CAPÍTULO 9

RESISTÊNCIA À FADIGA DOS MATERIAIS

Em qualquer projeto quanto à fadiga, um dos pontos fundamentais é determinar, seja experimentalmente ou não, a resistência a fadiga do material. Esta resistência à fadiga deve ser compatível com o critério de projeto adotado, como discutido no Capítulo 8. Assim, dependendo do tipo de aplicação podemos necessitar de informações quanto a resistência à nucleação de trincas de fadiga, ou então a resistência à propagação destas trincas. Estas informações podem muitas vezes não estarem disponíveis, para o material de interesse, quando então devemos levantar em laboratório estes dados. Quando o projeto deve iniciar, sem dados quanto à resistência à fadiga, devemos ter critérios para ao menos estimar o comportamento do material. O objetivo deste Capítulo é de justamente comentar os aspectos relativos à determinação experimental da curva de resistência à fadiga do material de interesse. Outro ponto importante diz respeito à estimativa das curvas, a partir de poucas informações a respeito do material. Assim, este Capítulo tem como objetivo também fornecer dados que permitam estimar o comportamento à fadiga do material, quanto a nucleação de trincas. Seja na determinação experimental seja na estimativa das curvas de resistência à propagação das trincas de fadiga o Capítulo 12 discute os diferentes aspectos envolvidos e fornece os dados necessários para uma avaliação da vida de propagação.

9.1 - ENSAIOS DE FADIGA.

Os primeiros ensaios de fadiga para pesquisar a resistência a carregamentos cíclicos foram feitos com corpos de prova de seção circular, submetidos a esforços de flexão e postos a girar. Contando-se o número de rotações até a ruptura do corpo de prova, temos o número de ciclos que o material suportou, até a falha, correspondente ao nível de tensão cíclica atuante. Neste tipo de ensaio, embora a carga seja constante, a tensão varia senoidalmente com o tempo, devido a rotação do corpo de prova, conforme mostra a figura 9.1. Em outras situações a tensão varia ciclicamente sobre um valor de tensão média que não é zero, fazendo com que a alternância não seja simétrica. Isto faz com que seja necessário considerar não só a influência da amplitude da tensão alternante, como também a intensidade da tensão média sobre a resistência à fadiga. A nomenclatura adotada para identificar as tensões atuantes neste caso está ilustrada na figura 9.1.

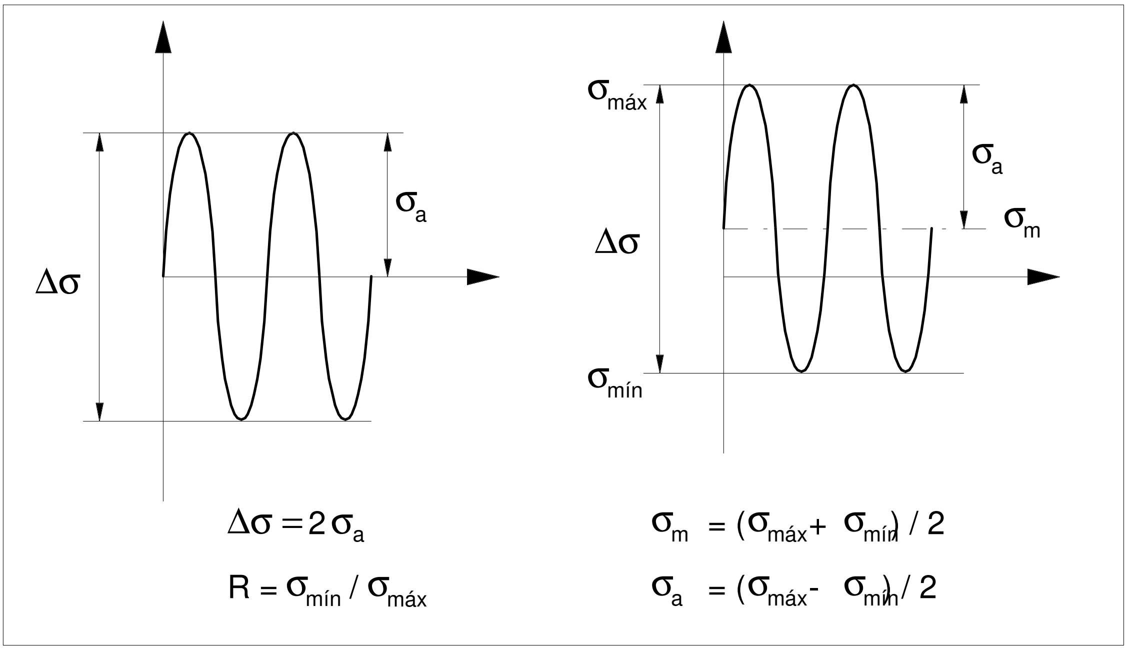

Figura 9.1 - Variação da tensão em um ensaio de flexão rotativa e definição das tensões em um caso geral.

Nos ensaios de flexão rotativa o material é solicitado por uma tensão cíclica alternante, com tensão média nula. Neste ensaio um corpo de prova é posto a girar, submetido a um momento fletor constante, o que faz com que cada ponto do material, devido à rotação, tenha o seu nível de tensão variando senoidalmente. O corpo de prova assim permanece até que venha a romper. Novos corpos de prova são ensaiados, com diferentes intensidades de carregamento, permitindo desta forma uma avaliação do efeito do nível do carregamento cíclico sobre a vida à fadiga do material em questão. Os resultados destes ensaios são usualmente apresentados na forma gráfica, de valores da tensão alternante aplicada contra o número de ciclos da vida. Como a vida pode ser tão curta como 10 ciclos ou tão longa como 10^9 ciclos, a escala usada é normalmente logarítmica, ao menos no eixo horizontal, como ilustra a figura 9.2.

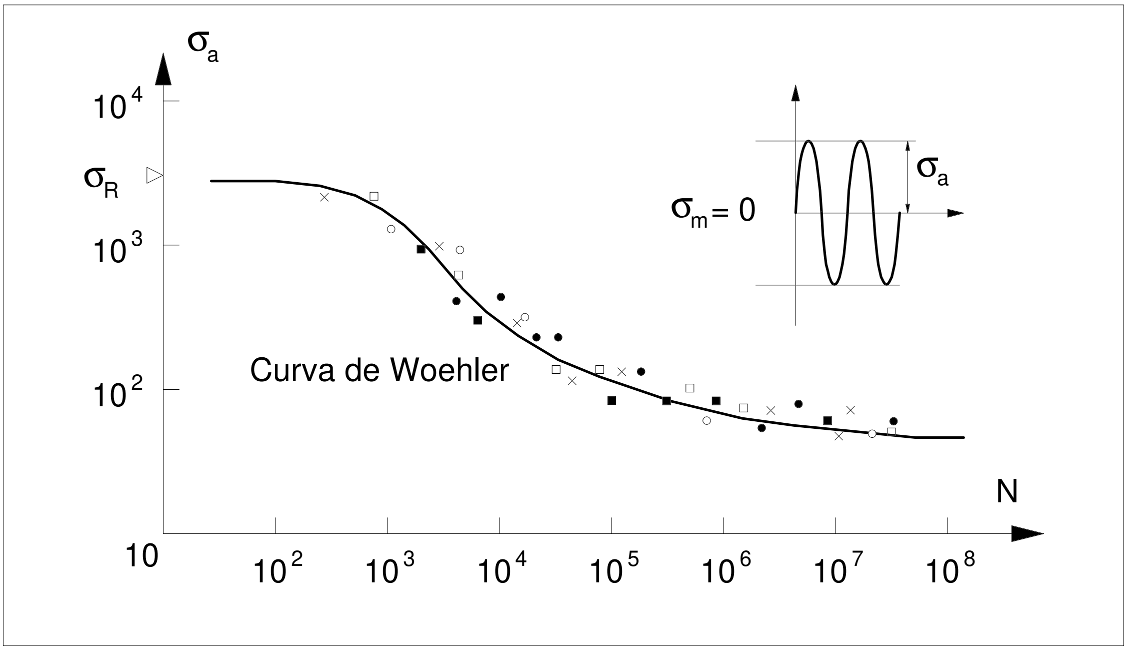

Figura 9.2 - Aspecto geral de uma curva tensão alternante-número de ciclos.

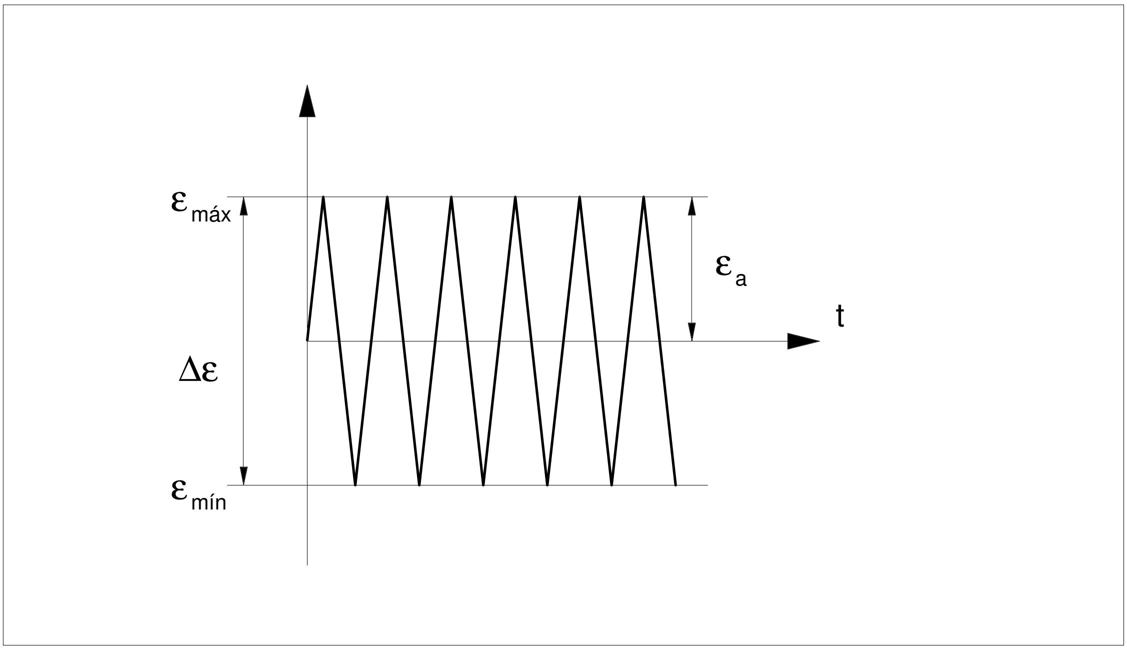

Figura 9.3 - Variação da deformação num ensaio com deformação controlada.

