CAPÍTULO 12

A PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DE FADIGA

A falha por fadiga em componentes mecânicos inicia-se nos pontos mais solicitados, na forma de pequenas trincas que vão crescendo e reduzindo a seção resistente do componente, até que uma sobrecarga leve à ruptura final, com uma propagação brusca da trinca. A resistência à fadiga do componente deve ser analisada de forma diferente para o período de nucleação da trinca e para o período de propagação, pois os fenômenos envolvidos são distintos. Em muitos casos, principalmente em componentes de grandes dimensões, o material não pode ser considerado homogêneo, pois sempre existem defeitos oriundos do processo de fabricação. Nestes casos, a vida de fadiga depende só da resistência à propagação dos defeitos do material, já que a nucleação da trinca é imediata, a partir do defeito. A previsão da resistência mecânica deve nestes casos levar em conta explicitamente a propagação da trinca. A vida é calculada unicamente pela propagação do defeito desde seu tamanho inicial até o correspondente tamanho crítico, que depende do material, do carregamento e da geometria. A previsão de vida depende diretamente da velocidade de propagação da trinca, da/dN, ou å, a qual é função da solicitação cíclica no extermo da trinca, caracterizada por ΔK.

12.1 - A CORRELAÇÃO å - ΔK.

O término da vida útil de uma estrutura, por sua ruptura brusca, fica definido pelo fator de intensidade de tensão crítico, K_{IC} ou K_C, conforme estejamos em um estado plano de deformações ou não. A vida útil entretanto depende da velocidade de crescimento da trinca, desde um tamanho microscópico até o tamanho crítico requerido para ruptura final. A velocidade de propagação da trinca depende da solicitação que está atuando. O fator de intensidade de tensão fornece um parâmetro único, que descreve a magnitude do estado de tensões existente nas proximidades do extremo da fissura, e como sua propagação é um fenômeno localizado, dependendo portanto deste estado de tensões, o conceito do fator de intensidade de tensão pode ser usado para um enfoque quantitativo na interpretação do comportamento de propagação da trinca por fadiga.

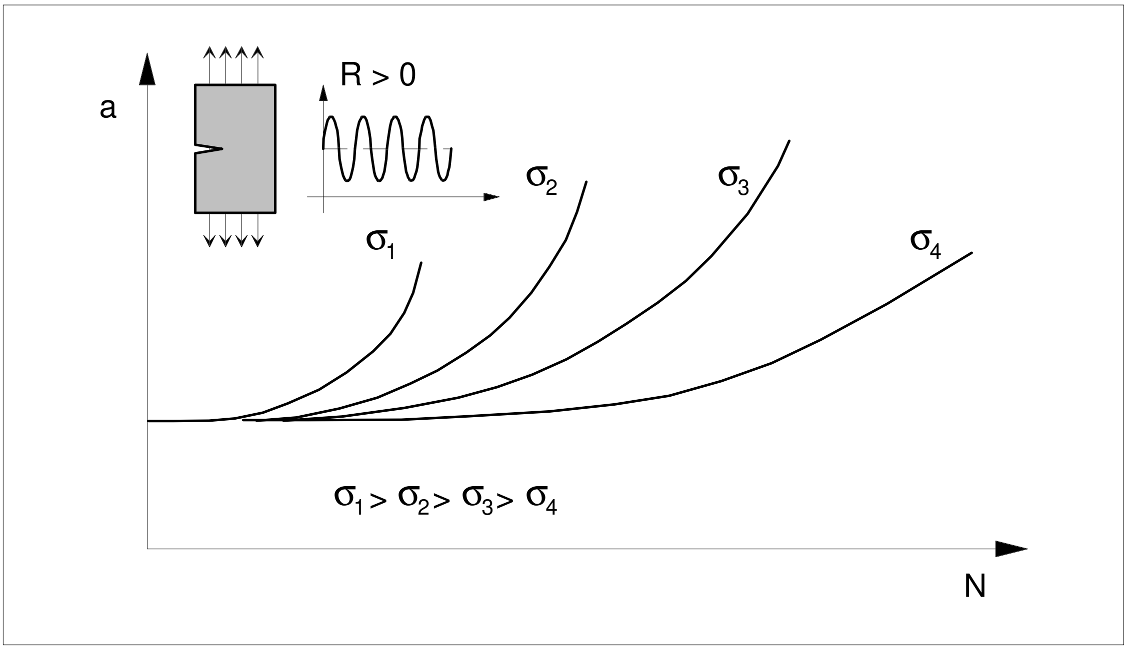

Figura 12.1 - Curvas a - N, de crescimento do tamanho da trinca contra vida, para vários níveis da tensão cíclica.

Os dados de propagação da trinca são obtidos monitorando o seu tamanho durante o ensaio, obtendo-se a curva de seu crescimento. A trinca, no início, cresce lentamente, porém, conforme aumenta de tamanho a velocidade de crescimento sobe rapidamente, levando à ruptura final num curto espaço de tempo. A velocidade de propagação, ou seja, da/dN, ou simplesmente å, quando colocada em um gráfico em termos da parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK, resulta em uma curva tipicamente da forma mostrada na figura 12.2.

O valor de ΔK é calculado assumindo um valor constante para o tamanho da trinca (no ciclo considerado), sendo calculado a partir da variação de carga. Se o ciclo for sempre trativo ($\sigma_{mín} > 0$), então

$$\Delta K = Y \Delta\sigma \sqrt{\pi\, a} \tag{12.1}$$

e no caso de haver tensões da compressão, ΔK é calculado usando somente a parcela sob tração do ciclo, que solicita a frente da trinca.

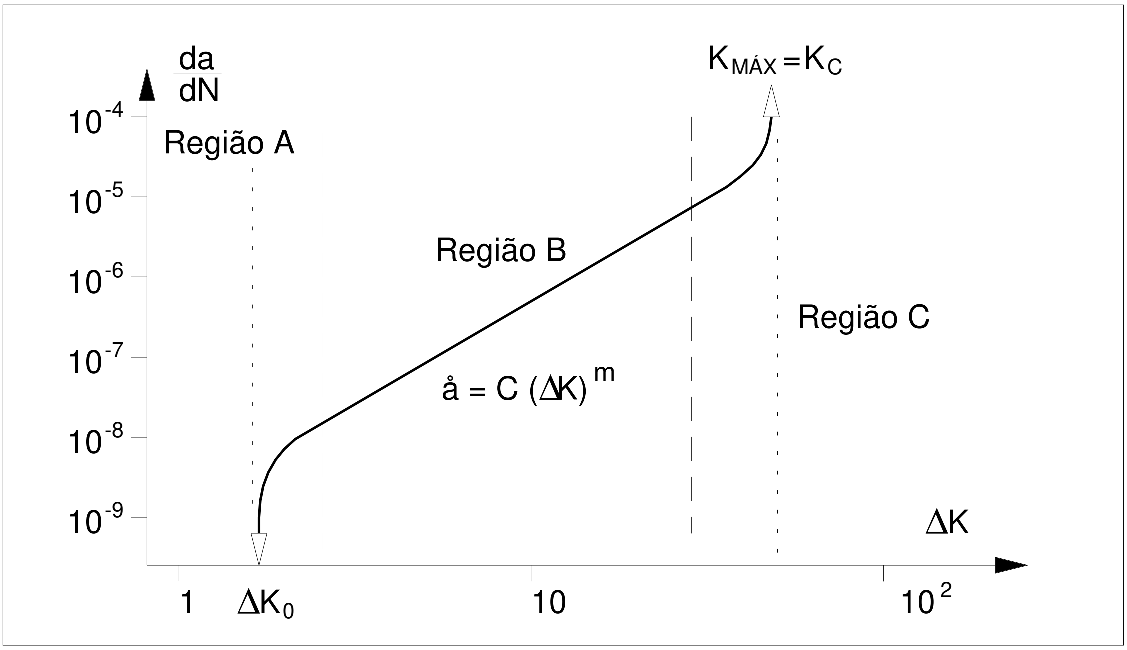

Figura 12.2 - Regiões típicas em um gráfico å - ΔK.

O gráfico de å - ΔK apresenta três regiões bem distintas, onde os fenômenos envolvidos são diferentes, levando a efeitos muitas vezes contraditórios se não for feita uma análise mais detalhada. Na primeira região, Região A na figura 12.2, a velocidade de propagação é muito baixa, da ordem de 10^{-9} m/ciclo, o que corresponde a um crescimento por ciclo da mesma ordem de grandeza do espaçamento atômico na rede cristalina. Nesta região o crescimento da fissura é extremamente influenciado pela microestrutura do material, uma vez que os aspectos metalúrgicos, nesta região, são relevantes, não podendo o material, para o estudo do crescimento da trinca, ser tratado como um contínuo. Uma peculiaridade nesta região é a existência de um nível mínimo para ΔK, denominado de ΔK_0, para que a trinca passe a crescer sob a ação de cargas cíclicas. A existência de ΔK_0 pode levar à ocorrência de trincas estacionárias, ou seja, trincas que, mesmo com um carregamento cíclico, não se propagam, permanecendo do mesmo tamanho indefinidamente. Para um ΔK menor do que ΔK_0 a trinca não se propaga, tendendo a zero a velocidade de propagação. Este limite de sensibilidade, ΔK_0, é muitas vezes definido como o máximo ΔK para o qual não é detectado o crescimento da trinca em 10^7 ciclos. Considerando uma precisão na leitura do tamanho da trinca, durante o ensaio, de 0,1 mm, isto significa que a velocidade de propagação será certamente menor que 10^{-11} m/ciclo. Por outro lado a carga média apresenta um efeito acentuado sobre o valor de ΔK_0, como ilustrado na figura 12.3, onde R é a relação de simetria do ciclo, $R = K_{mín} / K_{máx}$.

Um resumo do efeito de R sobre ΔK_0 , para vários aços carbono de baixa liga, com σ_E < 620 MPa, está na figura 12.5, mostrando que a tendência geral é de diminuir ΔK_0 à medida que R aumenta. Este comportamento é válido quando os testes foram feitos no ar ambiente. Ensaiando em um meio inerte, como no vácuo ou em atmosfera protetora, não oxidante, este efeito fica sensivelmente reduzido, indicando que o meio ambiente possui uma influência sensível na Região A, ou seja, sobre o valor de ΔK_0.

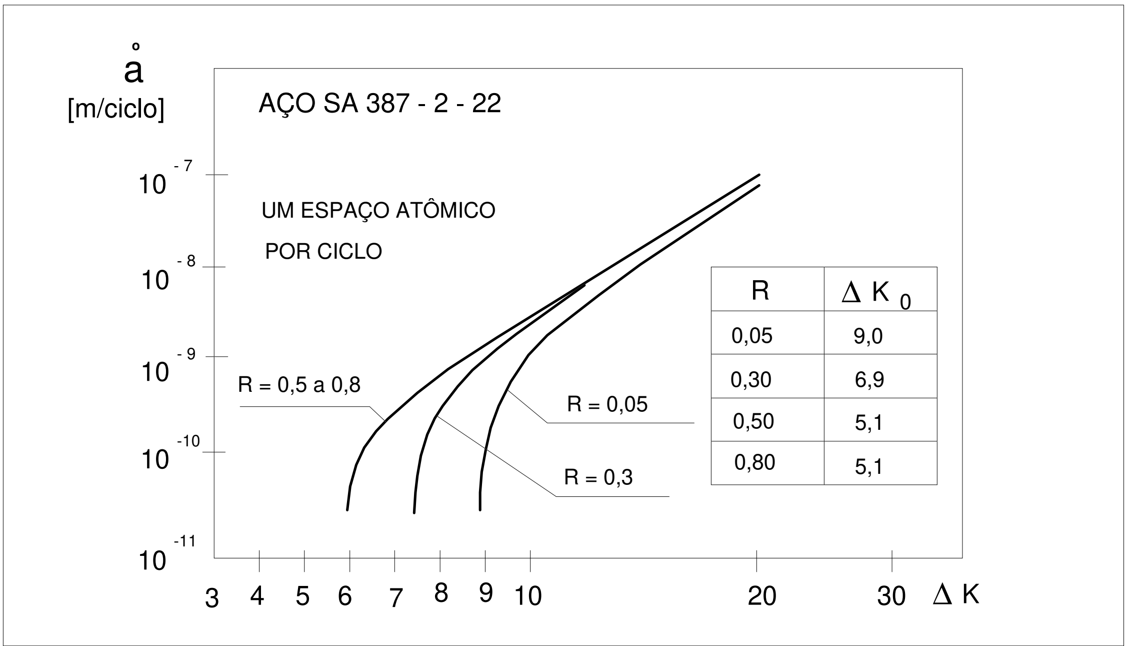

Figura 12.3 - Gráfico å - ΔK para o aço SA 387-2-22.

