ViDa 96 - DANÔMETRO VISUAL PARA AUTOMATIZAR O PROJETO À FADIGA SOB CARREGAMENTOS COMPLEXOS

Marco Antonio Meggiolaro
Jaime Tupiassú Pinho de Castro
Departamento de Engenharia Mecânica
Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro
R. Marquês de S. Vicente 225, Rio, RJ, 22453-900

Uma poderosa linguagem chamada **ViDa 96** foi desenvolvida para automatizar ***todos*** os métodos tradicionais usados no projeto mecânico à fadiga sob carregamentos complexos: o SN, o IIW (para estruturas soldadas) e o εN para prever a iniciação e o da/dN para a propagação das trincas planas e 3D. O **ViDa 96** possui inúmeras ferramentas dotadas de interfaces gráficas intuitivas e amigáveis, como vários bancos de dados inteligentes, contador *Rain-Flow*, gerador de laços de histerese elastoplástica, ajuste automático de dados experimentais e interpretador de equações, além de modelos de dano que incluem diversas inovações não-triviais para aumentar a precisão e a velocidade dos cálculos. Estas características são descritas a seguir, assumindo-se que o leitor tenha domínio da teoria e experiência na prática do dimensionamento mecânico à fadiga.

Introdução

Fadiga é o tipo de falha mecânica caracterizada pela geração e/ou propagação de uma trinca, causada primariamente pela aplicação repetida de carregamentos variáveis sobre a peça.

A maioria das falhas mecânicas súbitas que ocorrem na prática são causadas por fadiga. A geração e a propagação da trinca são fenômenos progressivos e altamente localizados, que não provocam sintomas globais evidentes na estrutura, e que por isto podem gerar conseqüências catastróficas sem aviso prévio, como as da figura 1.

A fenomenologia típica do processo de iniciação de uma trinca por fadiga em peças metálicas inclui a geração de intrusões e extrusões na sua superfície a partir de bandas de deslizamento persistente, causadas pela movimentação de discordâncias provocada pela repetição dos carregamentos alternados, como ilustrado nas figuras 2 e 3. Pode-se pensar nestes micromecanismos como um problema de plasticidade cíclica localizada.

Na prática, este processo geralmente ocorre nas raízes de entalhes concentradores de tensão e, quando as amplitudes das solicitações cíclicas são baixas quando comparadas com a resistência ao escoamento S_y, é muito influenciado pelos *detalhes* do acabamento superficial, das propriedades mecânicas do material, do gradiente das tensões atuantes, e do estado de tensões residuais presente junto à superfície da raiz do entalhe. A resistência à fadiga tende a aumentar com a resistência à ruptura S_u, com a melhoria do acabamento superficial, com o aumento do gradiente de tensões e com a presença de tensões residuais compressivas.

Já quando as cargas alternadas são altas, os detalhes superficiais são menos importantes, e é a ductilidade do material o principal parâmetro controlador da sua resistência à fadiga.

As ondulações superficiais conhecidas como marcas de praia, cuja aparência típica é ilustrada na figura 4, são a característica macroscópica mais comum das trincas de fadiga. A forma destas marcas pode ser relacionada ao carregamento conforme resumido na figura 5.

Microscopicamente as trincas de fadiga são caracterizadas pela presença de estrias que, quando bem comportadas, podem ser claramente identificadas num microscópio eletrônico de varredura tanto em metais quanto em polímeros, como ilustrado nas figuras 6 e 7. As estrias são causadas pelo crescimento da trinca a cada ciclo do carregamento, através de um mecanismo que pode ser modelado por um processo de cegamento e afiamento sucessivo da sua ponta, como mostrado nas figuras 8 e 9.

Como nosso principal objetivo aqui é discutir o problema do dimensionamento mecânico à fadiga, maiores detalhes sobre a fenomenologia e a fratografia das trincas são considerados fora do escopo deste trabalho, recomendando-se as referências [1-4] (materiais metálicos) e [5,6] (não-metálicos) para estudos posteriores.