Uma característica importante, e que deve ser levada em consideração em todo e qualquer problema relacionado com fadiga, é a grande dispersão de resultados existente, principalmente para vidas superiores a 10^4 ciclos. Isto é devido ao processo de nucleação, que fica bastante influenciado pelas heterogeneidades metalúrgicas, que são aleatoriamente dispersas pelo volume do material.

Outros tipos de ensaios realizados são os de tração-compressão, torção cíclica ou de flexão plana, sendo que atualmente a tendência é de usar predominantemente testes axiais, de tração-compressão. Alguns ensaios são realizados com o uso de carregamentos combinados, ou seja, tração-flexão, tração-torção, flexão-torção, entre outras combinações. Atualmente o estudo da fadiga é feito tomando por base os dados obtidos com ensaios de tração-compressão, com controle de carga na região a alto ciclos e com controle de deformação na região a baixo ciclos. Os equipamentos de ensaio são na sua grande maioria máquinas eletro-hidráulicas servocontroladas, com realimentação do sinal de controle e possibilidade de medida de várias grandezas simultaneamente. Nos ensaios com controle de deformação as curvas são de ε_a (componente dinâmica da deformação) contra N ou de $\Delta\varepsilon$, faixa de variação da deformação, contra a vida N.

Outros tipos de ensaios são feitos com o objetivo de obtermos o comportamento do material quando à propagação de trincas de fadiga. Neste caso o corpo de prova é pré-fissurado e a velocidade com que a trinca cresce e a intensidade do carregamento cíclico são monitoradas.

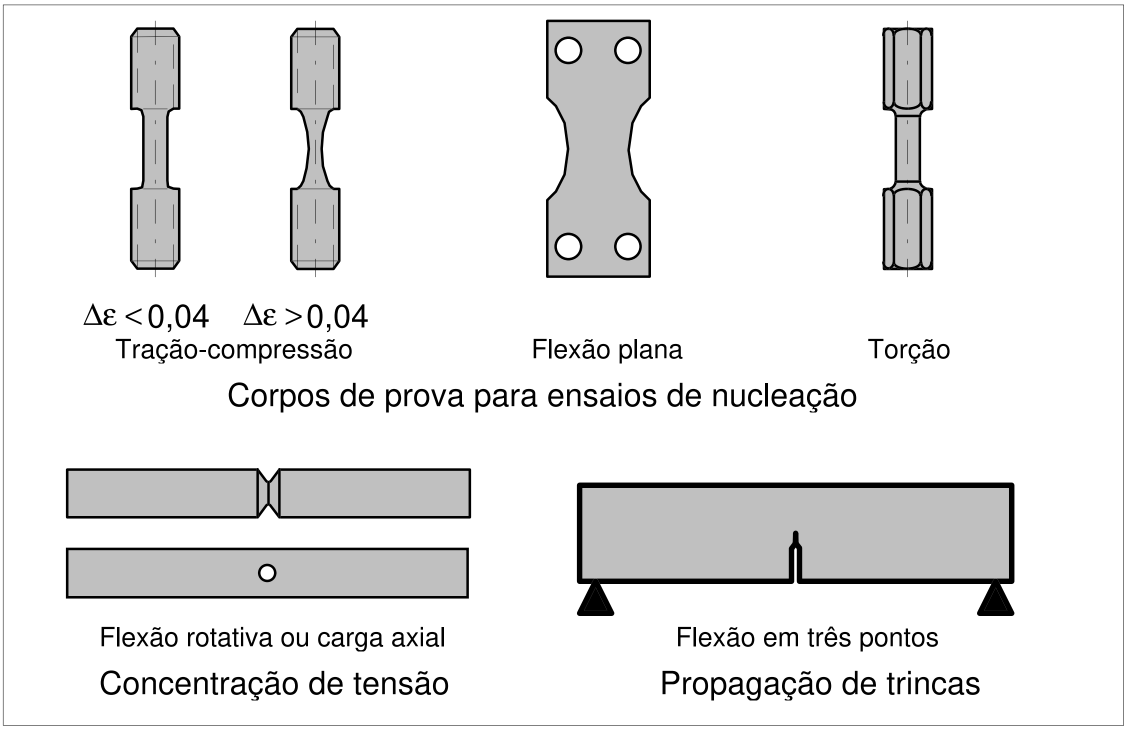

Figura 9.4 - Tipos de corpos de provas, para diferentes ensaios de fadiga.

Outro aspecto que é investigado diz respeito à aplicação de cargas não senoidais, de modo a simular cargas reais de serviço. Assim, temos, em uma primeira aproximação para modelar uma carga real de serviço, a aplicação de uma carga flutuante, ou seja, uma solicitação senoidal com tensão média não nula. Outra possibilidade é uma solicitação cíclica definida através de blocos de carregamento, cada bloco formado por sequências de vários níveis de carga, cada nível considerado com um carregamento com amplitude constante. Num grau mais sofisticado, os blocos são formados por uma sequência aleatória, que busca reproduzir o mais próximo possível as condições reais de serviço que o produto encontra na prática. A figura 9.5 ilustra estas diferentes formas de carregamentos que são aplicadas em laboratório, sobre corpos de prova ou sobre estruturas completas.

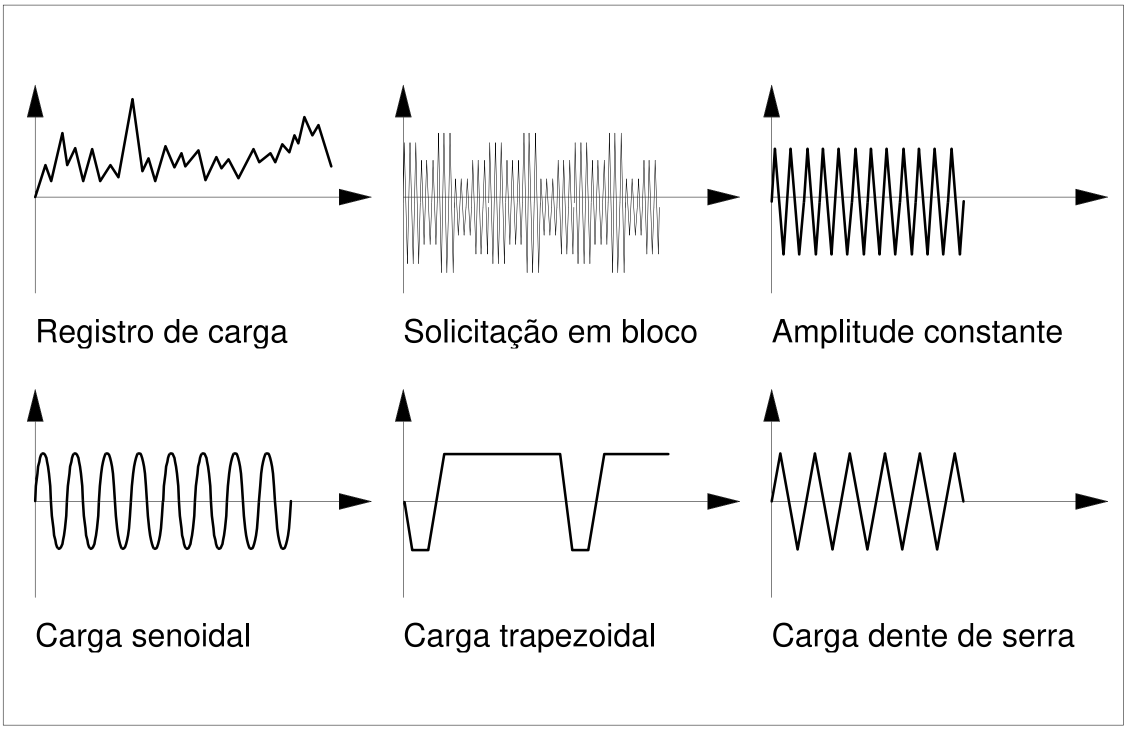

Figura 9.5 - Tipos de solicitações variáveis ao longo do tempo, mais usuais em casos práticos.

Os corpos de prova usados para determinar as propriedades de fadiga estão sujeitos a um controle muito mais intenso do que no caso de corpos de prova para uso no ensaio de tração. Esta necessidade é decorrência do grande número de variáveis que influem sobre a resistência à fadiga do material, como por exemplo, orientação do corpo de prova em relação às direções de laminação, trefilação ou forja, grau e direção do acabamento superficial, dimensões do corpo de prova, forma da seção transversal, colinearidade entre o eixo do corpo de prova e a carga de ensaio, tipo de carregamento empregado, agressividade do meio ambiente, etc.. Desta forma, a confecção de corpos de prova para ensaios de fadiga é estabelecida nas normas de ensaio, sendo geralmente necessário um acabamento esõerado na superfície, com polimento manual após a operação de retífica, bem como um cuidado especial na forma da transição entre a seção útil e os extremos a serem fixados nas garras, para evitar ao máximo pontos com concentração de tensão. Os corpos de prova usualmente são de seção circular com um diâmetro da ordem de 6 a 10 mm, sendo ensaiados ou com carga axial ou sob flexão rotativa. A tabela 9.1 indica as principais normas da ASTM que estabelecem os requisitos e orientações necessárias para a realização de ensaios de fadiga.

TABELA 9.1 - Normas e especificações da ASTM para ensaios de fadiga [ ].

Número ASTM	Assunto da especificação
E 206	Testes e tratamento estatístico dos resultados.
E 466	Testes de fadiga axial, com amplitude constante.
E 467	Verificação de máquinas de ensaio axial.
E 468	Apresentação de resultados com amplitude constante.
E 513	Teste de amplitude constante, baixo número de ciclos.
E 606	Nomenclatura de ensaios a baixo número de ciclos.
E 647	Ensaio de propagação de trincas de fadiga.
E 739	Análise estatística das curvas σ - N e ε - N.
E 742	Testes de fadiga com ambiente agressivo.

9.2 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS.