Em aços testados com baixos valores de R, ΔK_0 diminui e a velocidade tende a aumentar, com o aumento do nível de resistência do material, não sendo, no entanto, observada uma tendência nítida para R > 0,4. Na Região A a zona plástica é muito pequena, da ordem de grandeza do tamanho de grão, e assim a microestrutura afeta de forma marcante a velocidade de propagação, e, em conseqüência, também o valor de ΔK_0.

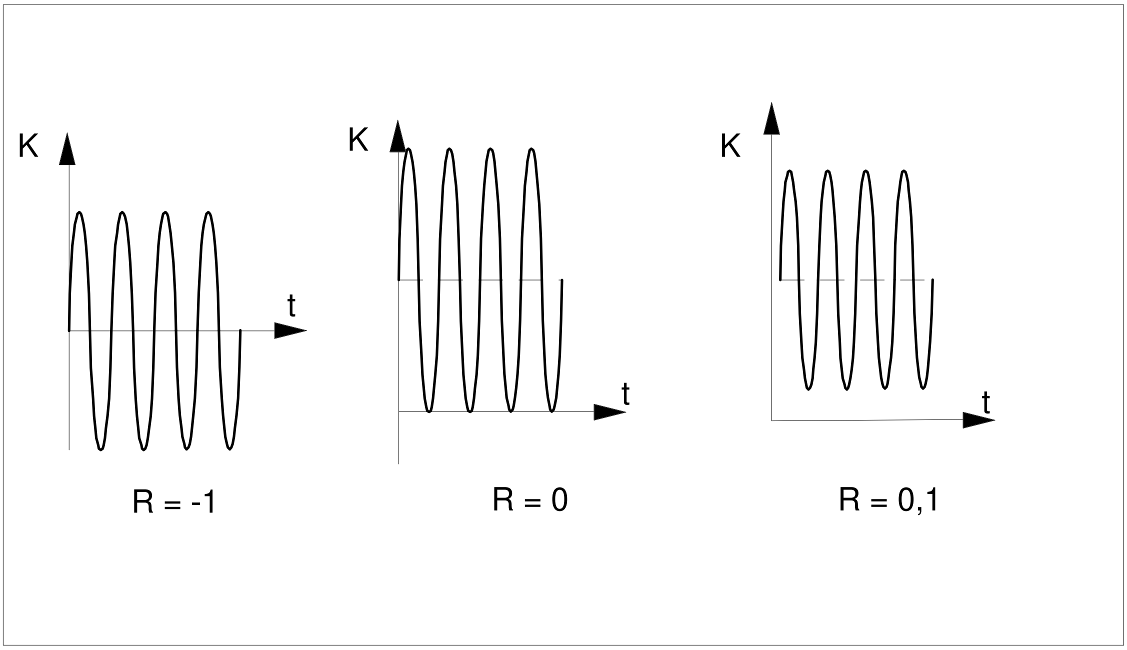

Figura 12.4 - Diagramas da variação cíclica de K_I , para vários valores do fator de simetria R. Na ausência de tensões residuais a parcela dinâmica do fator de intensidade de tensão, ΔK, corresponde à parte trativa do ciclo de carga, quando a trinca fica aberta e seu extremo solicitado sob tração, propiciando condições para a ruptura por fadiga do material.

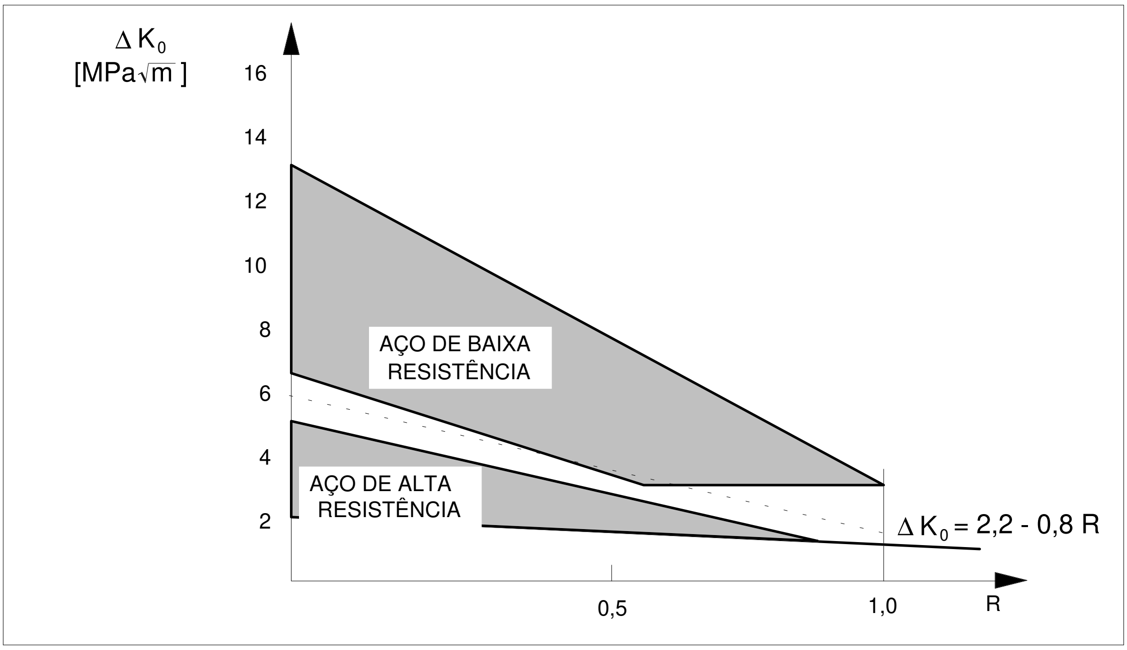

Figura 12.5 - Variação de ΔK_0 com a tensão média, representada pelo fator de simetria do ciclo, R, para aços de alta e baixa resistência.

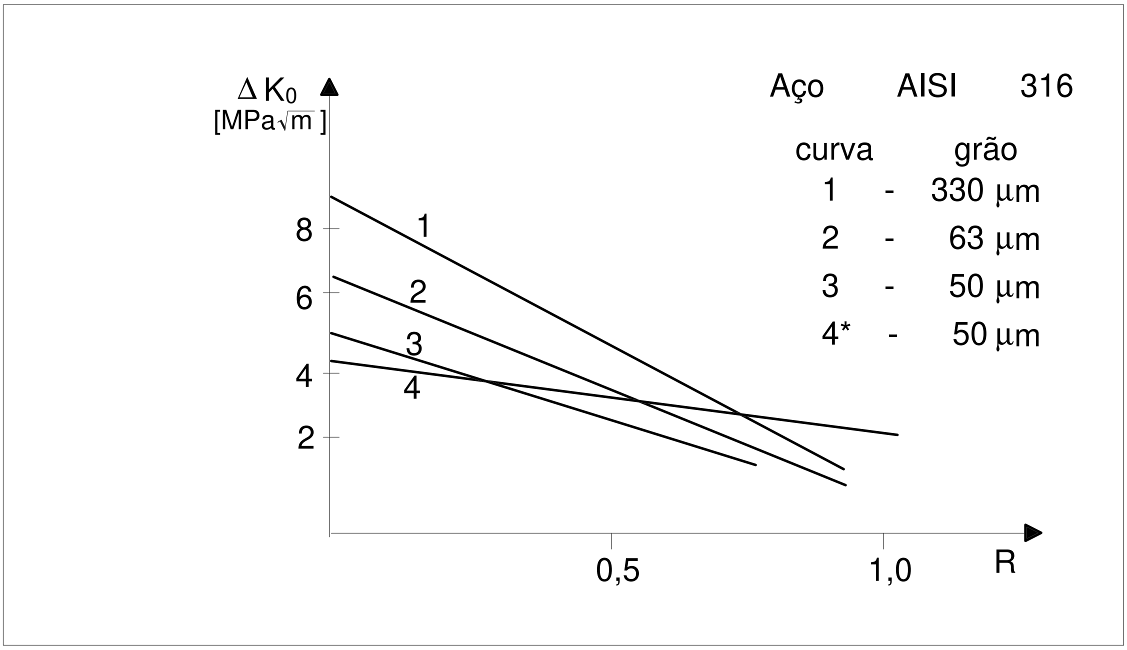

Figura 12.6 - Efeito do fator de simetria do ciclo sobre ΔK_0 para aços com vários tamanhos de grão. * Material envelhecido.

EXEMPLO 12.1:

Uma peça fabricada com o aço SAE-ABNT 1045 com as propriedades, 225 HBN de dureza e σ_E = 634 MPa, é solicitada ciclicamente de forma que tenhamos ΔK = 10 MPa$\sqrt{m}$ e R = 0,1, qual o valor do raio de plastificação na região do extremo de uma pequena trinca, no instante de carga máxima?

SOLUÇÃO:

Para determinar a carga no instante de máximo, devemos usar a definição do fator de simetria do ciclo, R, na forma:

$R = K_{mín} / K_{máx}$

$K_{mín} = R\, K_{máx}$

$\Delta K = K_{máx} - K_{mín}$

$\Delta K = K_{máx} - R\, K_{máx}$

$\Delta K = K_{máx}\,(1 - R)$

$K_{máx} = \Delta K / (1 - R)$

Substituindo os valores numéricos,

$K_{máx} = 11{,}1 \text{ MPa}\sqrt{m}$

Para um estado plano de deformações, pela equação (6.29),

$r_p = 1{,}6\ 10^{-5}$ m = 16 µm

O valor de ΔK_0 pode ser melhorado com um aumento no tamanho de grão, em microestruturas com uma única fase, como ferrita ou austenita. Este efeito é oposto ao verificado com a tensão limite de resistência à fadiga, a qual geralmente diminui com o aumento do tamanho do grão. De modo a obter um ótimo quanto às propriedades de fadiga, é necessário conhecer se o projeto deve basear-se na nucleação de trincas, (procura-se então refinar os grãos) ou na propagação de trincas, (procura-se grãos maiores).

Na Região B da figura 12.2 verificamos um relacionamento linear entre log å e log ΔK, o que corresponde a uma equação do tipo

$$\mathring{a} = C\,(\Delta K)^m \qquad (12.2)$$

sendo C e m constantes empíricas a serem obtidas a partir dos dados experimentais. Esta equação foi proposta pela primeira vez por Paris e Erdogan, [16], existindo atualmente uma grande quantidade de dados experimentais que confirmam esta relação e mostram que o fator de intensidade de tensão é o principal parâmetro que controla a propagação da trinca de fadiga.