Métodos de Dimensionamento à Fadiga e o ViDa 96

A previsão da vida à fadiga de componentes estruturais sujeitos a carregamentos complexos é uma tarefa muito trabalhosa, principalmente quando se precisa comparar os resultados das previsões feitas pelas diversas metodologias de cálculo tradicionalmente usadas em projeto mecânico. Estas metodologias tradicionais podem ser divididas em três grupos:

- O método SN ou de Wöhler, que relaciona a história das tensões (macroscopicamente elásticas) atuantes na raiz do entalhe com a vida à fadiga de pequenos corpos de prova padronizados, geralmente testados sob flexão rotativa ou alternada.
- O método εN ou de Coffin-Manson, que reconhece explicitamente as deformações elastoplásticas cíclicas atuantes no ponto mais solicitado da peça, e também as correlaciona com a vida de pequenos corpos de prova, geralmente testados em tração-compressão. Estes dois métodos são similares filosoficamente, e são aplicados ou para prever a vida de pequenas peças ou o tempo de iniciação das trincas em estruturas de grande porte (quando comparadas aos corpos de prova padronizados).
- o método da/dN ou de Paris, baseado nos conceitos da Mecânica da Fratura, que é usado para quantificar a propagação das trincas de fadiga.

É para automatizar a rotina de projeto à geração e à propagação de trincas por fadiga por ***todos*** estes métodos de cálculo tradicionalmente usados no dimensionamento mecânico que foi desenvolvida a linguagem **ViDa 96**. Suas principais características são rodar em ambiente Windows, possuir uma interface gráfica intuitiva e amigável, e incluir vários e poderosos recursos para facilitar as tarefas rotineiras do projeto.

O nome **ViDa** foi escolhido para servir de anagrama a **Da**nômetro **Vi**sual, que é a melhor descrição da finalidade desta linguagem:

(i) calcular **vida** à fadiga acumulando dano ciclo a ciclo, e

(ii) usar informações visuais para interagir com o usuário e apresentar os resultados.

O sufixo **96** caracteriza a atual versão da linguagem.

Os objetivos primários perseguidos durante o desenvolvimento do **ViDa 96** foram especificados tanto sob o ponto de vista do projetista mecânico quanto do pesquisador acadêmico, de forma a obter-se uma ferramenta precisa, atualizada e fácil de usar, visando:

- Calcular corretamente o dano à fadiga por todos os métodos tradicionais de projeto.
- Minimizar o tempo de cálculo, usando opções de filtragem e algoritmos eficientes.
- Não requerer qualquer tarefa de programação pelo usuário.
- Incluir todos os bancos de dados necessários às rotinas de projeto.
- Permitir fácil expansibilidade de todos os bancos de dados.
- Apresentar uma interface clara, amigável e intuitiva.
- Gerar relatórios gráficos e numéricos facilmente imprimíveis.

Devido ao grande poder da ferramenta computacional, e também aos ambiciosos objetivos propostos, diversas inovações tiveram que ser desenvolvidas e implementadas nos vários métodos tradicionais de projeto, para que se pudesse garantir a confiabilidade e aumentar a velocidade dos cálculos. Dentre elas destacam-se:

- A introdução do conceito da contagem *rain*-flow ordenada.
- A consideração do efeito de sobrecargas elastoplásticas no método SN.
- Uma série de correções na metodologia εN tradicional para se garantir a previsão de laços de histerese fisicamente admissíveis na raiz de entalhes.
- O desenvolvimento de técnicas para aplicar corretamente as regras de Neuber e Linear de concentração de deformações em carregamentos complexos.
- Modelos de propagação de trincas planas e 3D de velocidade e precisão ajustável, pela divisão do fator de intensidade de tensões em duas partes, carregamento e geometria, que podem ser atualizadas a taxas diferentes.
- Banco de dados de materiais inteligente que *estima* valores coerentes para as propriedades mecânicas ausentes partindo das disponíveis, listando-as em cor diferente para avisar ao usuário.

Também é de se notar a *forma* das diversas telas gráficas do **ViDa 96**, que foram planejadas para facilitar ao máximo a tarefa do usuário. Através das suas informações visuais claras e notações tradicionais e intuitivas, como ilustrado na figura 10, é que se conseguiu atingir o objetivo de se eliminar do processo de projeto qualquer programação. Assim sendo, projetar à fadiga usando o **ViDa 96** torna-se um processo equivalente a editar um texto num processador moderno de alto nível, e é por isto que prefere-se chama-lo de *linguagem* e não de *programa*.