Conforme comentado no início do presente Capítulo, um ponto de grande interesse, ao menos para componentes que exigem uma vida elevada, é a tensão limite de fadiga. No entanto muitos projetos são efetuados sob condições de vida finita e assim geralmente há interesse no comportamento completo à fadiga do material. Este comportamento à fadiga pode ficar caracterizado pela curva de tensão alternante aplicada no corpo de prova contra vida, medida em número de ciclos, como na figura 9.2, comumente chamada apenas de curva σ - N ou curva de Woehler. Esta curva tem como característica básica o fato que, quanto menor a amplitude das tensões cíclicas, maior é a vida à fadiga. No extremo de alto número de ciclos a curva σ - N apresenta um comportamento importantíssimo para aplicações práticas, no caso de ligas ferrosas e ligas de titânio. Nestes casos, a curva apresenta um patamar, para o qual a vida passa a ser infinita, ou seja, para tensões alternantes situadas abaixo do nível deste patamar a peça, ou corpo de prova, não rompe, não importa quanto tempo a tensão seja ciclicamente aplicada. O nível de tensão alternante correspondente ao patamar é denominado de tensão limite de fadiga, σ_F, uma propriedade fundamental para o projeto de peças que são solicitadas ciclicamente com uma frequência elevada, acarretando assim vidas da ordem de vários milhões de ciclos. Para outros materiais, principalmente ligas de alumínio e de magnésio, a curva σ - N tem um aspecto sempre decrescente, ou seja, não importa o nível de tensão alternante, sempre teremos uma vida finita, embora bastante longa. Nestes casos não se define uma tensão limite de fadiga e sim uma tensão alternante correspondente a uma dada vida, que pode ser denominada de tensão de resistência à fadiga, σ_N, sendo N a vida. Um resumo de um grande número de resultados experimentais, para aços sob carga axial de tração-compressão, é apresentado por Heywood [ ], conforme reproduzido na figura 9.6 abaixo.

A figura 9.6 ilustra dados para vários tipos de aços, com diferentes composições e tratamentos térmicos, havendo assim a necessidade de reunir os resultados de um modo coerente para permitir uma comparação dos valores experimentais. A maneira mais usual é usar uma forma adimensional, e plotar a resistência à fadiga relativa à tensão limite de resistência, do ensaio estático de tração, na forma da relação σ_a / σ_R.

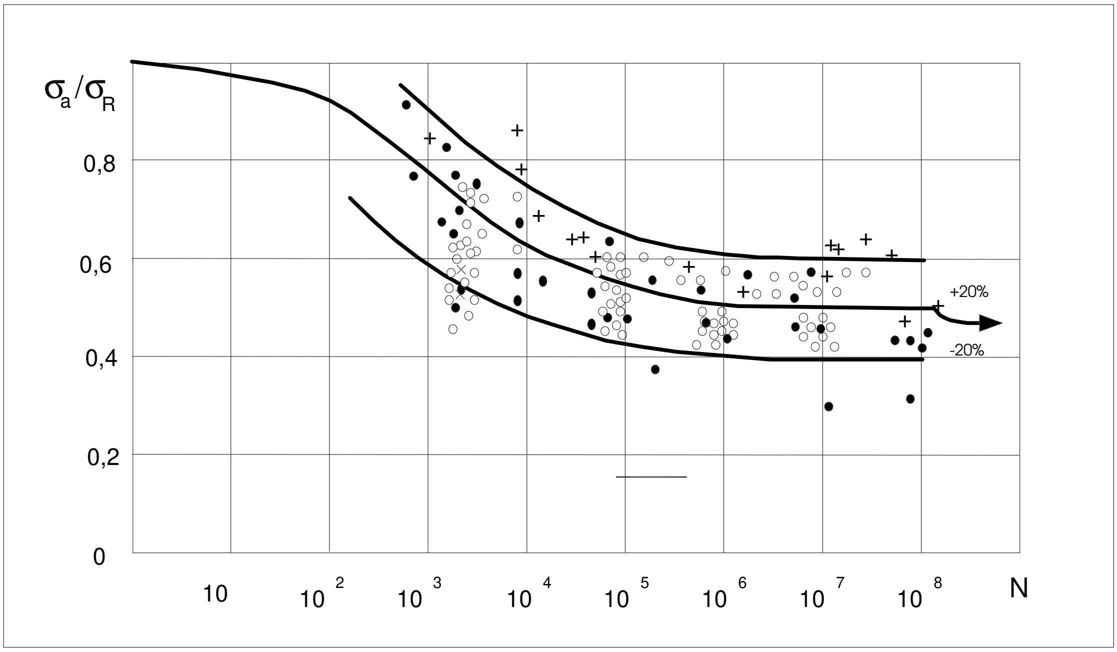

Figura 9.6 - Resultados experimentais obtidos com ensaios de tração-compressão alternante, em aço, adimensionais em relação à tensão limite de resistência, [ ].

Comparando os resultados de ensaios de tração- compressão com os resultados obtidos com flexão rotativa, nota-se que geralmente estes últimos possuem uma pequena vantagem quanto à resistência à fadiga, para igual número de ciclos. Este efeito ocorre por uma interpretação incorreta dos resultados, pois a tensão calculada é sempre o valor nominal, baseada em um cálculo elástico, ou seja, usando as expressões:

Tração: $\sigma_0 = F / A$

Torção: $\tau_0 = M_t / W_t$

Flexão: $\sigma_0 = M_f / W_f$

No caso de tração, a tensão calculada é correta, esteja o material no regime elástico ou no regime plástico. Para a solicitação de flexão, a situação é totalmente diversa, pois com o material no regime plástico a tensão máxima na seção é menor do que a computada elasticamente e assim os ensaios fornecem a falsa impressão de uma maior resistência à fadiga quando a solicitação é de flexão. A figura 9.7 mostra a diferença entre a distribuição real e a idealizada no caso elástico. Assim, para igual momento fletor, a tensão real na seção será sempre menor que a tensão nominal, quando ocorrer plastificação na seção. Para um material que sofre um amolecimento cíclico este efeito é bastante pronunciado, pois mesmo com um carregamento inicialmente elástico, o material pode começar a sofrer deformações plásticas após uns poucos ciclos. Embora muitas vezes a diferença entre as tensões máximas não seja muito grande, de menos de 10%, esta diferença pode levar a vidas de fadiga muitas vezes maiores ou menores.

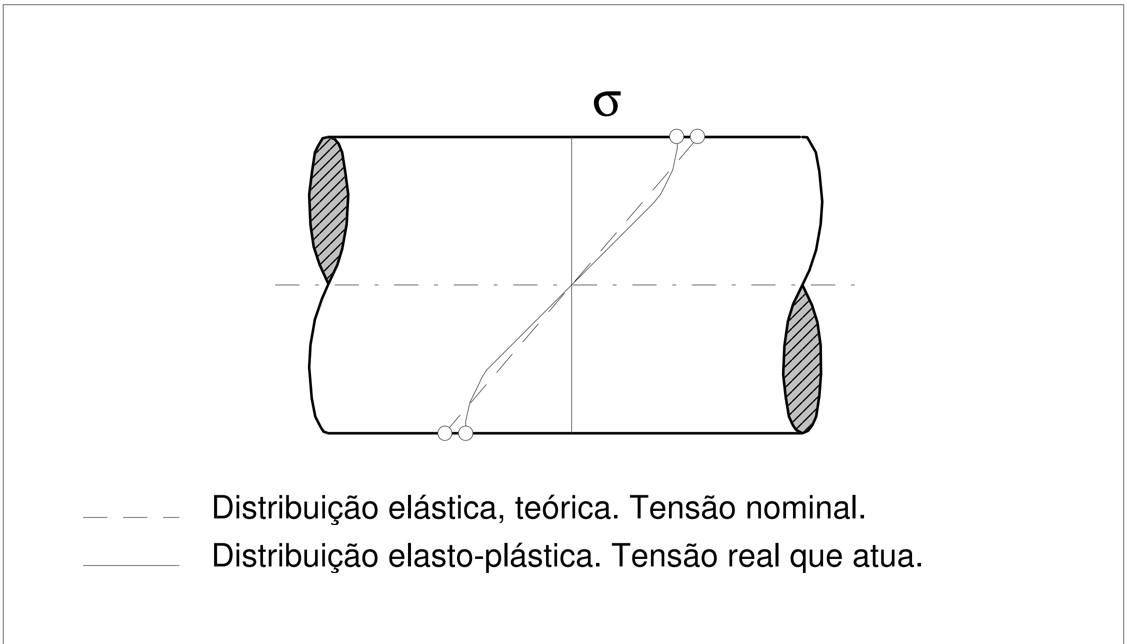

Figura 9.7 - Diferença entre o campo elástico e o campo real de tensões de flexão, para igual momento aplicado.

Os resultados mostram que uma estimativa bastante razoável da curva σ - N, para os aços forjados sob flexão rotativa, é a de considerar uma reta em coordenadas logarítmicas, ligando os pontos $0{,}8 \cdot \sigma_R$ em 10^3ciclos e $0{,}5 \cdot \sigma_R$ em 10^6ciclos, [ ]. Isto implica em uma tensão limite de fadiga, σ_F, de $0{,}5 \cdot \sigma_R$, obtida a partir de 10^6ciclos, o que é uma aproximação conservativa, considerando que a faixa de pontos experimentais situa-se acima da curva assim prevista.

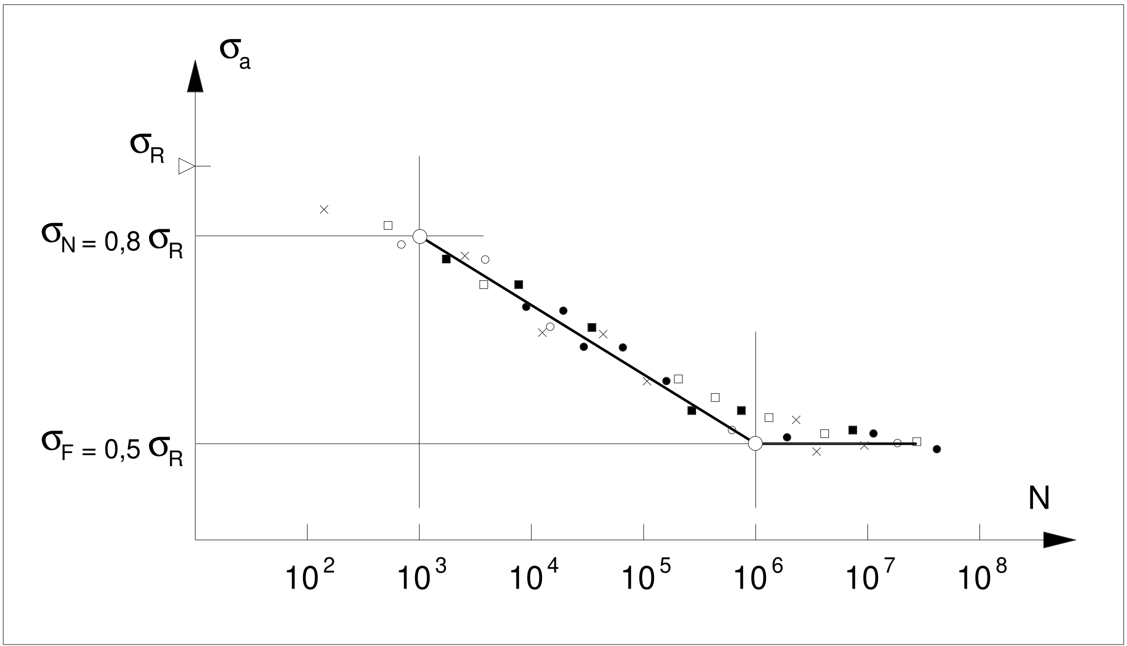

Figura 9.8 - Estimativa da curva σ - N para aços forjados, sob flexão rotativa. Pontos experimentais simulados.