Uma vantagem óbvia do uso da Mecânica da Fratura no estudo da propagação de trincas é a possibilidade de incorporar, em um único parâmetro, o fator de intensidade de tensão, todas as variáveis pertinentes, como a tensão nominal, o tamanho da fissura, a geometria do componente e até o comportamento plástico do material pelo uso da trinca elástica equivalente. Deste modo, os dados obtidos com um tipo de corpo de prova são aplicáveis para uma grande variedade de configurações de geometria e de carregamento, mesmo que diversas da usada para realizar os ensaios. A constante C sofre a influência das propriedades mecânicas do material, como, por exemplo,

Módulo de elasticidade (E);

Tensão limite de escoamento (σ_E);

Tensão real de fratura (σ_f);

Deformação real de fratura (ε_f);

Tenacidade à fratura (K_{IC}).

O aumento em qualquer destas variáveis faz com que a constante C diminua. O expoente m normalmente está situado na faixa de 2 até 5, sendo pouco influenciado pela microestrutura, embora a orientação da trinca em relação ao plano de laminação possa afetar m, devido ao sentido predominante das impurezas. Nesta região o mecanismo de crescimento da trinca é um mecanismo dútil transgranular, de formação de estrias, podendo o material ser tratado como contínuo. A figura 12.7 a seguir ilustra esquematicamente o mecanismo de crescimento das trincas conforme proposto por Mc Millan e Pelloux, [ ].

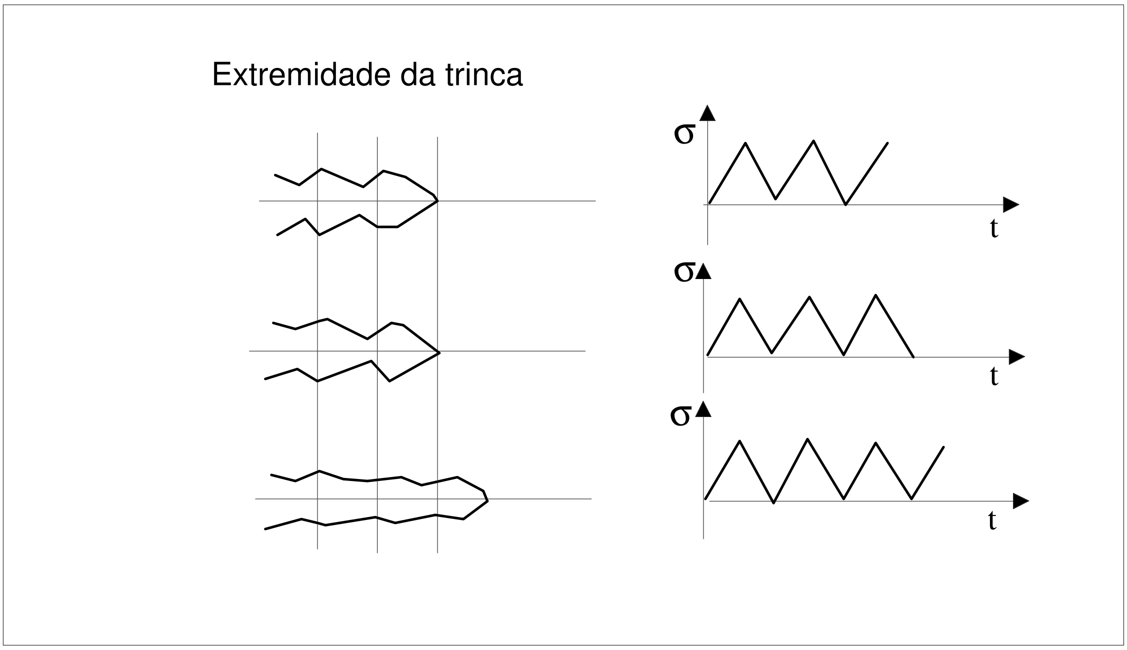

Figura 12.7 - Seqüência para a formação de estrias por um processo de afilamento do extremo da trinca, quando da descarga.

Na Região B não se verifica uma grande diferença entre as taxas de propagação, para diferentes tipos de aços, o que indica que a vida de propagação não é substancialmente alterada pela escolha de um ou outro tipo de aço. Entretanto, o comportamento na Região A pode alterar de modo substancial a vida de fadiga do componente, principalmente se for considerado que uma grande fração da vida de propagação é dispendida quando a trinca é pequena, com baixas velocidades de propagação. Com o aumento do tamanho da trinca a velocidade passa a ser sensivelmente maior, fazendo com que a vida de propagação restante seja curta. Isto indica que para garantir uma vida de propagação suficiente, devemos nos preocupar com os aspectos relacionados com trincas pequenas, pouco afetando a vida os aspectos relacionados com trinca próximas ao tamanho crítico, como por exemplo a tenacidade do material.

DADOS EXPERIMENTAIS PARA A CORRELAÇÃO å - ΔK.

Equação de Paris-Erdogan, com å [m/ciclo] - ΔK [MPa$\sqrt{m}$].

Aços martensíticos segundo [ ].

$$å = 1,35 \cdot 10^{-10} (\Delta K_I)^{2,25} \tag{12.3}$$

Aços ferríticos-perlíticos segundo [ ].

$$å = 6,9 \cdot 10^{-12} (\Delta K_I)^{3,00} \tag{12.4}$$

Aços inoxidáveis austeníticos segundo [ ].

$$å = 5,6 \cdot 10^{-12} (\Delta K_I)^{3,25} \tag{12.5}$$

Aços ferríticos no ar, com formação de estrias, segundo [ ].

$$å = 1 \cdot 10^{-11} (\Delta K_I)^{3,00} \tag{12.6}$$

Aços para vasos de reator, ferríticos, de acordo com [ ].

$$å = 0,477 \cdot 10^{-12} (\Delta K_I)^{3,726} \text{ (ao ar)} \tag{12.7}$$

$$å = 6,786 \cdot 10^{-12} (\Delta K_I)^{3,726} \text{ (na água)}$$

Na Região C ocorre uma sensível aceleração da trinca, onde além do mecanismo de ruptura com formação de estrias surgem, sobrepostos, mecanismos que são característicos de uma ruptura estática. Isto ocorre porque nesta região o valor de $K_{Imáx}$ durante o ciclo é da ordem de K_{IC}, excitando então os mecanismos estáticos de ruptura. Isto começa a ocorrer quando $K_{Imáx} > 0,7\ K_{IC}$ (ou K_C). Estes modos estáticos de fratura incluem microclivagem, separação intergranular, bem como coalescimento de vazios. A microclivagem vai surgir quando o material estiver abaixo da temperatura de transição dútil-frágil, provocando um grande aumento na velocidade de propagação. Nesta situação, a espessura do material influi também de forma sensível, pois em chapas espessas a ruptura por microclivagem é percentualmente maior, como consequência da maior restrição quanto ao desenvolvimento de deformações transversais (tendência para um estado plano de deformação). Se o mecanismo de ruptura é exclusivamente por formação de estrias, a espessura passa a ter um efeito muito pequeno na taxa de propagação.

A aceleração da trinca dentro da Região C foi levada em consideração em várias expressões empíricas para å, sendo as expressões mais significativas dadas a seguir. Segundo Forman, [ ], a velocidade de propagação da trinca deve tender a infinito quando $K_{Imáx}$ tender para K_C , ou K_{IC}, ou seja, na iminência da ruptura estática. Como $\Delta K_I = (1 - R)\ K_{Imáx}$, temos que

$[(1 - R)\ K_C - \Delta K_I] \Rightarrow 0$ quando $K_{Imáx} \Rightarrow K_C$.

Forman propôs então a equação

$$å = \frac{C\,(\Delta K_I)^m}{(1-R)\,K_C - \Delta K_I}$$

onde o limite acima para å é safisfeito. A seguir temos outras equações além da de Paris-Erdogan e da equação de Forman, propostas para å, onde todas consideram o efeito do fator de simetria do ciclo sobre a região final de propagação da trinca.

EQUAÇÕES PROPOSTAS PARA A CORRELAÇÃO å - ΔK.

Paris-Erdogan [ ] $å = C\,(\Delta K_I)^m$ (12.8)

Forman [ ] $$å = \frac{C\,(\Delta K_I)^m}{(1-R)K_C - \Delta K_I}$$ (12.9)

Walker [ ] $å = C\,(\Delta K_I)^m \cdot K_{Imáx}^n$, ou (12.10)

$å = \left[C\,(1-R)^m \cdot K_{Imáx}\right]^n$

Elber [ ] $å = C_1\,(C_2 + C_3\,R)\;(1-R)\cdot K_{Imáx}^n$ (12.11)

Radon & Culver [ ] $å = C\,(K_{Imáx}^2 - K_{Imín}^2)^m$ (12.12)

Mukherjee & Burns [ ] $å = C\,f^{-0,43}\,(\Delta K_I)^{2,39}\,K_{Imed}^{2,13}$

(12.13)

12.2 - A VIDA DE PROPAGAÇÃO.

A vida de propagação de um dado componente mecânico é obtida pelo conhecimento da curva å - ΔK do material, o que pode ser feito por uma das equações (12.3) a (12.7), ou mais precisamente por via experimental, conforme a figura12.8, onde o registro do tamanho da trinca contra a vida, durante o ensaio e o simultâneo cálculo de ΔK para cada N, permite o cálculo da curva å - ΔK.

Uma vez conhecida a curva å - ΔK do material, nas condições de uso, ou seja, em função de meio ambiente, espessura, microestrutura, orientação dos defeitos, etc., é possível determinar a vida que um componente terá, quando fabricado com este material, considerando o crescimento de trincas a partir de defeitos iniciais, ou a partir de microtrincas nucleadas durante o carregamento cíclico anterior. Para a determinação da vida de propagação é agora necessário integrar a correspondente equação da velocidade de propagação da trinca, conforme figura 12.9. Dependendo do caso esta integração pode ser analítica, mas no caso geral deve ser feita numericamente.

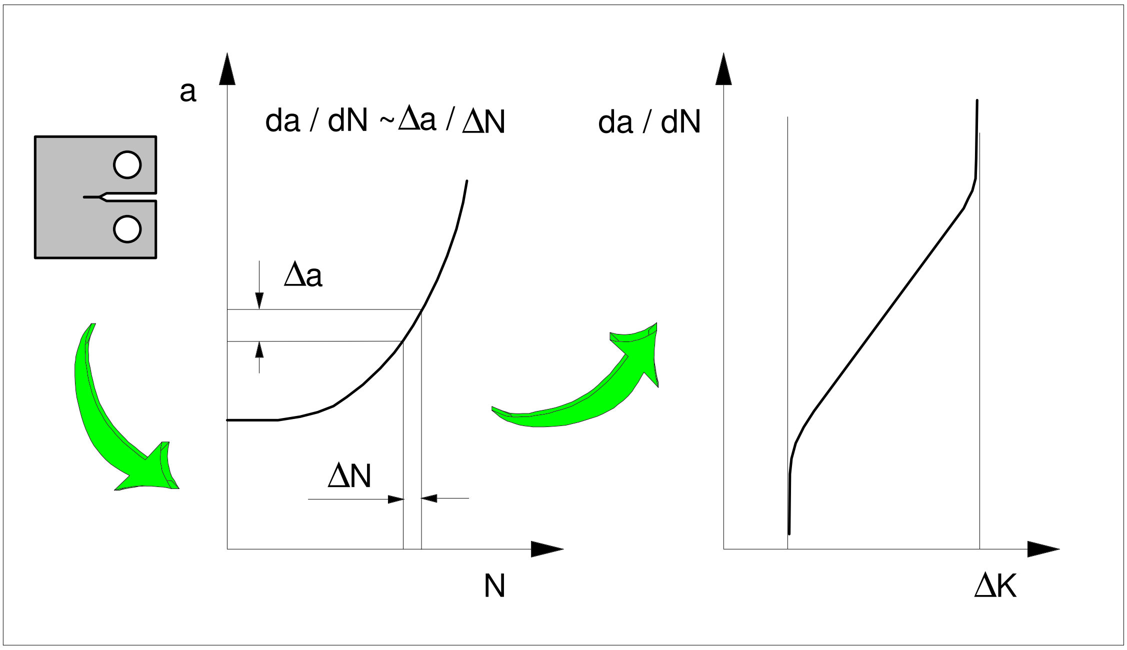

Figura 12.8 - Determinação da curva å - ΔK do material.