Filosofia da Linguagem **ViDa 96**

Ao contrário do projeto ao colapso plástico ou à flambagem, mecanismos de falha que são controlados pelas propriedades *globais* da estrutura, o projeto à fadiga é um problema *local* que depende dos *detalhes* da geometria e do material dos ***pontos*** mais solicitados da peça, cujas dimensões devem ser compatíveis com o modelo de cálculo utilizado. Como no projeto tradicional à fadiga [7-15] usam-se os conceitos básicos das Teorias da Elasticidade e Plasticidade, que assumem o material como contínuo, isotrópico e homogêneo, um *ponto* é definido pelo tamanho do volume que caracteriza a anisotropia intrínseca da microestrutura do material: por exemplo, cerca de 0,1 a $1mm^3$ na maioria dos metais estruturais, cujo tamanho de grão é, tipicamente, de 10 a 100μm.

Por isto o **ViDa 96** baseia-se na clássica Corrente de Avaliação de Integridade Estrutural ilustrada na figura 11, pela qual o divide-se o problema do dimensionamento à fadiga em seis áreas complementares de igual importância [16]:

(i)	Dimensões Geométricas (incluindo entalhes e trincas, caso presentes).
(ii)	Cargas de Serviço (que na prática devem freqüentemente ser medidas).
(iii)	Propriedades dos Materiais (também preferencialmente medidas).
(iv)	Análise de Tensões (nos pontos críticos, para prever iniciação das trincas).
(v)	Análise das Trincas (para prever sua propagação).
(vi)	Análise do Acúmulo de Dano (p.ex. Wöhler-Goodman-Miner no SN).

A Corrente do dimensionamento mecânico à fadiga

A precisão do dimensionamento à fadiga é controlada pelo elo ***menos*** preciso desta corrente. Portanto, *os vários elos devem ser conhecidos dentro da mesma precisão e confiabilidade para que se possa otimizar o projeto à fadiga*.

Este ponto deve ser enfatizado. Os três primeiros elos da corrente dependem primariamente de informações experimentais, mas freqüentemente na prática a importância de dados reais e atualizados sobre a geometria da peça, as cargas de serviço e as propriedades mecânicas do material é subestimada: é comum trabalhar-se com pacotes sofisticados de análise numérica (que, por dependerem de erudição acadêmica, geram alto prestígio técnico) usando valores *estimados* para aqueles elos.

O **ViDa 96** também é um sofisticado programa de análise numérica. Entretanto, os modelos de cálculo usados nas suas análises de tensões, de propagação de trincas e de acúmulo de dano, por mais sofisticados que sejam, não podem suprir as informações experimentais indispensáveis aos três primeiros elos, que são usados como seus *dados de entrada*.

Por outro lado, deve-se também reconhecer que modelos de cálculos incorretos simplesmente não permitem que se possa obter previsões adequadas sobre a vida da peça, mesmo que se disponha de dados experimentais confiáveis sobre os três primeiros elos. Este é o fato que justifica a necessidade da erudição acadêmica usada no desenvolvimento do **ViDa 96**, mas recomenda-se fortemente a todos os seus usuários que sempre se lembrem da máxima do cálculo numérico:

"*dados inadequados geram previsões não confiáveis*".

Entrada de Dados

A tela de entrada do **ViDa 96** é ilustrada na figura 12. Sua aparência é a usual no ambiente Windows, e na sua parte superior apresenta quatro opções geradoras de menus: ***Arquivo, Vida, Opções e Tabela.***

A opção ***Arquivo*** é relacionada com a entrada de dados, e ao ser ativada gera o menu da figura 13, que serve para:

- carregar as histórias de carregamento pré-gravadas,
- gravar as histórias digitadas ou modificadas,
- ativar os módulos de cálculo de tensões equivalentes ou de rosetas extensométricas,
- efetuar a filtragem do carregamento,
- executar a contagem *rain-flow*,
- acessar o cadastro de propriedades de materiais, e
- acessar os cadastros dos fatores de concentração de tensão K_t, dos fatores de intensidade de tensão K_I, ou das equações de propagação de trincas.

As cargas podem ser especificadas tanto em tensão (σ, MPa) como em deformação (ε, μm/m ou $\mu\varepsilon$), e a história do carregamento pode ser dada:

(i) por sua seqüência ordenada de picos e vales,
(ii) pela seqüência equivalente de cargas médias, alternadas e número de 1/2 ciclos, ou
(iii) por um histograma.

A informação pode ser manualmente digitada, sendo que este trabalho é simplificado no caso de blocos ou seqüências de cargas, que podem ser facilmente duplicados. Além disto, a mudança de qualquer evento do carregamento é trivial, pois existe um modo de edição que permite acesso simples a qualquer célula da lista.