A tensão limite de fadiga para carga axial, ou seja, tração-compressão, pode ser estimada como 85% da tensão limite de fadiga correspondente, ou seja, à flexão rotativa. Sob torção, os materiais dúteis apresentam uma resistência à fadiga que segue a teoria da máxima energia de distorção, com boa precisão. Assim a tensão limite de fadiga para torção alternante é estimada em 57,7% da tensão limite de fadiga sob flexão rotativa. Estes valores correspondem à tensão alternante que separa a região de vida finita da região de vida infinita, ou seja, correspondem ao patamar da tensão limite de fadiga, σ_F ou τ_F.

Quando é sobreposta à tensão alternante uma tensão média de tração, é verificada uma redução na vida, quando comparada com a vida para a tensão alternante pura, ou o que é equivalente, para igual vida, a tensão alternante que pode ser aplicada ao material na presença de uma tensão média trativa é menor. Um resumo do comportamento de vários aços é mostrado abaixo, considerando sempre a tensão alternante que fornece uma vida infinita, influenciada pelo efeito de uma tensão média, onde é flagrante a redução da tensão alternante que pode ser sobreposta a uma tensão média, a medida que esta aumenta.

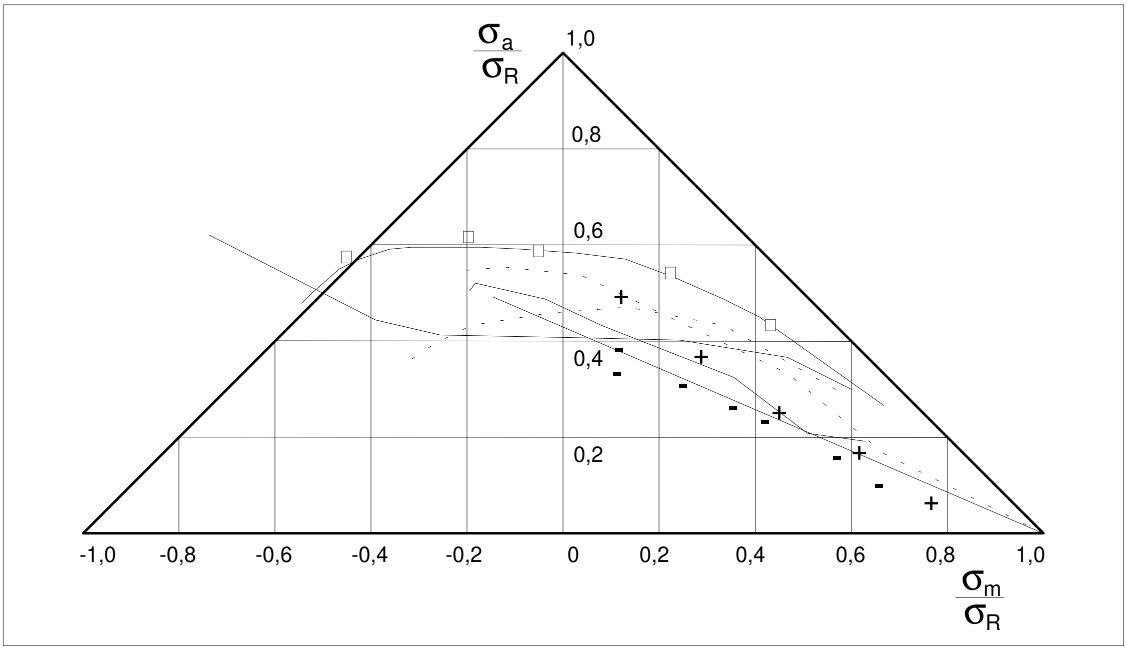

Figura 9.9 - Efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga do material, para vida infinita, para alguns materiais metálicos, segundo [ ].

9.3 - ESTIMATIVA DA CURVA σ- N DO MATERIAL.

Todo projetista encontra-se frequentemente com o dilema de determinar a curva σ - N do material específico com que está trabalhando, ou seja, com as características de composição química, tratamento termomecânico, condições do meio ambiente, etc. Em certos casos, a pesquisa na bibliografia especializada [ ], [ ], [ ] pode mostrar-se frutífera, porém em outras situações mais particulares não conseguimos todas as informações desejadas. Neste caso torna-se necessário partir para a determinação experimental das propriedades de fadiga, seja do material, seja do produto, como ilustrado na figura 8.11. Se o volume de produção for suficientemente elevado ou se o grau de segurança exigido for grande, encontramos amparo para a realização de um plano experimental de caracterização da resistência à fadiga do material ou do produto. Em casos em que não se justifica um programa experimental, ou onde se necessite de alguma informação preliminar para dar início ao projeto preliminar, enquanto os ensaios são executados, torna-se valiosa a possibilidade de fazer uma estimativa do comportamento à fadiga do produto. Este enfoque terá uma atenção especial ao longo deste texto, procurando sempre obter uma estimativa da curva de fadiga do material ou do produto, tomando como informações iniciais dados básicos do material, obtidos de forma mais imediata, como através de um simples ensaio de dureza ou do tradicional ensaio de tração.

Assim, vamos inicialmente fazer uma estimativa da curva σ - N do material, como seria obtida pelo uso de corpos de prova adequados, usando a idéia introduzida nas figuras 9.6 e 9.8, ou seja, correlacionar a tensão alternante da curva com a tensão limite de resistência do material. Em todos os casos a curva σ - N será sempre considerada como uma reta em coordenadas logarítmicas, logo, com dois pontos temos a curva totalmente definida. Um ponto será considerado em 10^6 ciclos, vida que define o início do patamar da tensão limite de fadiga, no caso dos metais ferrosos, e assim a tensão alternante nesta vida será a tensão limite de fadiga, σ_F. O outro ponto escolhido será em 10^3 ciclos, que normalmente limita a vida mínima onde a curva σ - N pode ser aplicada. A tensão alternante neste ponto será σ_N, que ocorre para $N_f = 10^3$ ciclos. Para diferentes materiais e tipos de carregamento, temos os casos abaixo, para estimativa da curva σ - N.

Sob carregamento de flexão rotativa, para aços forjados, [ ]

$\sigma_N = 0{,}8 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^3$ ciclos.

$\sigma_F = 0{,}5 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^6$ ciclos.

No caso de aços inoxidáveis,

$\sigma_F = 0{,}4 \cdot \sigma_R$

Sob carregamento axial, tração-compressão, para aços forjados,

$\sigma_N = 0{,}75 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^3$ ciclos

$\sigma_F = 0{,}425 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^6$ ciclos

Sob carregamento de torção alternante, para aços forjados,

$\tau_N = 0{,}68 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^3$ ciclos.

$\tau_F = 0{,}29 \cdot \sigma_R$; para $N_f = 10^6$ ciclos.

Nestas relações foi considerada, como tensão de referência, a tensão limite de fadiga sob flexão rotativa. Foram, ainda, considerados os fatores 0,850 e 0,577 para definir a tensão limite de fadiga, respectivamente, para carga axial alternante e para torção alternante. Para o caso da resistência em 10^3 ciclos, para torção, usamos um valor de 0,9 da tensão limite de resistência sob torção, a qual por sua vez é avaliada como 0,75 de σ_R, conforme consta no Apêndice 1, resultando assim no valor de 0,68 σ_R.

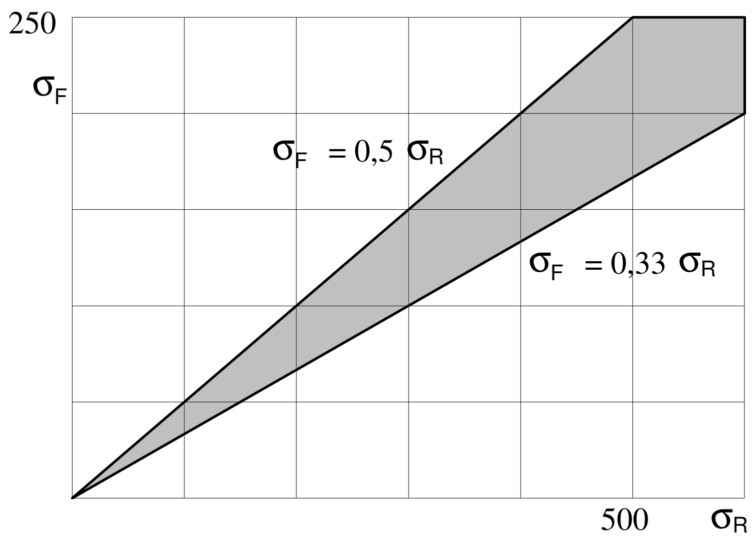

Figura 9.10 - Faixa de dispersão dos resultados experimentais típicos de σ_F em relação a σ_R no ensaio de flexão rotativa para o ferro fundido.

Dos dados da figura 9.10, para o ferro fundido, no limite inferior,
$\sigma_F = 0{,}35 \cdot \sigma_R$

Para ligas de cobre, a 2.10^7 ciclos, segundo Heywood, [ ]
$\sigma_F = (0{,}25 \text{ a } 0{,}5) \cdot \sigma_R$

Para o latão, a 2.10^7 ciclos,
$\sigma_F = 0{,}22 \cdot \sigma_R$

Para ligas de magnésio, a 10^8 ciclos
$\sigma_F = 0{,}40 \cdot \sigma_R$ (extrudadas)
$\sigma_F = 0{,}36 \cdot \sigma_R$ (forjadas)

Para ligas de titânio, segundo Heywood [ ],
$\sigma_F = 0{,}4 \text{ a } 0{,}7 \cdot \sigma_R$

Para o Zamack, liga de zinco para fundição sob pressão [ ]
$\sigma_F = 0{,}17 \cdot \sigma_R$

Para aços fundidos podemos usar
$\sigma_F = 0{,}48 \cdot \sigma_R$.

EXEMPLO 9.1 -

Estimar a curva σ - N para o aço SAE-ABNT 4340, com dureza de 334 HBN.