A partir do tamanho inicial do defeito, digamos a_1, é possível determinar o número de ciclos para este crescer até o tamanho a_2. Este tamanho a_2 pode representar o tamanho crítico definido pela tenacidade do material, quando ocorre então a ruptura final. Usando a equação de Paris-Erdogan, figura 12.8,

$$\mathring{a} = C\ \Delta K^m \tag{12.14}$$

$$\mathring{a} = da / dN \tag{12.15}$$

$$\Delta K = Y \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \tag{12.16}$$

sendo o fator geométrico Y calculado no valor instantâneo do tamanho da trinca. Se considerarmos que o fator geométrico Y não é função do tamanho da trinca, ao menos entre os limites a_1 e a_2, podemos chegar a uma expressão analítica que fornece o número de ciclos para a trinca propagar-se entre os dois limites, para $m \neq 2$:

$$da / dN = C\ (Y \Delta\sigma \sqrt{\pi a})^m \tag{12.17}$$

$$dN = \frac{da}{C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m} \tag{12.18}$$

$$\int_{N_1}^{N_2} dN = \frac{1}{C(\,Y\,\Delta\sigma\sqrt{\pi}\,)^m} \int_{a_1}^{a_2} a^{-m/2}\,da$$

$$N_{12} = N_2 - N_1 = \frac{1}{C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m}\,\frac{a_1^{1-m/2} - a_2^{1-m/2}}{m/2-1} \qquad (12.19)$$

No caso de Y ser uma função de a, ou de $\Delta\sigma$ ser também variável ao longo do tempo, é necessário fazer uma integração numérica da equação (12.18) para determinar N_{12}.

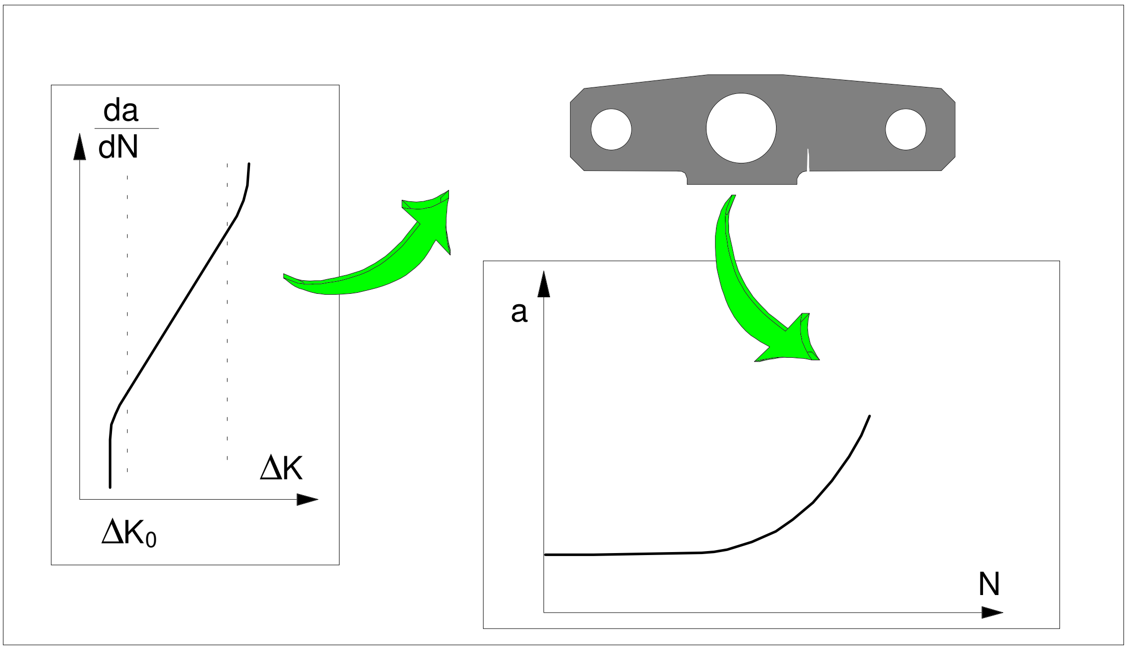

Figura 12.9 - Aplicação da curva å - ΔK para uma peça com trinca de tamanho a_i.

EXEMPLO 12.2:

Uma placa com 1,0 m de largura de aço SAE-ABNT 1020, laminado a frio, é submetida a esforços cíclicos entre 200 MPa e -50 MPa. As propriedades mecânicas deste aço são:

σ_E = 630 MPa
σ_R = 670 MPa
E = 207 000 MPa
K_C = 104 MPa$\sqrt{m}$

Qual a vida de fadiga que pode ser esperada, se qualquer defeito na borda da chapa é detectada quando for maior do que 1 mm? Use a equação 12.6 para obter a velocidade de propagação.

SOLUÇÃO:

Quando a chapa possui defeitos acima de 1 mm estes são removidos. Qualquer defeito até 1 mm passa desapercebido, logo o máximo tamanho inicial da trinca é de 1 mm.

Para esta geometria temos $\Delta K_I = 1{,}12\ \Delta\sigma\sqrt{\pi a}$, desde que a trinca seja suficientemente pequena. Isto é válido no início da vida, mas no fim desta a trinca será bem maior. O tamanho crítico da trinca, no ponto de carga máxima, pode ser obtido, em uma primeira aproximação:

$K_I = K_C = 1{,}12\ \sigma\sqrt{\pi a}$

$\sigma = 200$ MPa

$K_C = 104$ MPa $\sqrt{m}$

$$a_C = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_C}{1{,}12 \cdot \sigma}\right)^2$$

$a_C = 0{,}0686$ m

Do Capítulo 6, para esta geometria, temos Y = 1,16, para a relação a_c / W = 0,0686. Como a trinca cresce no início lentamente e apenas na última fração da vida é que atinge um tamanho da ordem de a_c, é perfeitamente possível usar um valor de Y constante, e igual a 1,12, correspondente ao tamanho inicial, na integração, pois o erro não será grande. Assim, o número de ciclos será

$$N_{12} = \frac{1}{10^{-11}\ (1{,}12\,200\sqrt{\pi})^3}\ \frac{0{,}001^{-0{,}5} - 0{,}0686^{-0{,}5}}{0{,}5}$$

$N_{12} = 8{,}89\ 10^4$ ciclos

EXEMPLO 12.3:

Para aumentar a vida de propagação de uma dada estrutura, podemos aumentar K_C, com o que a trinca cresce mais antes de se tornar instável. Outra alternativa é diminuir o tamanho inicial dos defeitos, fazendo com que a trinca leve mais tempo para crescer até o tamanho crítico. Para ilustrar a importância relativa entre as duas alternativas, vamos considerar um material que segue a lei de Paris-erdogan, com o expoente m = 4. Isto leva a uma equação de N_{12} que pode ser escrita na forma:

$N_{12} = \text{constante} \cdot \left(a_1^{\frac{1-m}{2}} - a_2^{\frac{1-m}{2}}\right)$ e como m = 4,

$N_{12} = \text{constante} \cdot \left(a_1^{-1} - a_2^{-1}\right)$

Se tivermos $a_1 = 0{,}01$ m e $a_2 = 0{,}10$ m, vem

N_{12} = constante · (100 - 10)

N_{12} = 90 · constante

Dobrando o valor de K_C, através do uso de um material mais tenaz, a_2 fica aproximadadamente quatro vezes maior, então a_2 = 0,40 m. Nestas condições a vida de propagação fica aumentada, pelo maior tamanho da trinca final. A vida de propagação pode ser obtida como:

N_{12} = constante · (100 - 2,5)

N_{12} = 97,5 · constante

Se agora, ao invés de alterar K_C, for mantido o mesmo material, mas com o uso de um controle de qualidade mais acurado, de modo que apenas as trincas menores que 5 mm passem desapercebidas, a_1 = 0,005 m, logo,

N_{12} = constante · (200 - 10)

N_{12} = 190 · constante

Assim, é muito mais conveniente diminuir o tamanho inicial da fissura, com um controle mais rigoroso, do que usar um material mais sofisticado, de alta tenacidade, onde o ganho de vida é percentualmente muito baixo, menos de 10% no exemplo dado.

No caso de m=2, a integração da vida de propagação fornece

$$N_{12} = N_2 - N_1 = \frac{1}{C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi})^2} \ln\frac{a_2}{a_1} \qquad (12.20)$$

Quando o produto $Y\Delta\sigma$ é variável ciclo a ciclo, a vida deve ser obtida por um processo numérico de integração, ciclo por ciclo, onde dN = 1 e da = å. Assim, calcula-se ΔK do ciclo e obtemos å da curva experimental ou da equação de Paris, por exemplo. A trinca cresce com incrementos Δa = da = å, em cada ciclo. Assim, após i ciclos,

$$a_i = a_1 + \sum_i \Delta a_i$$

e o processo segue até que tenhamos $K_{máx}$ do ciclo igual a K_C, correspondente ao fim da vida, pela ruptura final. Neste tipo de cálculo o fator geométrico pode ser considerado constante durante um certo número de ciclos, dependendo da forma da função Y(a / W). Na seção 12.4 deste Capítulo temos um melhor detalhamento do procedimento de cálculo da vida de propagação, em especial no passo 10 desta seção.

12.3 - PROJETO COM TOLERÂNCIA A DANO.

Em estruturas de equipamentos móveis, como as da indústria aeronáutica, automotiva e outras, é desejado um compromisso ótimo entre peso próprio da estrutura e a segurança de operação. Esta ambigüidade é contornada com o uso dos conceitos da Mecânica da Fratura e com inspeções regulares nos pontos ou regiões críticas.

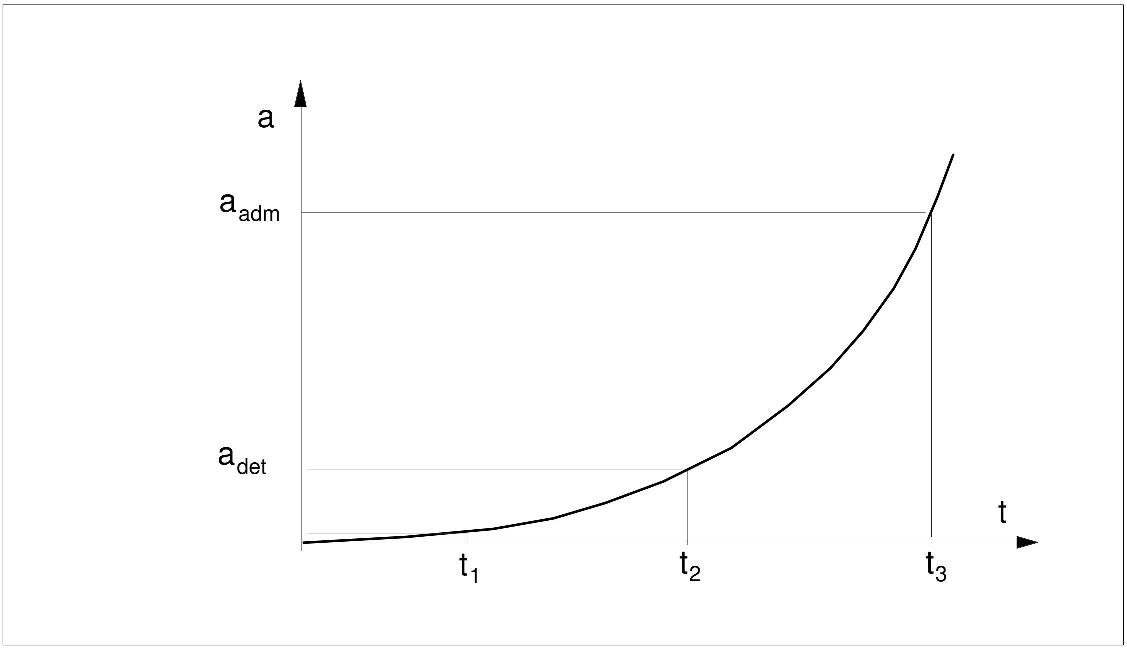

Figura 12.10 - Tamanho da trinca numa peça ao longo do tempo.

