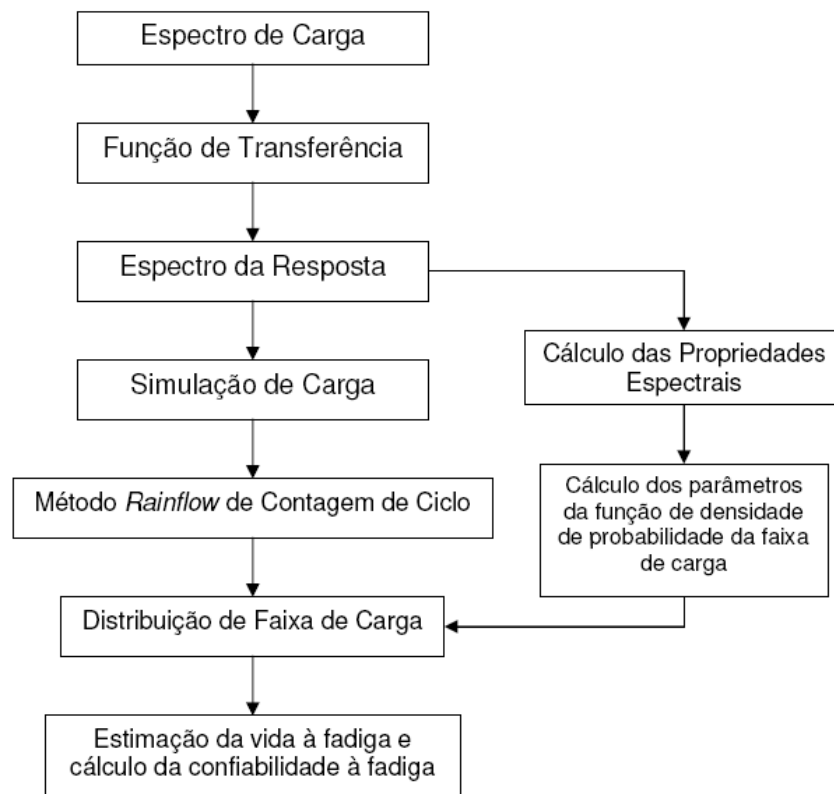


Figura 8: Fluxograma do modelo de estimacão de vida à fadiga e do cálculo da confiabilidade à fadiga.

A duraco 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 seqncia 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.

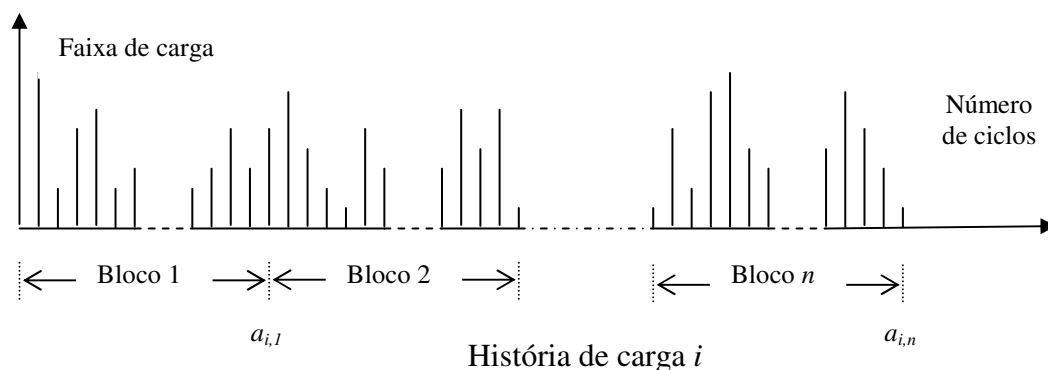


Figura 9: Esquema dos blocos de carregamento para cada história de carga i .

6.4. 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) são multiplicadas 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.

7. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

No caso da curva S-N, usando os dados das Tabelas 1 e 3, 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 Tabela 4. A Tabela 4 mostra 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 4: Vida sob fadiga estimada pela 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 Tabela 5 os valores mais conservativos encontrados em cada modelo ciclo a ciclo para $NHC = 100$ e $a_0 = 1,0$ mm.

Tabela 5: Vida sob fadiga estimada para cada modelo ciclo a ciclo.

	MNICC	MCCFCE	MFTE	MICCW
Vida sob fadiga (anos)	5,99	38,62	39,59	24,07

Os resultados apresentados na Tabela 6, 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 Tabela 7 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 6: 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 7: Vida sob fadiga obtida pelos modelos interativos ciclo a ciclo.

$(a_0 = 0,1 \text{ mm})$	MICCW	MFTE	MCCFCE
Vida sob fadiga (anos)	99,81	179,44	180,25

8. 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 estimação da vida sob fadiga. As Tabelas 4 e 5 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 6, 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 ($a_0 = 0,1 \text{ mm}$), 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 7. Cabe lembrar que a literatura cita que as vidas experimentais obtidas de trincas curtas ($a_0 < 1 \text{ mm}$) são menores do que as vidas previstas 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.

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.
- ENGESVIK *et al.*, Literature Survey on Parameter Uncertainties Related to Structural Analysis of Marine Structures. SINTEF, Report STF71 A87008, 1987.
- 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 (OMAE)*, 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 (OMAE)*, 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.
- TOMITA, Y., MATOBA, M. e KAWABE, H., "Fatigue Crack Growth Behaviour under Random Loading Model Simulating Real Encountered Wave Condition", *Marine Structures*, Vol. 8, pp. 407-422, 1995.
- WHEELER, O.E., Spectrum Loading and Crack Growth, *ASME Journal Basic Engineering*, v. 94, pp. 181-186, 1972.
- WIRSCHING, P.H. e CHEN, Y.N., "Considerations of Reliability-Based Fatigue Design for Marine Structures", *Marine Structures*, Vol. 1, pp. 23-45, 1988.
- 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.
- WU, W.-F., Computer Simulation and Reliability Analysis of Fatigue Crack Propagation under Random Loading, *Engineering Fracture Mechanics*, v. 45, n. 5, pp. 697-712, 1993.