A tensão limite de resistência do material é obtida da dureza Bienell, que para um aço liga Ni - Cr - Mo é relacionada como:

$\sigma_R = 3,4 \cdot 334 = 1200$ MPa

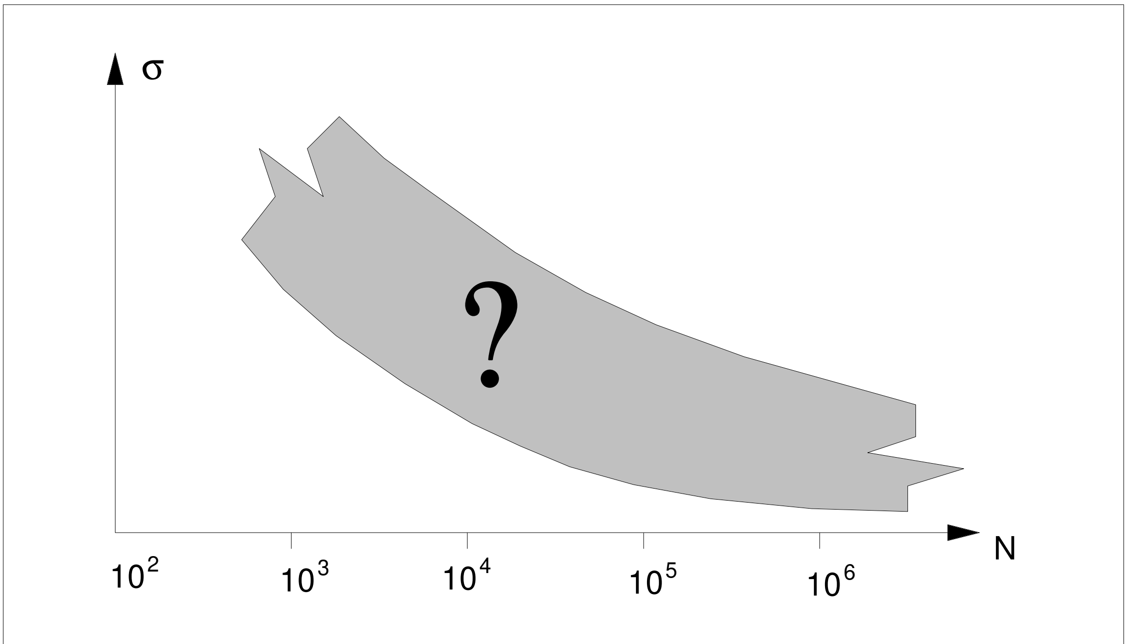

Figura 9.11 - Exemplo 9.1.

Tendo-se este valor podemos estimar o diagrama σ - N, para flexão rotativa como:

$\sigma_N = 0,8 \cdot \sigma_R = 0,8 \cdot 1200$

$\sigma_N = 960$ MPa para $N_f = 10^3$ ciclos

$\sigma_F = 0,5 \cdot \sigma_R = 0,5 \cdot 1200$

$\sigma_F = 600$ MPa para $N_f = 10^6$ ciclos

Para carregamento axial o diagrama é estimado pelas seguintes relações:

$\sigma_N = 0,75 \cdot \sigma_R = 0,75 \cdot 1200$

$\sigma_N = 900$ MPa para $N_f = 10^3$ ciclos

$\sigma_F = 0,425 \cdot \sigma_R = 0,425 \cdot 1200$

$\sigma_F = 510$ MPa para $N_f = 10^6$ ciclos

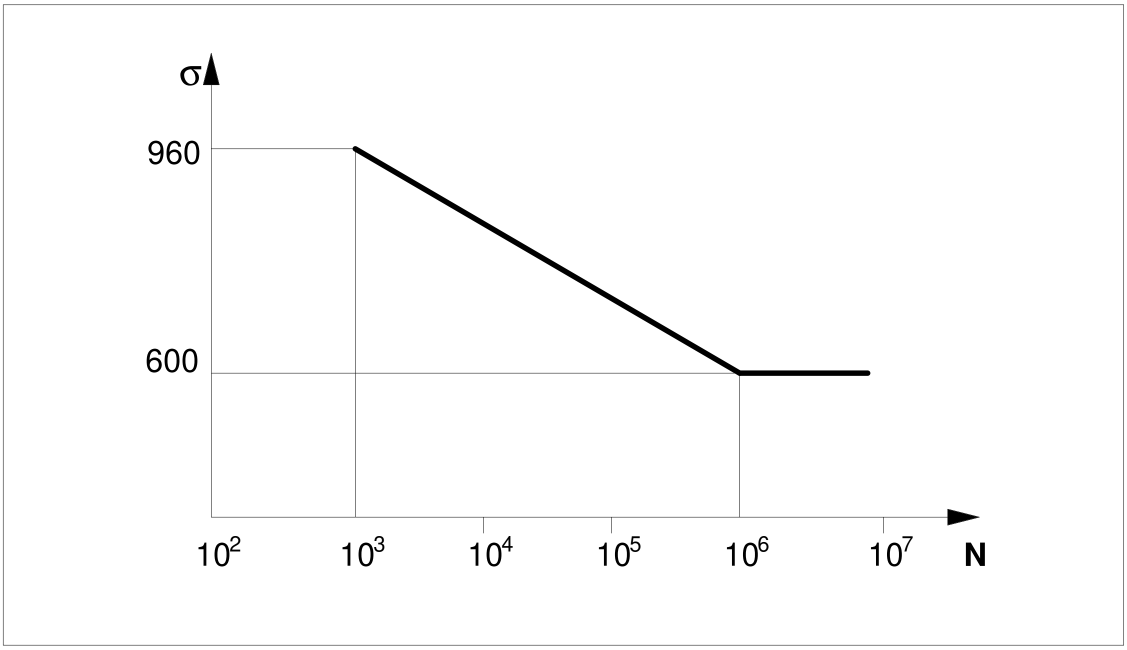

Figura 9.12 - Curva σ - N do exemplo 9.1, para flexão rotativa.

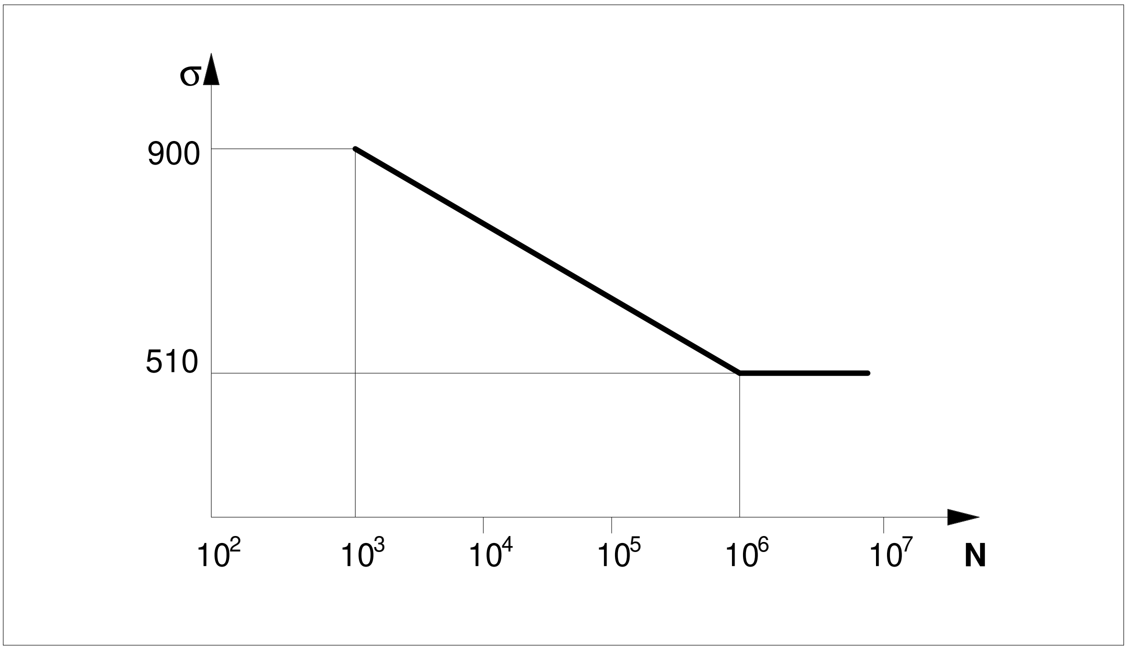

Figura 9.13 - Curva σ - N do exemplo 9.1, para carregamento axial alternante.

Para carregamento de torção alternante temos:

$\tau_N = 0{,}90 \cdot \tau_R$; $\tau_N = 810$ MPa para $N_f = 10^3$ ciclos

$\tau_F = 0{,}29 \cdot \sigma_R$; $\tau_F = 348$ MPa para $N_f = 10^6$ ciclos

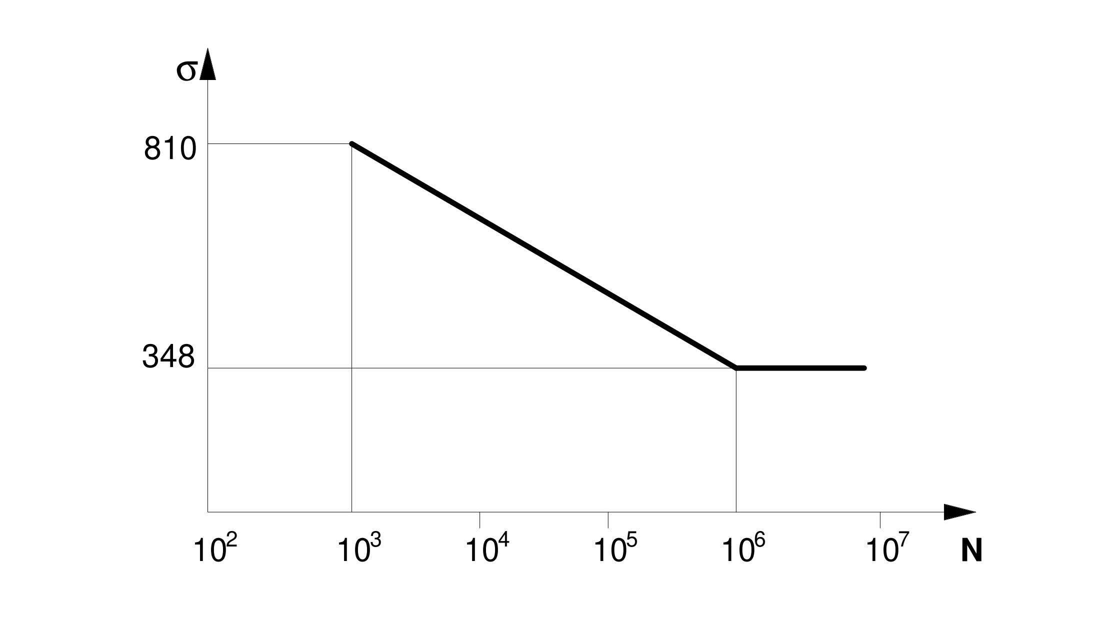

Figura 9.14 - Curva τ - N do exemplo 9.1, para carga alternante de torção.