Vamos considerar uma estrutura que é submetida a inspeções regulares, onde possa vir a se desenvolver uma trinca. No instante t_1, figura 12.10, forma-se uma trinca que vai crescendo, atingindo em t_2 o tamanho mínimo que a torna detectável pelo procedimento de inspeção e controle, em função da sensibilidade do método, podendo seguir o crescimento até t_3, onde chega ao máximo tamanho admitido para operação em segurança. Assim, para que a estrutura seja usada com segurança, é necessário que tenhamos ao menos duas inspeções no intervalo t_2 - t_3, pois uma trinca muito pequena, próxima do limite t_2, pode escapar ainda a um exame.

As técnicas de controle de defeitos no material não admitem ainda a deteção de defeitos muitos pequenos, dificultando os ensaios. Nos casos onde o tamanho crítico da trinca é muito pequeno, como em materiais de alta resistência e baixa tenacidade, existem outras formas de eliminar o risco de uma falha em serviço, provocada pelo crescimento instável da trinca. Uma destas formas é a realização de ensaios periódicos de sobrecarga. A figura 12.11 ilustra o efeito sobre a tensão nominal de falha de um trinca de tamanho a.

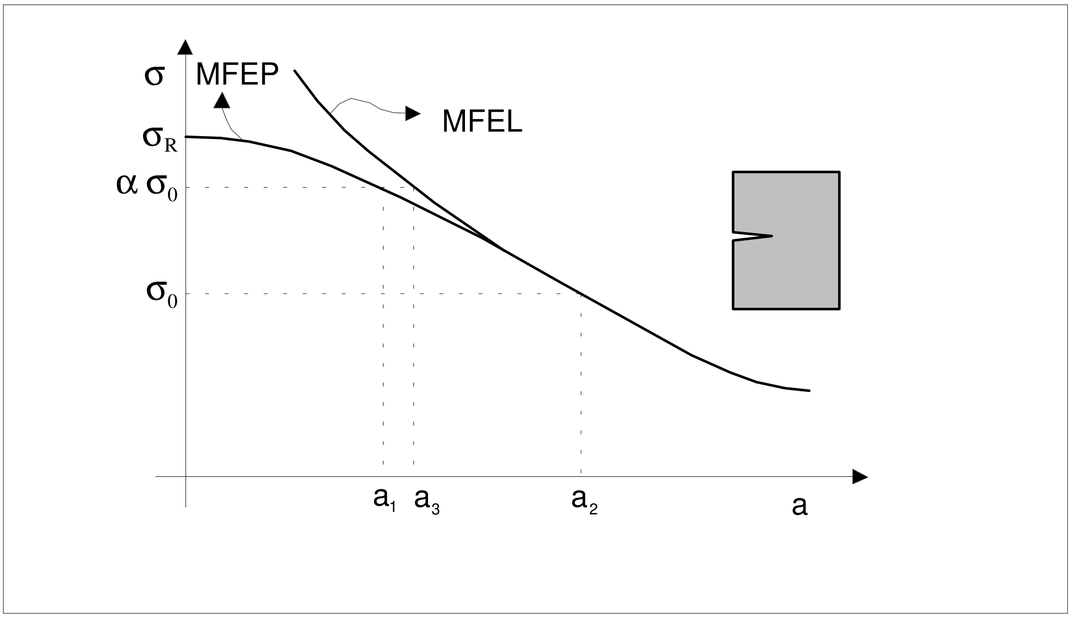

Figura 12.11 - Deteção de trincas pequenas pela aplicação de sobrecarga.

A tensão nominal de serviço é σ_0, admitindo portanto uma trinca com um tamanho a_2 no máximo. Se este tamanho for muito pequeno para ser detectado, ou se a trinca se desenvolver em um local inacessível para a inspeção, podemos verificar se existe ou não alguma trinca através de um ensaio de sobrecarga. Aplicando uma sobrecarga de modo que a tensão nominal passe a ser $\alpha \cdot \sigma_0$, figura 12.11, o tamanho crítico passa a ser a_1, menor que a_2. Assim, se o componente resistir ao ensaio, então qualquer trinca ou defeito que eventualmente contenha no seu interior será menor ou menos severo que $Y_1\sqrt{a_1}$. Deste modo é possível assegurar uma vida ao menos igual a N_{12}, ou seja, para uma trinca com tamanho a_1 crescer até a_2, sob a carga normal de seviço, σ_0. Realizando periodicamente este ensaio de sobrecarga, o componente será seguro quanto à ruptura por fadiga em operação. Logicamente o intervalo entre ensaios deverá ser no máximo igual a N_{12}. Se for usada a Mecânica da Fratura Elástica Linear no cálculo do tamanho crítico sob a carga de ensaio, obtemos o valor a_3, o que leva a um cálculo conservativo na avaliação de N_{12}, pois $(a_2 - a_3) < (a_2 - a_1)$, resultando uma vida calculada, N_{12}, inferior.

Outra maneira de tornar um componente seguro quanto à propagação instável de defeitos, para pequenos tamanhos críticos, é pelo uso da técnica de remoção periódica de material, ou seja, o material suspeito de conter uma trinca é periodicamente removido. Se existia uma trinca de tamanho crítico, a_2, pela remoção de material ela pode ser reduzida para o tamanho a_1. O material removido, $(a_2 - a_1)$, levará a um pequeno aumento na tensão nominal, devido à redução da seção transversal, mas em compensação a vida fica garantida por N_{12} ciclos. Esta solução pode ser a indicada para estruturas de elevado custo, com seções espessas, que tenham tamanhos críticos de trinca muito pequenos, da ordem de 2 mm, por exemplo. Assim, a remoção de uma pequena camada de material, através de um processo de usinagem, assegura que no máximo tenhamos trincas com o tamanho a_1. O próximo exemplo ilustra em detalhes este procedimento.

EXEMPLO 12.4:

Em um sistema de trem de aterrisagem de um avião de tamanho médio, uma das peças mais críticas é o êmbolo do sistema hidropneumático de suspensão, já que este recebe todo o carregamento de carga axial e de flexão. A geometria do componente está ilustrada a seguir, com a indicação do ponto crítico.

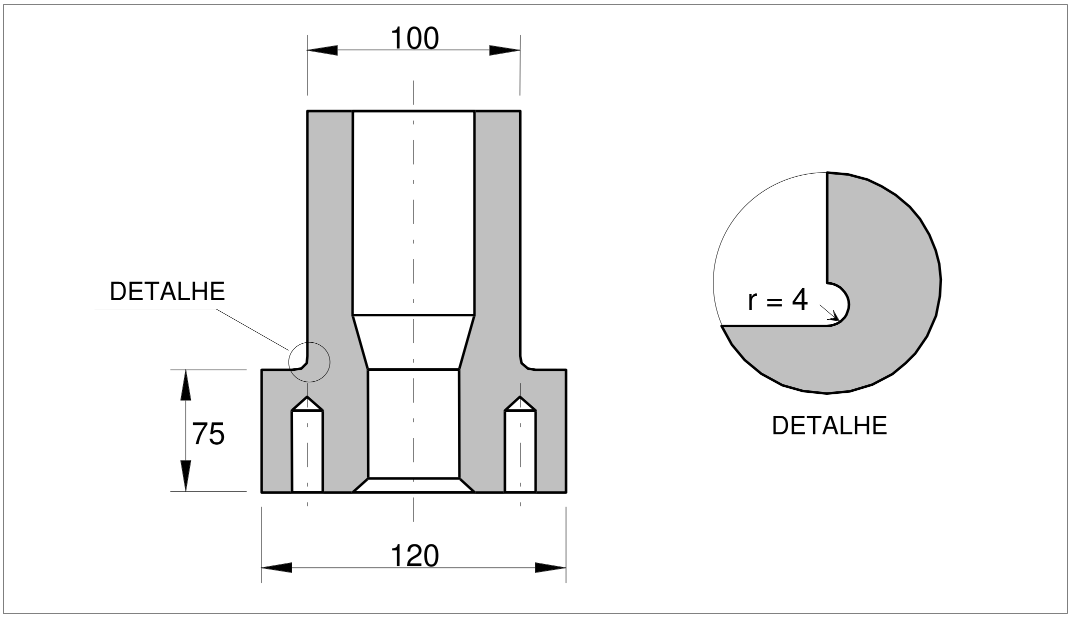

Figura 12.12 - Peça do exemplo 12.4.

O carregamento no ponto crítico é na forma ilustrada na figura 12.13. O material usado na peça é um aço SAE-ABNT 4340, temperado e revenido para 409 HBN, o que lhe confere

$\sigma_E = 1370$ MPa

$\sigma_R = 1470$ MPa

$\sigma_f = 1560$ MPa

$\varepsilon_f = 0{,}48$

$K_{IC} = 60\ \text{MPa}\sqrt{m}$

A tensão nominal que atua na seção crítica, durante o carregamento de impacto, é admitida até σ_E / 1,6. A vida da peça deve ser de ao menos $1{,}5 \cdot 10^4$ ciclos. Determine se é necessária alguma inspeção para assegurar a vida desejada, considerando um coeficiente de segurança de 1,6 no cálculo da vida, aplicado sobre o carregamento.

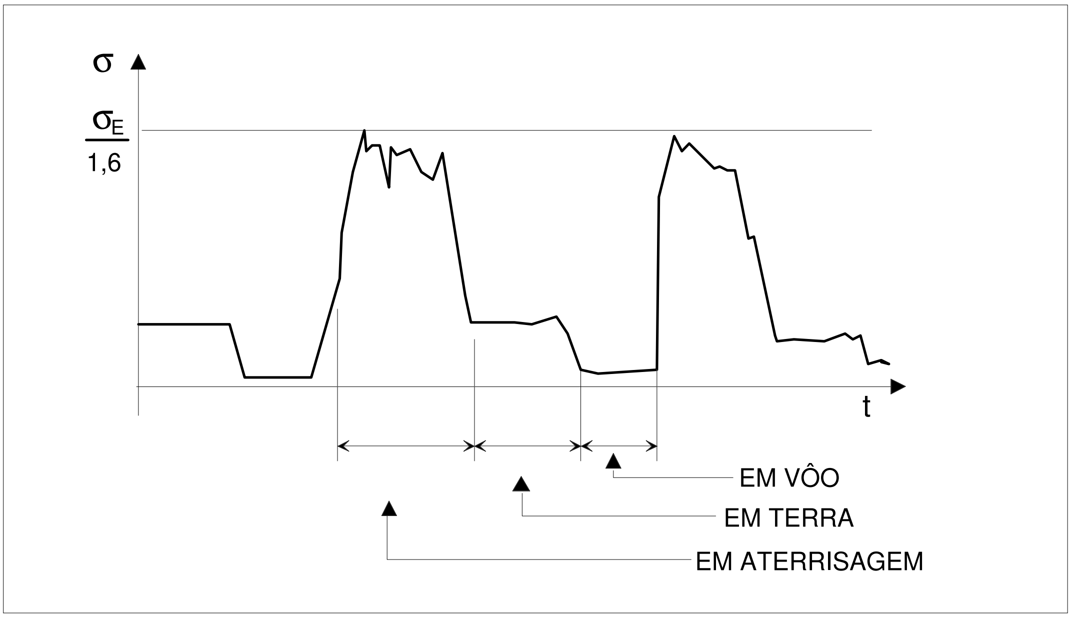

Figura 12.13 - Carregamento para o exemplo 12.4.

SOLUÇÃO:

A tensão nominal, quando do impacto, será considerada igual a σ_E / 1,6, o que leva a um carregamento idealizado do tipo mostrado na figura 12.14.

A vida de fadiga para nucleação será obtida pelo uso da curva ε - N, estimada pelo método das inclinações universais,

$$\Delta\varepsilon = 3{,}5\,\frac{\sigma_R\, N^{-0{,}12}}{E} + \varepsilon_f^{\,0{,}6}\, N^{-0{,}6}$$

e substituindo os valores,

$$\Delta\varepsilon = 0{,}02573\, N^{-0{,}12} + 0{,}64379\, N^{-0{,}6}$$

N_{tr} = 819 ciclos

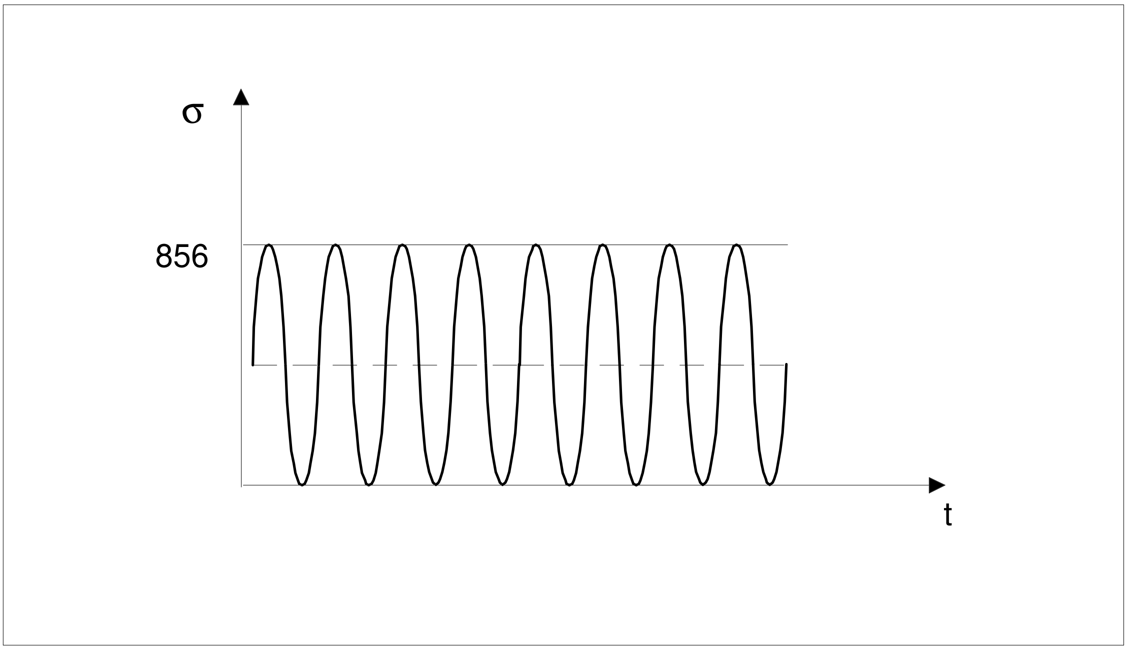

Figura 12.14 - Carregamento idealizado para o exemplo 12.4.

A deformação nominal no ponto crítico será

$\Delta\varepsilon_0 = \Delta\sigma_0 /E$

onde $\Delta\sigma_0$ será 856 MPa do carregamento idealizado na figura 12.14. Logo

$\Delta\varepsilon_0 = 0{,}00429$

O fator de concentração de tensão, para uma carga de flexão para a geometria da peça, é $K_t = 2{,}1$ e como o raio é muito grande, podemos assim adotar $K_f = K_t$, logo:

$K_f = 2{,}1$

A concentração de deformação será neste caso também igual a 2,1 pois estamos em um caso predominante de um estado plano de deformação. Assim, a deformação no ponto crítico será

$\Delta\varepsilon = K_\varepsilon \cdot \varepsilon_0 = 2{,}1\ 0{,}00429 = 0{,}00899$

o que corresponde a uma vida de

N = 26700 ciclos

Para verificar a vida, com um coeficiente de segurança de 1,6, resulta $\Delta\varepsilon$ = 0,01438, o que por tentativas nos leva a N = 3580 ciclos. Logo a vida não é satisfatória, devendo haver substituição da peça. Se no entanto lembrarmos que esta estimativa é para a nucleação, podemos recuperar a peça com a técnica de remoção periódica de material. Para tal, devemos inicialmente determinar o tamanho crítico da trinca. A geometria considerada como mais provável para uma trinca que venha a se formar na seção crítica é a mostrada na figura 12.15.

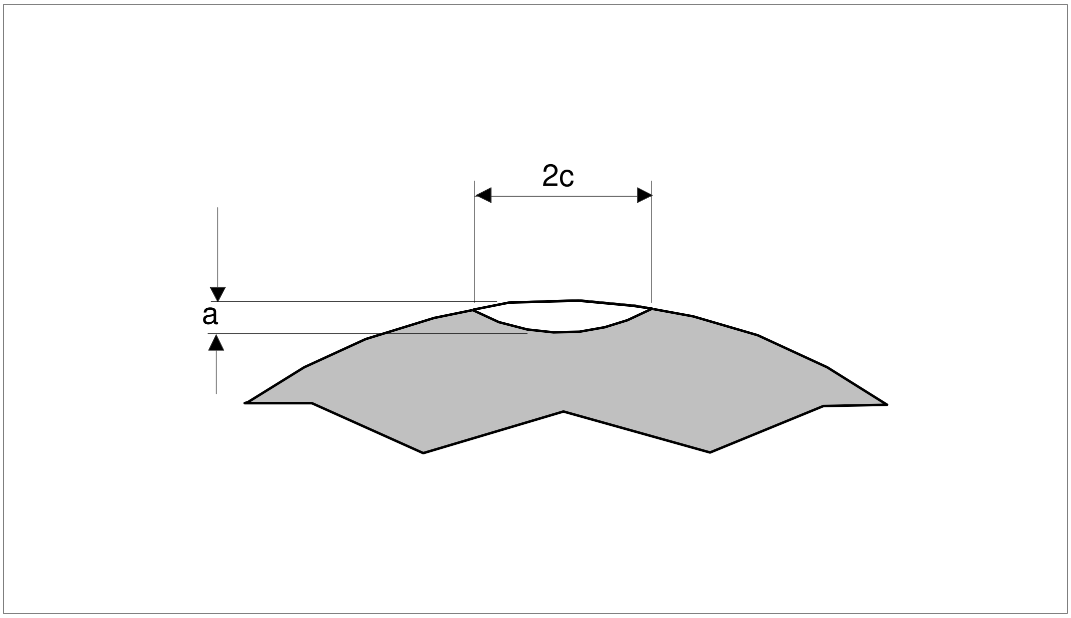

Figura 12.15 - Geometria provável de trinca para o exemplo 12.4. Considerado a/c = 0,5, um valor típico para trincas superficiais.

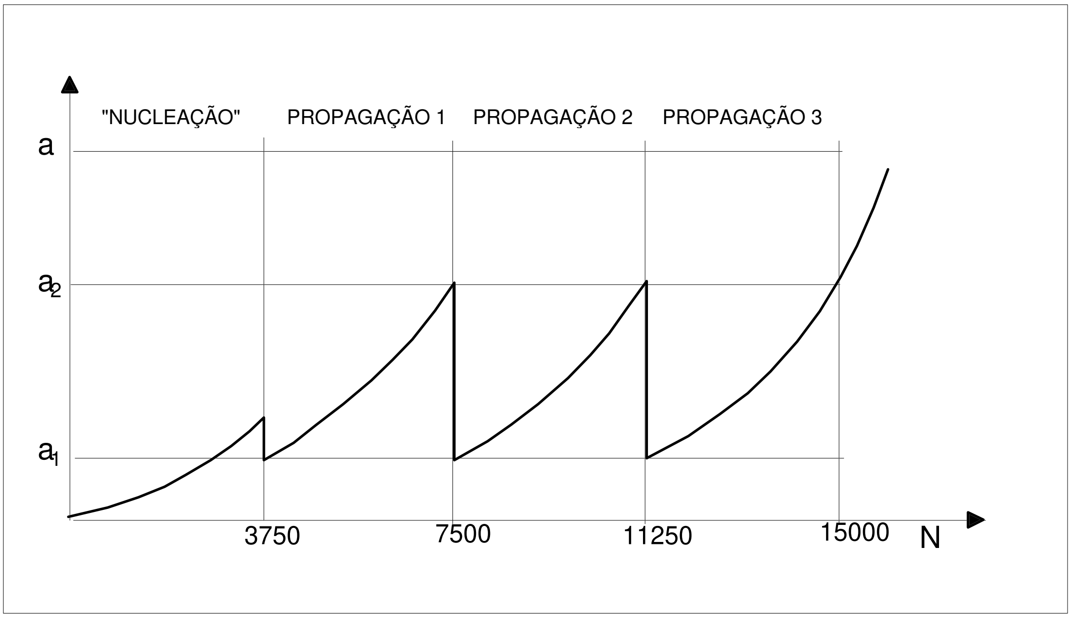

Figura 12.16 - Divisão da vida total em quatro intervalos de inspeção.

$Y = 1{,}12 / \phi$; ($\phi = 1{,}22$)

$Y = 0{,}92$

$a_C = (K_{IC} / Y\sigma)^2 / \pi$

$$a_C = \frac{1}{\pi}\left(\frac{60}{0{,}92 \cdot 856}\right)^2$$

$a_C = 1{,}85$ mm

Vamos fazer uma tentativa de cálculo, dividindo a vida em quatro parcelas iguais de 3750 ciclos, conforme esquematizado abaixo.

É lógico que o tamanho da trinca a_2, admitido como o tamanho existente ao fim do intervalo entre inspeções, deve ser menor que a_C. Vamos calcular a_2 como o tamanho crítico para uma carga 60% maior que a real de impacto.

$$a_2 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_{IC}}{Y \cdot 1{,}6 \cdot \sigma}\right)^2$$

$a_2 = 0{,}00072$ m $= 0{,}72$ mm

O tamanho a_1 será obtido a partir da informação que $N_{12} = 3750$ ciclos, ou seja, usar a propagação desde a_1 até a_2 em 3750 ciclos. Para um aço martensítico,

$\mathring{a} = 1{,}35\ 10^{-10}\ (\Delta K)^{2{,}25}$

e da equação (12.19), para N_{12} dado,

$$3750 = \frac{10^{-10}}{1{,}35 \cdot 10^{-10}\left(0{,}92 \cdot 856 \cdot \sqrt{\pi}\right)^{2{,}25}} \cdot \frac{a_1^{1-1{,}125} - a_2^{1-1{,}125}}{1{,}125 - 1}$$

Como $a_2 = 0{,}72$ mm, resulta para o tamanho inicial

$a_1^{-0{,}125} = 3{,}22441$

$a_1 = 0{,}000086$ m $= 0{,}086$ mm

Em termos práticos é possível tratar a_1 praticamente como zero, ficando a espessura a ser eliminada, em cada inspeção, como uma espessura igual a a_2 - a_1. Logo, sendo e a espessura de material a ser usinada, vem e = 0,63 mm, que pode ser colocado como 0,7 mm. Deste modo, como ocorrem 3 remoções de material, a peça soferá uma redução total de espessura na seção crítica de 2,1 mm ao longo de toda a sua vida. Esta redução deve ser avaliada quanto ao aumento de tensão nominal. Outro cuidado é quanto ao processo de remoção do material, evitando que venha a introduzir tensões residuais.