Todas as curvas σ - N anteriormente citadas são tratadas como lineares, quando em coordenadas logarítmicas. Este fato leva à possibilidade de obtermos uma equação que represente exatamente a nossa estimativa da curva σ - N considerada, que será, no caso, a equação de uma reta em coordenadas logarítmicas. Esta equação pode ser posta sempre na forma da equação (9.1), sendo no entanto válida apenas dentro do intervalo de 10^3 a 10^6 ciclos, que é o campo de validade da aproximação da curva σ - N.

$$\sigma_N = C\,N^m \qquad (9.1)$$

Nesta equação C e m vão depender das propriedades de resistência à fadiga do material. Esta equação pode ter as suas constantes determinadas a partir da orientação dada para estimar a curva σ - N do material, ou seja, como é a equação de uma reta, com dois pontos ela fica univocamente definida. Estes dois pontos podem ser os correspondentes às vidas de 10^3 e de 10^6 ciclos. Chamando de σ_N a tensão alternante para 10^3 e de σ_F a tensão limite de fadiga, que ocorre, segundo nossa estimativa, a partir de 10^6 ciclos, o expoente m da equação (9.1) é obtido como

$$m = \frac{\log \sigma_N - \log \sigma_F}{\log 10^3 - \log 10^6}$$

$$m = -\frac{1}{3} \cdot \log \sigma_N / \sigma_F \qquad (9.2)$$

Quanto à constante C, esta pode ser obtida através da substituição dos valores de σ e N, correspondentes a 10^3 ou 10^6 ciclos, juntamente com o expoente m, já determinado, na equação (9.1), resultando

$$C = \sigma_N N^{-m} \qquad (9.3)$$

Assim, com C e m calculados, podemos determinar σ_N, para uma dada vida de N ciclos ou, então, obter a vida para uma dada tensão alternante como

$$N = (\sigma / C)^{1/m} \qquad (9.4)$$

9.4 - ESTIMATIVA DA CURVA ε - N DO MATERIAL.

Quando o material que forma o componente estrutural fica solicitado ciclicamente dentro da região plástica, as deformações são mais significativas para qualificar as solicitações no material do que as tensões, principalmente se considerarmos um material com comportamento elasto-plástico ideal. Conforme comentado no Capítulo 8, a resistência à fadiga de zonas plásticas confinadas pode ser estimada pelo ensaio de corpos de prova sob níveis controlados de deformação. Neste tipo de ensaio a deformação cíclica é mantida constante, sendo medida por extensômetros instalados no corpo de prova, sejam estes axiais ou diametrais. Em testes onde a amplitude da deformação imposta exceda 0,02, o uso de corpos de prova de seção variável, para evitar a flambagem, é obrigatório, juntamente com o uso de um extensômetro diametral. Neste tipo de ensaio a força aplicada sobre o corpo de prova pode variar, devido ao efeito de encruamento ou amolecimento cíclico, sendo no entanto esta variação mais acentuada nos primeiros 20% da vida, ficando a partir daí uma situação mais estável. Se a variável que é controlada ao longo do ensaio é a faixa de variação da deformação total, conhecendo a tensão máxima do ciclo, que age no corpo de prova, é possível determinar a faixa da deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e$, como

$$\Delta\varepsilon = \Delta\sigma / E \qquad (9.5)$$

e portanto, a faixa de deformação plástica será

$$\Delta\varepsilon_p = \Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon_e$$

Na figura 9.14 estão mostradas as variáveis citadas quando medidas sobre um laço de histerese típico de um ensaio de fadiga com controle de deformação.

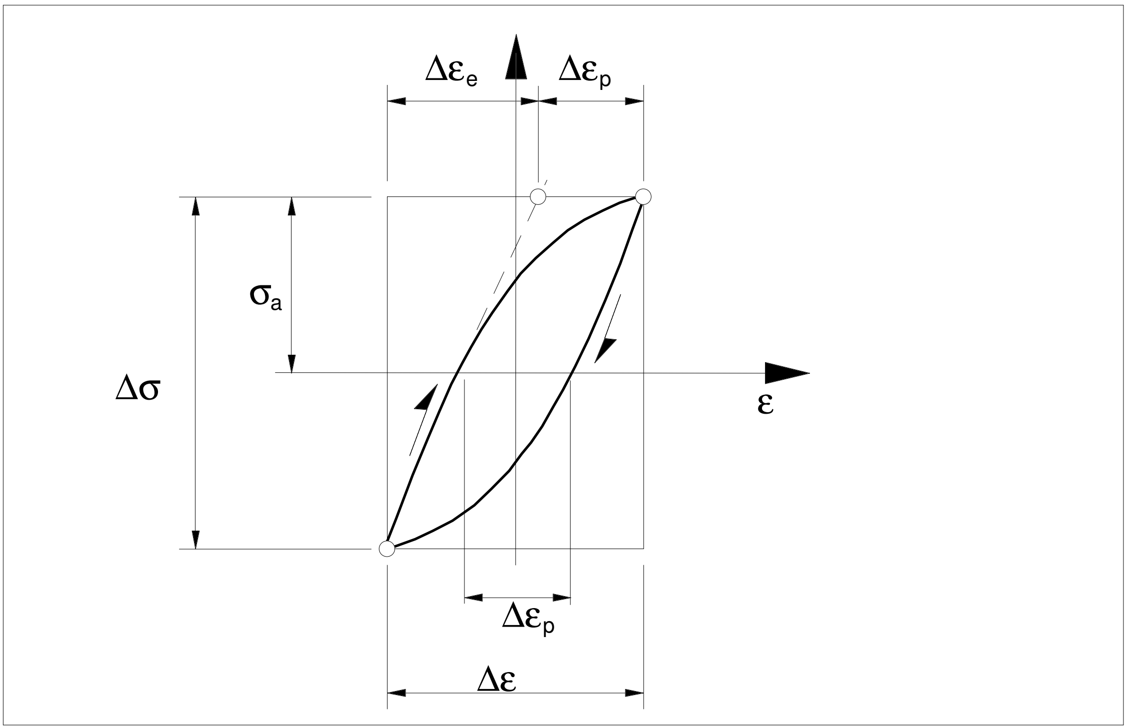

Figura 9.15 - Definição das variáveis de um laço de histerese.

A partir dos valores de $\Delta\varepsilon$ e $\Delta\varepsilon_e$, medidos do laço de histerese estabilizado, condição necessária, já que o valor constante no ensaio é $\Delta\varepsilon$, é possível correlacionar cada uma das faixas de deformação com a vida do corpo de prova, ou seja, o número de ciclos para levar à falha. As curvas típicas estão ilustradas na figura 9.15, ficando aproximadamente linhas retas as curvas de $\Delta\varepsilon_e$ - N e $\Delta\varepsilon_p$ - N, quando usamos um gráfico com ambos os eixos com escala logarítmica. A curva correspondente à faixa de deformação total, soma das duas curvas anteriores, é mostrada também, sendo assintótica àquelas curvas, nos extremos das curvas onde as respectivas deformações predominam, pelo fato das escalas serem logarítmicas.

A dependência da vida do material com a faixa da deformação plástica foi proposta no início da década de 1950, tendo sido confirmada por um considerável volume de estudos. Esta dependência foi proposta separadamente por Coffin [7] e Manson [12], sendo referida como relação de Coffin-Manson. Esta relação é expressa como

$$\Delta\varepsilon_p = M\, N_f^{\,c} \tag{9.6}$$

onde N_f é o número de ciclos para falha e M e c são constantes que dependem essencialmente do material. A equação (9.6) é uma reta em coordenadas logarítmicas, como mostra a figura 9.15, onde M é a deformação plástica necessária para levar o material à falha em um ciclo, $N_f = 1$. A região em que há predominância das deformações plásticas é usualmente referida como de fadiga a baixo número de ciclos de carga para falha, ou mais abreviadamente, fadiga a baixo ciclos. Esta é caracterizada pela presença de deformações plásticas, ciclícas, em nível macroscópico, como evidenciado pelo laço de histerese. Dependendo da resistência do material e da sua dutilidade, o limite superior de ciclos para a região de baixo número de ciclos pode variar de 10^2 a 10^5 ciclos aproximadamente. Para os materiais dúteis usuais, o regime de baixo ciclos é limitado a aproximadamente 50 000 ciclos.

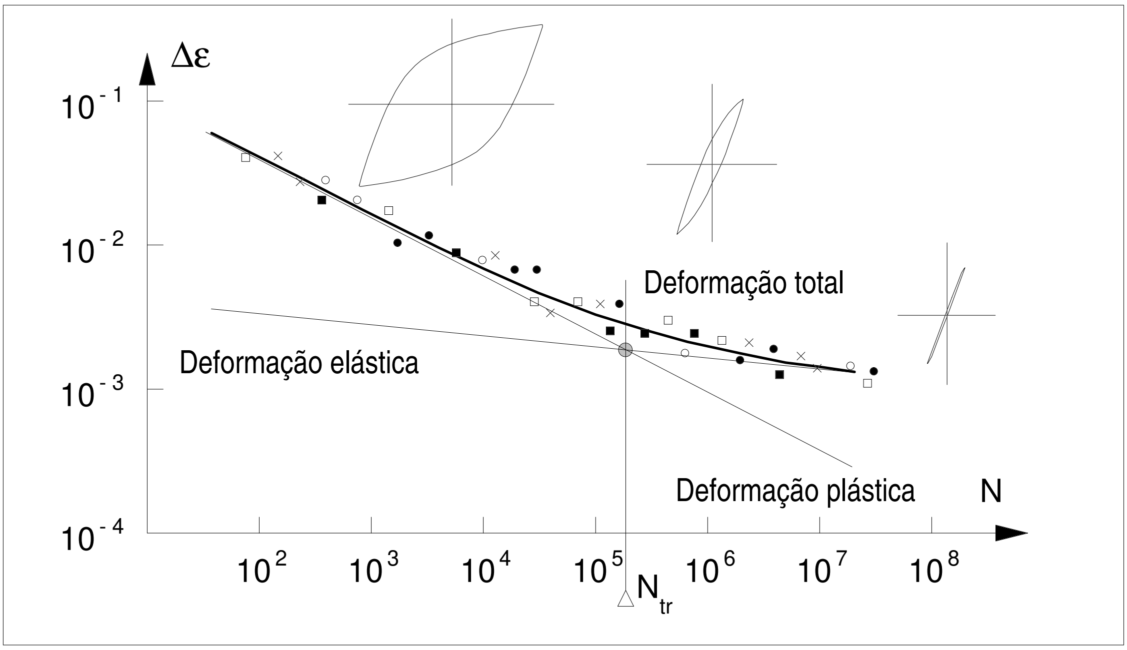

Figura 9.16 - Curvas de resistência à fadiga para ensaio com controle de deformação, ou seja, $\Delta\varepsilon$ constante.

Quanto à componente elástica da faixa de deformação total, a equação abaixo ajusta-se adequadamente aos dados experimentais,

$$\Delta\varepsilon_e = B\, N_f^{\,b} \tag{9.7}$$

conforme proposto inicialmente por Basquin. A faixa de deformação total é obtida somando (9.6) com (9.7),

$$\Delta\varepsilon = B\, N_f^{\,b} + M\, N_f^{\,c} \tag{9.8}$$

ou seja, a soma da faixa de deformação elástica com a faixa de deformação plástica. Nestas equações B e b são constantes que dependem do material, assim com M e c.

O ponto em que $\Delta\varepsilon_e = \Delta\varepsilon_p$, figura 9.15, é denominado de ponto de transição para os regimes de fadiga a baixo ciclos e fadiga a altos ciclos, definindo o número de ciclos de transição, N_{tr} . Assim o limite superior para a fadiga a baixos ciclos fica definido pela relação entre a deformação elástica e a deformação plástica, ou, o que é equivalente, pela geometria do laço de histerese. O comportamento do material à fadiga fica definido em função do número de ciclos de transição, N_{tr} . Para alguns materiais o valor de N_{tr} pode ser elevado, da ordem de 10000 ciclos, enquanto que em material frágil N é bastante pequeno, atingindo valores tão baixos como 6, por exemplo, no caso de um aço com uma dureza de 660 HBN. O que se observa é que, em geral, altos valores de dutilidade e baixa tensão limite de resistência resultam em valores elevados para N_{tr} . Inversamente, uma alta resistência e baixa dutilidade, resulta em um baixo valor de N_{tr} . Da equação (9.8) é possível obtermos a vida de transição, igualando as duas parcelas de deformação, obtendo assim

$$N_{tr} = (B/M)^{\,1/(c-b)} \tag{9.9}$$

A partir dos dados experimentais Coffin [ ], sugeriu que o expoente c da equação (9.6) pudesse ser tomado universalmente como -0,5, para qualquer material. Com este dado, uma primeira estimativa do coeficiente M pode ser feita, raciocinando que para altos valores de deformação total a parcela elástica é praticamente desprezável. Supondo que a equação de Coffin-Manson seja válida mesmo para o ensaio estático de tração, onde o número de ciclos para falha pode ser considerado como 1/4, e sendo ε_f a deformação real de fratura do ensaio de tração, usando a equação (9.6) temos

$$\varepsilon_f = M\,(1/4)^{\,-0,5}$$

ou seja,

$$M = \varepsilon_f /2 \qquad (9.10)$$

O valor de e pode ser obtido através do valor da redução de área, considerando a constância de volume de uma deformação plástica, pelo uso da equação (3.29), ou seja,

$$\varepsilon_f = \ln (1 - \varphi)^{-1}$$

$$M = 0,5 \ln (1 - \varphi)^{-1}$$

Quanto à parcela elástica da deformação total, Coffin sugeriu que uma primeira aproximação pode ser feita considerando-a constante, para qualquer vida, e igual à que corresponde à tensão limite de fadiga, ficando desta forma

$$\Delta\varepsilon = 1/2 \ln (1 - \varphi)^{-1} N_f^{-1/2} + 2\sigma_F/E$$

ou, considerando a amplitude de deformação, ε_a ,

$$\varepsilon_a = 0,25 \ln (1 - \varphi)^{-1} N_f^{-1/2} + \sigma_F /E \qquad (9.11)$$

Esta expressão permite fazer-se uma estimativa bastante razoável da curva ε_a -N, sendo em muitas situações recomendado o seu uso [ ].

MÉTODO DAS INCLINAÇÕES UNIVERSAIS.

Uma forma alternativa para obter a equação de $\Delta\varepsilon$ é utilizando o método proposto por Manson [ ], denominado de inclinações universais, pois considera que os expoentes b e c são constantes e iguais a - 0,12 e - 0,60 respectivamente, para todos materiais. Assim, conhecidos os expoentes falta apenas definir os valores dos coeficientes M e B, que correspondem aos valores de $\Delta\varepsilon$ para N de um ciclo. O coeficiente M, da parcela plástica, está intimamente ligado com a dutilidade do material, ou seja, com a sua capacidade de deformar-se plasticamente. Sendo ε_f a deformação de fratura do ensaio estático de tração, Manson recomenda tomar M como

$M = \varepsilon_f^{\,0,6}$

O coeficiente B por sua vez, que fornece a parcela elástica da deformação total, depende da resistência do material, onde Manson propõe para B

$$B = 3,5\ \sigma_R / E$$

ficando portanto a expressão em função de N_f,

$$\Delta\varepsilon = (3,5\ \sigma_R /E)\ N_f^{\,-0,12} + (\varepsilon_f^{\,0,6})\ N_f^{\,-0,6} \qquad (9.12)$$

que é a expressão final do método das inclinações universais. A comparação da equação acima com dados experimentais mostra que ela fornece uma indicação bastante boa para a maioria dos materiais ensaiados [ ]. Dentre estes materiais estão aços de baixa liga, recozidos e temperados, aços inoxidáveis, ligas de alumínio e outros metais. A previsão do comportamento à fadiga feita por (9.12) não apresentou bons resultados apenas no caso do berílio. Uma maneira alternativa de obter uma equação que permita prever a faixa de deformação correspondente a uma dada vida do material é considerar apenas a faixa de deformação total e a faixa de deformação que corresponde à tensão limite de fadiga, digamos $\Delta\varepsilon_0$. Isto leva a uma expressão da forma

$$\Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon_0 = D\ N_f \qquad (9.13)$$

onde, para deformações abaixo de $\Delta\varepsilon_0$, a vida é infinita, e acima será finita. Para grandes deformações a equação acima praticamente coincide com a equação (9.6), na região a baixos ciclos de falha. Assim, o coeficiente D é semelhante ao coeficiente M, e v é numericamente próximo de c. O valor de $\Delta\varepsilon_0$ é próximo a $2\sigma_F /E$. As constantes D, v e $\Delta\varepsilon_0$ podem ser estimadas a partir da curva de deformação total obtida experimentalmente, ou a partir da previsão usando por exemplo o método de inclinações universais. Manson recomenda determinar as três constantes envolvidas na equação (9.13) usando os valores de $\Delta\varepsilon$ correspondentes a 10, 10^3 e 10^5 ciclos, apresentando ótimos resultados quando comparados os valores previstos com os experimentais.

MÉTODO DE MORROW.

Uma outra maneira de apresentar a curva ε - N é através da equação de Morrow [ ], que considera não o número de ciclos, mas sim o número de reversões de carga, diferenciação que, para um carregamento cíclico do tipo senoidal, é irrelevante, mas que faz diferença quando a carga é do tipo aleatório, onde a definição de ciclo não é óbvia. Segundo Morrow a tensão alternante, para N ciclos de carga, ou 2N reversões, é dada por $\sigma_f' = (2N)^b$, sendo σ_f' uma constante do material, que pode ser aproximada pela tensão real de fratura, σ_f. A parcela plástica da deformação alternante por sua vez é dada por $\varepsilon_f'\ (2N)^c$ em que ε_f' é uma constante denominada de coeficiente de dutilidade à fadiga, cujo valor numérico é próximo ao valor da deformação real de fratura. A amplitude da deformação total alternante passa a ser, de acordo com Morrow,

$$\Delta\varepsilon/2 = \sigma_f'/E\ (2N_f)^b + \varepsilon_f'\ (2N_f)^c \tag{9.14}$$

As constantes da equação de Morrow, para alguns materiais selecionados estão colocadas no Apêndice 1. As constantes da equação (9.14), obtidas experimentalmente, permitem que calculemos as constantes da equação (9.8), se tal for necessário, como

$$B = 2^{1+b}\ \sigma_f'/E \tag{9.15}$$

$$M = 2^{1+c}\ \varepsilon_f'$$

sendo que os expoentes b e c permanecem inalterados, qualquer que seja a formulação.

9.5 - OBTENÇÃO DA CURVA TENSÃO-DEFORMAÇÃO CÍCLICA.

Se o material segue a equação (9.8), é possível determinar então a curva tensão-deformação cíclica, obtida com o material já estabilizado. Isolando das equações (9.6) e (9.7) o número de ciclos N,

$$N_f = (\Delta\varepsilon_p /M)^{1/c}$$

e

$$N_f = (\Delta\varepsilon_e /B)^{1/b}$$

Igualando as expressões de N e isolando $\Delta\varepsilon_p$

$$\Delta\varepsilon_p = M\,(\Delta\varepsilon_e\,/B)^{c/b}$$

e como $\Delta\varepsilon_e = \Delta\sigma/E$ e $\Delta\varepsilon_p = 2\varepsilon_p$

$$\varepsilon_p = M/2\,(2\sigma/EB)^{c/b}$$

$$\varepsilon_p = M/2\,(2/EB)^{c/b}\quad \sigma^{\,c/b}$$

ou, em termos da tensão alternante,

$$\sigma = (2/M)^{b/c}\,E\,B/2\,\varepsilon_p^{\,b/c}$$

Esta equação pode ser escrita na forma de uma curva tensão-deformação com encruamento potencial, como

$$\sigma = k'\,\varepsilon_p^{\,n'} \qquad (9.16)$$

$$n' = b/c$$

$$k' = (2\,/\,M)^{n'}\;E{\cdot}B/2 \qquad (9.17)$$

Considerando agora a curva tensão-deformação, levando em conta a deformação total, esta fica

$$\varepsilon = \sigma\,/\,E + (\,\sigma\,/\,k')^{1/n'} \qquad (9.18)$$

Desta forma, se o material segue a equação (9.8), então este apresenta um encruamento potencial na curva tensão-deformação cíclica, para o material estabilizado, conforme (9.18). Outra forma de obtermos as constantes da curva tensão-deformação cíclica do material, e usando a curva ε - N conforme proposta por Morrow, o que nos leva a

$$\varepsilon = \sigma\,/\,E + \varepsilon_f'\,(\,\sigma/\,\sigma_f'\,)^{1/n'} \qquad (9.19)$$

onde portanto temos

$$k' = \sigma_f'\,/\,\varepsilon_f^{\,'n'}\,) \qquad (9.20)$$

EXEMPLO 9.2

Estimar a curva ε - N para o aço SAE-ABNT 4340, com dureza de 350 HBN, que apresenta as propriedades ε_f = 0,84 e E = 210000 MPa.