12.4 - ANÁLISE DO SIGNIFICADO DE DEFEITOS

O estudo da resistência mecânica de peças e estruturas que pudessem apresentar defeitos, como no caso de estruturas soldadas, era feito tradicionalmente de uma forma bastante empírica, com base em extensos programas experimentais, até o desenvolvimento da Mecânica da Fratura. Com a metodologia desenvolvida pela Mecânica da Fratura tornou-se possível uma análise criteriosa, levando em conta os efeitos das falhas e defeitos muitas vezes provocados pelo processo de fabricação. No caso de estruturas de responsabilidade torna-se imperativo um exame integral do material para verificar a existência de eventuais defeitos. Na possibilidade de ser detectado algum defeito, são necessários critérios para decidir sobre a rejeição ou não do componente, bem como a eventual necessidade de reparo, quando este for possível.

PROCEDIMENTO GERAL

Tendo sido detectado um defeito em uma estrutura de responsabilidade, por meio de um ensaio não destrutivo, o procedimento discutido a seguir é usado na análise sobre o risco que a presença do defeito apresenta. O procedimento está baseado na teoria e metodologia da Mecânica da Fratura, sendo formado por uma série de passos, que levam a uma quantificação que permite uma tomada de decisão criteriosa, sobre a continuidade do uso, ou não, do componente em análise.

PASSO 1. Definição geometria da trinca.

A partir da geometria do defeito indicado, deve-se definir uma trinca equivalente, idealizada, de modo a permitir a aplicação da Mecânica da Fratura. Normalmente adota-se uma trinca elíptica, quando interna, ou semielíptica quando junto à superfície livre, que sobrepuje a indicação do defeito. O ASME Boiler and Pressure Vessel Code, na Seção XI, apresenta várias configurações de indicações, com as correspondentes geometrias de trincas equivalentes, conforme comentado na seção 12.6.

PASSO 2. Determinação do fator de intensidade de tensão.

Uma vez definida a geometria da trinca, é possível determinar o fator de intensidade de tensão, a partir dos fatores de correção quanto à forma da trinca, bem como do carregamento nominal que atue. Com a máxima carga esperada em serviço calcula-se $K_{Imáx}$.

PASSO 3. Tenacidade à fratura do material.

A tenacidade à fratura para o ponto onde o defeito está localizado é fundamental para avaliar o risco de ruptura frágil do componente. A tenacidade deve ser compatível com o material, o tratamento térmico, as condições ambientais (temperatura e meio), a espessura do componente, a orientação relativa da trinca nos planos de laminação do material, etc.

PASSO 4. Verificação quanto à ruptura estática.

Sendo K_C a tenacidade à fratura pertinente ao ponto com defeito, deve-se verificar a possibilidade de ruptura estática da peça. Tal ocorre para

$$K_{Imáx} > K_C$$

Se $K_{Imáx} < K_C$ então o componente não irá romper quando da primeira aplicação de carga. Como critério de aceitação do defeito pode-se adotar:

$$K_{Imáx} < 0,7\ K_C \qquad (12.21)$$

PASSO 5. Propagação por corrosão sob tensão.

Se ocorrer que a combinação material - meio ambiente propicie a corrosão sob tensão, então podemos ter uma propagação do defeito mesmo sob a ação de uma carga estática. Se o defeito for interno ao material, o meio ambiente não vai atacar o material das bordas do defeito. Para

$$K_{Imáx} > K_{ISCC} \qquad (12.22)$$

ocorre a propagação por corrosão sob tensão, onde K_{ISCC} é o limite de sensibilidade para que ocorra o ataque do meio ambiente ao material, (Stress Corrosion Cracking). O seu valor depende especificamente da combinação material - meio ambiente. Em geral, quando existe a possibilidade de corrosão sob tensão, não se admite a existência de trincas superficiais, em contacto com o meio.

PASSO 6. Flutuação do fator de intensidade de tensão.

Se no passo 4 não foi detectada a ruptura estática do componente e a carga aplicada varia ao longo do tempo, deve ser verificada a possibilidade de propagação por fadiga do defeito. Para cada flutuação de tensão, $\Delta\sigma_i$, calcular

$$\Delta K_i = f\,(\Delta\sigma_i\,) = Y\Delta\sigma_i\sqrt{\pi a} \qquad (12.23)$$

que é a variação, durante um ciclo de carga, do fator de intensidade de tensão.

PASSO 7. Nível de sensibilidade.

Para o meio ambiente, material e coeficiente de simetria do ciclo, determinar o nível de sensibilidade para propagação por fadiga, ΔK_0.

PASSO 8. Estacionaricidade do defeito.

Verificar para cada ΔK_i a desigualdade

$$\Delta K_i < \Delta K_0 \qquad (12.24)$$

Se tal for satisfeita para todos os níveis de flutuação de tensão, então a trinca fica estacionária, ou seja, o defeito não se propaga por fadiga. Em caso contrário, ocorrerá o crescimento da trinca nas flutuações de tensão em que $\Delta K_i > \Delta K_0$.

PASSO 9. Tamanho crítico do defeito.

Ocorrendo a propagação por fadiga, o defeito vai crescer até atingir o tamanho crítico, para ruptura estática. Este tamanho crítico é necessário para estabelecer a vida de propagação de fadiga, por intermédio da integração da taxa de crescimento da trinca.

$$a_C = (1/\pi)\,(K_C\ /\ \sigma_{MÁX}\ Y\ Y_p\,)^2 \qquad (12.25)$$

O cálculo exato de a_C não chega a ser muito importante, devido à grande velocidade de crescimento da trinca nos últimos 5% da vida de propagação. O fator de correção Y_p é calculado por (7.7) ou (7.8), dependendo do modelo de correção da solução elástica adotado.

PASSO 10. Determinação da vida.

Se no passo 8 não ficou definida a estacionaricidade da trinca, para todas as flutuações de tensão, ocorrerá a propagação por fadiga. A vida de propagação é obtida pela integração da taxa de propagação entre os tamanhos a_1 (indicação do defeito) e a_2 (tamanho crítico ou fração deste). Colocando a taxa de propagação na forma:

$\mathring{a} = C\,(\Delta K)^m$

vem

$$\int_{N_1}^{N_2} dN = \int_{a_1}^{a_2} \left(C\,(\Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi a})^m\right)^{-1} da$$

Dependendo do tipo de solicitação e do comportamento de Y, como função do tamanho da trinca, temos várias possibilidades:

Para $Y\Delta\sigma$ constante durante toda a vida do componente, é possível realizar a integral analiticamente, que fornece, para $m \neq 2$:

$$N_{12} = \left(C\,(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m\right)^{-1} \frac{a_2^{1-m/2} - a_1^{1-m/2}}{1 - m/2} \qquad (12.26)$$

Se ocorrer m = 2,

$$N_{12} = \left(C\,(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi})^2\right)^{-1} \ln a_2/a_1 \qquad (12.27)$$

Se o fator geométrico Y for variável com o tamanho a da trinca, a integração deve ser feita de modo discreto, numericamente. Isto é feito arbitrando acréscimos Δa no tamanho da trinca.

$$a_i \Rightarrow Y_i \Rightarrow \Delta K_i \Rightarrow \Delta a \Rightarrow a_j \Rightarrow \Delta N_i$$

$$a_j \Rightarrow Y_j \Rightarrow \Delta K_j \Rightarrow \Delta a \Rightarrow a_k \Rightarrow \Delta N_j$$

Se $\Delta\sigma$ for variável em blocos, com duração N $(\Delta\sigma_i)$ para o nível de tensão $\Delta\sigma_i$, o processo é como esquematizado,

$$a_i \Rightarrow Y_i \Rightarrow \Delta K_i \Rightarrow N(\Delta\sigma_i) \Rightarrow \Delta a \Rightarrow a_j$$

$$a_j \Rightarrow Y_j \Rightarrow \Delta K_j \Rightarrow N(\Delta\sigma_j) \Rightarrow \Delta a \Rightarrow a_k$$

Para carga aleatória, a integração deve ser feita ciclo a ciclo, N = 1.

$$a_i \Rightarrow \Delta\sigma \Rightarrow Y_i \Rightarrow \Delta K_i \Rightarrow \Delta a$$

$$a_j \Rightarrow \Delta\sigma \Rightarrow Y_j \Rightarrow \Delta K_j \Rightarrow \Delta a$$

PASSO 11. Critério de segurança.

O passo final é avaliar, a partir dos resultados obtidos anteriormente, se os defeitos detectados comprometem ou não a estrutura. A decisão é muitas vezes extremamente difícil, pois na maioria dos casos não estão disponíveis todas as informações e dados que são necessários, na forma desejada. Assim, nestas situações são feitas aproximações ou estimativas com casos semelhantes disponíveis na literatura ou de experiências anteriores. De um modo, ou de outro, a precisão da análise fica comprometida, sendo que os resultados finais devem ser considerados como uma orientação da ordem de grandeza e nunca como um valor numérico exato, absoluto. Outro aspecto a considerar é a dispersão das propriedades do material, entre o corpo de prova usado nos ensaios e o material real da estrutura, ou mesmo ainda, a heterogeneidade do material dentro da própria estrutura. As cargas que agem na estrutura podem também ser diversas das usadas na análise. Assim, o critério para aceitar ou não o componente estrutural com uma indicação de defeito deve ponderar todos os aspectos acima citados, bem como mais alguns eventuais, aplicáveis ao caso em particular. De uma forma resumida, temos duas situações, onde o critério de segurança é aplicado de diferentes formas. Se a estrutura é solicitada estaticamente, então os passos 4 e 5 são os fundamentais, que irão definir o comprometimento da estrutura pela existência de defeitos. Sendo a_C o tamanho crítico da trinca que leva a estrutura ao colapso, uma orientação quanto ao tamanho admissível da trinca equivalente é tomar 10% do tamanho crítico, o que é equivalente a considerar um coeficiente de segurança sobre a carga de 3,16. Para uma estrutura solicitada ciclicamente, a vida N_{12}, calculada no passo 10, é o dado relevante, que deve ser comparado com a vida prevista para o componente. Uma orientação neste caso é adotar a vida admissível na faixa de 5% a 10% da vida calculada, a menos que análises mais criteriosas justifiquem vidas admissíveis maiores.

12.5 - ESTIMATIVA DE DEFEITOS.

Com uma indicação de defeito por um processo não destrutivo é possível definir a trinca equivalente, e a partir desta desenvolver os passos do procedimento discutido na seção anterior. Outra forma de avaliar a existência de defeitos é pelo uso de testes de sobrecarga, que além de eliminarem estruturas defeituosas, seja pela ruptura ou pela deformação plástica excessiva, introduzem um estado de tensões residuais benéfico, nos pontos críticos das estruturas sobreviventes. Estes testes de sobrecarga são particularmente úteis em reservatórios pressurizados, embora possam ser aplicados em outros tipos de estrutura.

O método de sobrecarga baseia-se no fato de que, para a estrutura que sobreviveu ao teste, fica assegurado um limite superior para os possíveis defeitos existentes, pois se existisse algum, maior que este limite, teria levado a estrutura ao colapso. Este limite é obtido das solicitações que atuam no teste de sobrecarga e a tenacidade à fratura do material. Sendo σ_0 a tensão nominal de trabalho, α o fator de sobrecarga e K_C a tenacidade do material, o limite superior $a_{1MÁX}$ para o tamanho da trinca será dado por

$$K_C = Y\, Yp\, (\alpha\sigma_0) \sqrt{\pi\, a_{1MÁX}}$$

ou

$$a_{1MÁX}\ Y^2 = \frac{C}{(Y_p \alpha \sigma_0)^2} K^2 \frac{1}{\pi}$$

já que não conhecemos também o fator geométrico onde se localiza $a_{1MÁX}$, se existir tal defeito. A ruptura em serviço, sob σ_0 , irá ocorrer se a trinca crescer deste valor $a_{1MÁX}$ até o seu valor crítico a_C, como ilustra a figura 12.17. Se a estrutura sobreviveu ao teste, então todos os defeitos existentes serão tais que

$$a_1 < a_{1MÁX}$$

considerando iguais fatores geométricos. Quando a estrutura é operada com σ_0 , o fator de intensidade de tensão será portanto

$$K_I = Y\, Y_p\, \sigma_0 \sqrt{\pi\, a_1}$$

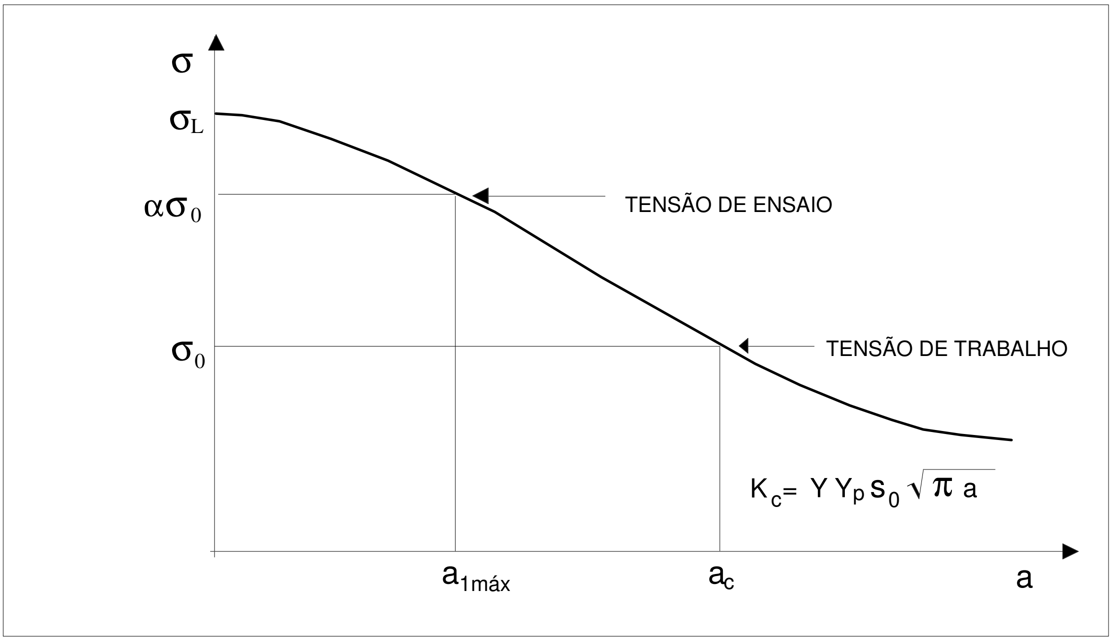

Figura 12.17 - Diagrama para determinar as condições ótimas de ensaio.

O crescimento de qualquer defeito inicial, de tamanho a_1, pode ocorrer por fadiga ou então por corrosão sob tensão. Em qualquer dos casos, o parâmetro que controla a velocidade de propagação é o fator de intensidade de tensão. Assim, com o conhecimento do limite superior de a_1, e logo de K_I, é possível estimar a vida de propagação, desde $a_{1MÁX}$ até a_C, vida esta que será um limite inferior para a vida da estrutura, por dois aspectos:

- As prováveis trincas existentes serão menores que $a_{1MÁX}$, embora não se saiba quanto menores;

- Após a sobrecarga desenvolve-se, nos pontos mais solicitados, e portanto críticos para a estrutura, devido a um escoamento localizado, um estado de tensões residuais com sinal contrário ao estado de tensões que se desenvolveu durante a operação normal da peça. Esse estado de tensões residuais é benéfico, retardando tanto para a propagação por fadiga como para a propagação por corrosão sob tensão.

Se a estrutura deve ser projetada e construida para uma dada vida é possível então determinar o fator de sobrecarga adequado, que assegure esta vida, ao limitar $a_{1MÁX}$. Ilustrando no caso de uma propagação por fadiga, onde å = C $(\Delta K)^m$ resulta para a vida de propagação, entre a_1 e a_2 , para o caso de $Y\Delta\sigma$ constante ao longo da propagação,

$$N_{12} = \frac{a_2^{1-m/2} - a_1^{1-m/2}}{C\,(1-m/2)\,(\Delta\sigma\, YY_p \sqrt{\pi})^2} \qquad m \neq 2$$

$$N_{12} = \frac{\ln(a_2/a_1)}{C\,(\Delta\sigma\, Y\, Y_p\sqrt{\pi})^2} \qquad m = 2$$

Se agora $a_1 = a_{1MÁX}$ e $a_2 = a_c$, conforme a figura 12.17 resulta para a vida N_{12}

$$N_{12} = \frac{(\alpha Y_p)^{m-2} - 1}{CK_c^{m-2}\,(m/2-1)} \cdot \frac{1}{\pi \cdot (Y\Delta\sigma)^2} \qquad m \neq 2 \tag{12.28}$$

$$N_{12} = \frac{2}{C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi})^2}\ln(\alpha Y_p), \qquad m = 2 \tag{12.29}$$

onde Y_p vale para a carga de teste de sobrecarga, sendo portanto função de α também, e isolando o produto αY_p, vem

$$(\alpha Y_p)^{m-2} = 1 + N_{12}\, C\, (Y\Delta\sigma)^2\, \pi K_C^{m-2}\, (m/2 - 1) \tag{12.30}$$

ou então, para m = 2,

$$(\alpha Y_p) = \exp N_{12}\, C\, (Y\Delta\sigma)^2\, \pi/2 \tag{12.31}$$

Deve ser observado que em ambas as expressões o produto αY_p é sempre maior do que a unidade.

EXEMPLO 12.5

Seja um reservatório construido com aço ASTM A572, GR 50, que opera a -40ºC, devendo ter uma vida prevista de 10.000 pressurizações. Determinar a taxa de sobrecarga para assegurar esta vida, sabendo que para a geometria do defeito provável, $Y\sigma_0$ = 250 MPa. Os dados relevantes do material são:

K_{IC} = 63 MPa$\sqrt{m}$

å = 10^{-11} $(\Delta K)^3$

σ_E = 345 MPa

σ_R = 450 MPa

SOLUÇÃO:

Pela substituição direta na equação (12.30) obtém-se αY_p = 1,62.

Falta separar os fatores α e Y_p, pois os dois fatores estão acoplados, já que $Y_p = f(\alpha\sigma_0)$. Considerando $\sigma_0 = 250$ MPa e $\sigma_L = 389$ MPa, de acordo com o modelo de Dugdale, eq (7.8), vem

$$Y_p = \frac{\sigma_E}{\pi\sigma_0}\sqrt{8\ln(\sec\pi\sigma_0 / 2\sigma_E)}$$

e assim,

$Y_p = 1{,}62$

A tabela abaixo mostra uma das maneiras de se obter o valor de α, no caso, por tentativas. No cálculo dos valores foi usada a tensão σ_L.

α	1,10	1,30	1,31
αY_p	1,25	1,61	1,63

Logo o fator de sobrecarga a usar, de acordo com o esquema proposto, será 1,31, o que leva a uma tensão nominal no ensaio de sobrecarga, $\alpha\sigma_0$= 327,5 MPa.

12.6 - PROCEDIMENTOS NORMALIZADOS.

O procedimento geral descrito no item 12.4 é uma aplicação imediata dos conceitos da Mecânica da Fratura, possuindo uma finalidade mais didática, embora seja perfeitamente aplicável em qualquer situação real. Existem procedimentos de análise de defeitos publicados pela ASME, no seu Boiler and Pressure Vessel Code, Seção X, [ ] e pela BSI, na publicação PD 6493/80, [ ]. Esta publicação da BSI, assim como a da Seção XI do código da ASME, são orientações completas sobre a análise de defeitos. A seguir é feita uma descrição sucinta dos enfoques de cada um dos procedimentos, devendo ser enfatizado que em uma aplicação real devemos usar o próprio procedimento, na íntegra, na sua última edição disponível, ou na edição que for referida no contrato ou nas especificações do equipamento.

RESUMO DO PD 6493/80, DA BSI [6].

Esta publicação não possui efeito de norma, sendo mais uma orientação sobre o estado do conhecimento na especificação de níveis de defeitos admissíveis em soldas. Esta decisão foi tomada devido a dois aspectos:

- Necessidade de mais pesquisas antes de ter-se informações em número suficiente para permitir a especificação de padrões normalizados;

- Necessidade de testar em campo as recomendações contidas no documento, para realimentação no processo de desenvolvimento.

O objetivo do documento é apresentar uma metodologia para níveis de aceitação de defeitos em uniões soldadas, com espessura mínima de 10 mm. Os principais modos de falha analisados são:

- Fratura frágil;

- Escoamento na seção remanescente;

- Fadiga.

Outros modos de falha como corrosão, corrosão sob tensão, fluência, não são abordados com profundidade, sendo geralmente necessário usar experiência anterior para comprovar a aceitabilidade do defeito nestes casos.

Na verificação quanto à ruptura frágil, são consideradas duas situações, dependendo do nível de solicitação no material. Se a tensão máxima existente na região do defeito (calculada como se este não existisse) for menor que a tensão limite de escoamento, é recomendado o uso da Mecânica da Fratura Elástica Linear. Se o fator de intensidade de tensão calculado for menor que 70% de K_{IC}, o defeito é considerado aceitável, o que corresponde a um coeficiente de segurança de 1,43 quanto às cargas ou de 2,0 quanto ao tamanho da trinca. Se o valor de K_{IC} não é válido, é recomendado usar o conceito do deslocamento de abertura da trinca, COD, crítico, δ_C. Quando a tensão máxima na seção ultrapassa σ_E, o uso de δ_C é obrigatório, através da definição de tamanho efetivo a*, pelo uso de gráficos, derivados de soluções elásticas modificadas. A partir das curvas de projeto de COD, é definido o tamanho admissível a_m , na forma:

$$a_m = C\,(K_{IC} / \sigma_E)^2$$

$$a_m = C\,(\delta_C / \varepsilon_E)$$

sendo aceitável o defeito se o tamanho efetivo for menor que o admissível. Quanto à propagação por fadiga, o procedimento recomendado é de integrar a equação de propagação ciclo a ciclo, até a vida prevista, sendo o critério de aceitabilidade o de ruptura estática ao fim da vida.

RESUMO DA SEÇÃO XI DO
ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE [2].

Essa seção diz respeito a inspeções em serviço de vasos sob pressão de usinas nucleares, com requisitos quanto aos procedimentos para inspeção, intervalos destas inpeções, caracterização das indicações, etc. No Capítulo IBW 3000, são fornecidos os padrões para a aceitabilidade dos defeitos, em termos de percentagem de área, para várias categorias de componentes de soldas. Quando a indicação de defeito for maior do que a admissível, uma análise mais detalhada, de acordo com o Apêndice A da norma, deve ser feita, com base na Mecânica da Fratura Elástica Linear. O tamanho máximo do defeito deve ser tal que, com a propagação por fadiga, ao longo da vida, o tamanho final não exceda 10% do tamanho crítico de defeito. O procedimento do Apêndice A é limitado a espessuras maiores que 100 mm e com aços com uma tensão limite de escoamento de 345 MPa ou menos.