SOLUÇÃO:

Como foi comentado, a formulação que apresenta resultados bastantes bons para a maioria dos materiais é a de Manson, também conhecida como método das inclinações universais. Adotando este método, e da equação (9.12),

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

as relações já conhecidas temos

$\sigma_R = 3{,}4\ \text{HBN} = 3{,}4\ 350$

$\sigma_R = 1260\ \text{MPa}$

Dos dados:

ε_f - deformação real de fratura no ensaio estático

$\varepsilon_f = 0{,}84$

logo:

$$\Delta\varepsilon = 3{,}5\frac{1260}{210\,000}N_f^{\ -0{,}12} + 0{,}84^{0{,}6}\ N_f^{\ -0{,}6}$$

$$\Delta\varepsilon = 0{,}0210\ N_f^{\ -0{,}12} + 0{,}9007\ N_f^{\ -0{,}6}$$

Com esta equação, temos os pontos:

$N_f = 10$ $\Delta\varepsilon_e = 0{,}0159$; $\Delta\varepsilon_p = 0{,}2262$; $\Delta\varepsilon = 0{,}2422$

$N_f = 10^6$ $\Delta\varepsilon_e = 0{,}0030$; $\Delta\varepsilon_p = 0{,}0001$; $\Delta\varepsilon = 0{,}0031$

O gráfico que se obtém, desta estimativa da curva ε - N, está na figura 9.16.

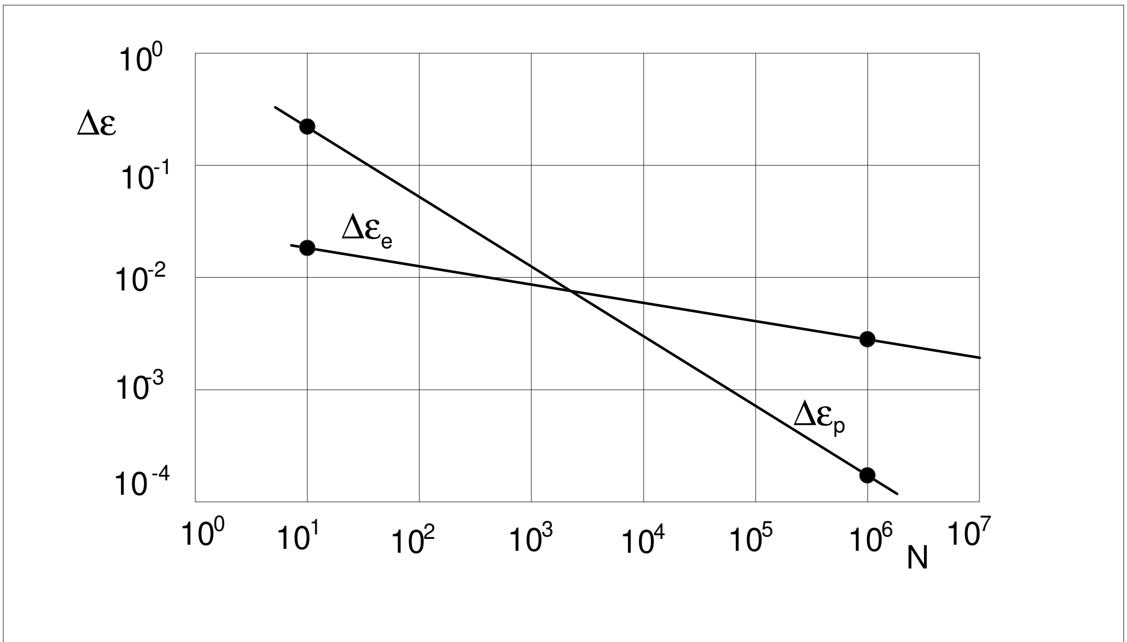

Figura 9.17 - Curva ε - N do exemplo 9.2.

9.6 - DANO ACUMULADO.

Na maioria das vezes o componente mecânico sofre cargas variáveis, de amplitude não necessariamente constante, ao longo da vida de fadiga, dificultando sobre-maneira a análise de fadiga do componente. Em muitos casos a sequência com que a magnitude da carga varia é aleatória. No laboratório é prática usual testar cada corpo de prova com uma amplitude constante, e daí é obtida a curva σ - N, porém em serviço a carga no componente varia em uma grande faixa. A questão que se apresenta é como usar o diagrama σ - N no projeto de um componente que deva resistir a uma condição de trabalho onde as cargas são de amplitude variável. Um processo simples foi proposto por Palmgren e reapresentado por Miner [10], [14], ficando conhecido como a regra de Palmgren-Miner ou regra linear de acúmulo de dano. De acordo com esta regra, o dano que a peça sofreu sob a ação de uma dada amplitude da tensão cíclica é diretamente proporcional ao número de ciclos em que atuou aquela amplitude de tensão. Sendo n_ii o número de ciclos atuantes, para uma amplitude de tensão σ_i , o dano provocado por esta solicitação cíclica será, segundo a regra de Palmgren-Miner,

$$D_i = n_i / N_i \qquad (9.21)$$

onde N_i é a vida que o material teria quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i, atuando isoladamente. Para vários níveis de tensão o dano total pela regra linear de acúmulo de dano, é dado por

$$D = \Sigma_i D_i \qquad (9.22)$$

O critério de falha por fadiga, em uma situação com acúmulo de dano, indica um dano máximo de D = 1, o que é intuitivo se pensarmos no caso de um carregamento com um só nível, onde a falha ocorre logicamente quando $n_i = N_i$.

EXEMPLO 9.3

Um aço possui a sua curva σ - N dada por $\sigma = 3207\ N^{-0,201}$, conforme mostra a figura abaixo.

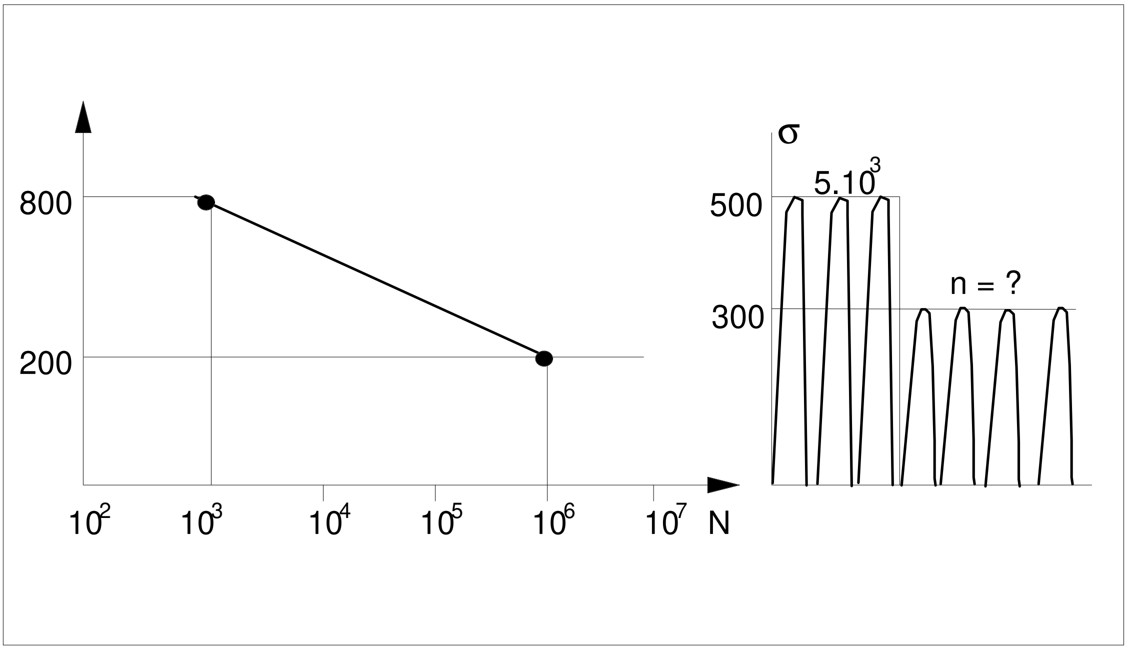

Figura 9.18 - Curva σ - N do material e carregamento aplicado, exemplo 9.3.

Qual o número de ciclos que o material deverá suportar sob um carregamento com 300 MPa de amplitude, se antes foi solicitado por 5.10^3 ciclos de 500 MPa de amplitude ?

SOLUÇÃO:

Será adotado que o dano final é D = 1, para caracterizar a falha. Foram aplicados $n_1 = 5.10^3$ ciclos no nível inicial. Se a curva σ - N é a definida acima, então

$$N = (3207/\sigma)^{1/0,201}$$

$$N_1 = 10365 \text{ ciclos}$$

Assim restam 0,518 de dano admissível, para os blocos de carregamento cíclico subsequentes, pois o dano provocado no primeiro nível de carga foi, para $\sigma_1 = 500$ MPa,

$$D_1 = n_1 / N_1 = 5000/10365 = 0,482$$

e logo $D_2 = 1 - D_1 = 0,518$.

Para o segundo bloco, com σ = 300 MPa,

$N_2 = (3207/300)^{1/0,201}$

N_2 = 131600 ciclos, e logo

$n_2 = 0,518 \cdot N_2$ = 68174 ciclos

será o máximo número de ciclos que ainda poderá ser aplicado.

A expressão de acúmulo linear de dano é usada extensivamente pelos projetistas, porém apresenta algumas desvantagens.

- Em muitos casos foi verificado que a soma dos danos parciais no instante da falha é muito diferente de 1, podendo atingir, em situações extremas, valores tão baixos como 0,13 ou tão elevados como 22 [11], [14]. Estes valores são atingidos quando o carregamento é de amplitude sucessivamente crescente, ou de amplitude sucessivamente decrescente, respectivamente.

- O dano em fadiga não é necessariamente linear com o número de ciclos, ou com a razão n_i / N_i .

- Existe uma interação nos danos entre os vários níveis de tensão, principalmente pela presença de tensões residuais que ficam nos pontos críticos, que a regra linear de dano não considera, ao menos explicitamente.

Apesar das limitações, a regra de Palmgren-Miner é muito usada como uma orientação preliminar, pois no momento não existe uma alternativa prática tão simples e versátil quanto a regra linear de acúmulo de dano. As outras teorias desenvolvidas são mais trabalhosas de usar, às vezes de aplicação limitada, e não existem dados experimentais seguros que indiquem que uma teoria seja melhor do que a outra. Assim é recomendada a regra de Palmgren-Miner, porém tendo-se em mente as limitações da regra e as dispersões inerentes do processo de fadiga. Uma recomendação para projeto é adotar $\Sigma n_i / N_i = 0,3$, para os casos onde não existe experiência anterior, como sendo o valor limite que indica a falha iminente do material [ ].