Também pode-se importar listas ordenadas, como arquivos Excel e listas com extensão .csv, inclusive experimentais - o **ViDa 96** reconhece os arquivos gerados por alguns equipamentos dedicados como, por exemplo, o histogramador digital Kyowa RHS 500 ou o programa Instron *Wavemaker*.

No caso de especificar-se o carregamento por seus picos e vales, o programa automaticamente corrige qualquer lista digitada ou importada para uma seqüência de máximos e mínimos, só considerando o maior valor de uma série de números monotonicamente crescente, ou o mínimo de uma série decrescente.

Note-se que a ***ordem*** dos carregamentos é preservada pelo **ViDa 96**, e que as contas dos diversos modelos de cálculo são feitas seguindo esta ordem, o que é de particular importância para se minimizar os efeitos de seqüência no acúmulo de dano.

No caso de especificar-se cargas médias e alternadas, é claro que a amplitude σ_a ou ε_a tem que ser um número positivo, enquanto a média σ_m ou ε_m pode ser compressiva ou trativa, já que nos cálculos são reconhecidas as diferenças entre seus efeitos na vida à fadiga.

O **ViDa 96** plota a seqüência dos picos e vales do carregamento para que se possa visualizar sua história temporal, como ilustrado na figura 14.

Já para que se possa trata-la, há as opções de filtragem em *amplitude* segundo um patamar ajustável, seguindo a idéia do método r*ace-track* [17], e a de contagem de ciclos segundo o método *rain-flow*, o mais adequado para fadiga, já que considera *todos* os eventos do carregamento, e o faz apenas uma vez.

A rotina do método *rain-flow* está ilustrada na figura 15, e na figura 16 comparam-se carregamentos filtrados em amplitude por patamares crescentes. Ambas as opções também permitem a plotagem dos resultados, ver figura 17.

A filtragem em amplitude é um recurso muito útil para diminuir o esforço computacional nos cálculos de dano à fadiga sob carregamentos complexos de longa duração, mas deve ser usada com cuidado redobrado porque *despreza* carregamentos, o que é um procedimento intrinsecamente não-conservativo.

Uma boa regra é limitar o patamar de corte ao valor do limite de fadiga na carga média em questão, já que solicitações menores que este valor não causam dano à peça conforme discutido e ilustrado em [18].

Vale a pena mencionar que este procedimento seqüencial de cálculo preserva informações que são perdidas quando se geram histogramas do carregamento. Em particular, para se evitar que a análise mais comum em fadiga - a contagem *rain-flow* - fosse tratada como qualquer estatística, perdendo portanto as informações de seqüência contidas na história do carregamento, foi introduzida no **ViDa 96** a opção de ordena-la mantendo a *localização* de seus picos, uma nova idéia explicada na figura 18.

A contagem *rain-flow* sequenciada contabiliza o efeito dos carregamentos no momento em que eles ocorrem (e não *antes* de sua ocorrência, como no método tradicional), sem acrescentar qualquer dificuldade de monta ao algoritmo de contagem. Sua principal vantagem é evitar a pre-aplicação de sobrecargas nos modelos de acúmulo de dano.

Bancos de Dados

O **ViDa 96** contém uma série de bancos de dados ou cadastros de informações indispensáveis às diversas rotinas de projeto. Todos os cadastros são facilmente editáveis e expansíveis, sem limites de tamanho.

Os cadastros de fatores de concentração de tensões K_t, de fatores de intensidade de tensões K_I e de curvas de propagação de trincas (da/dN vs. ΔK) podem ser facilmente editados através de um interpretador de fórmulas matemáticas bastante intuitivo, sendo também muito fácil amplia-los, por exemplo, com a digitação de informações contidas nas referências tradicionais tipo Peterson [19,20] ou Tada [21,22]. As informações típicas fornecidas por estes cadastros são mostradas na figura 19.

É na opção ***Arquivo*** que também se escolhe qual o material da peça (figura 20), para que sejam identificadas e acessadas as suas propriedades mecânicas. O programa fornece um banco de dados inteligente e hierarquizado que já conta com propriedades de cerca de duas centenas de materiais diferentes, o qual pode ser facilmente expandido sem limites de armazenamento. Dentre as principais características deste banco de dados destacam-se:

- Capacidade de selecionar materiais ordenando-os por uma ou mais propriedades (pode-se, por exemplo, listar os materiais com resistência à ruptura S_u entre 500 e 700MPa **e** com tenacidade à fratura K_{IC} maior que 100MPa$\sqrt{m}$).
- Capacidade de reconhecer *classes* de materiais diferenciando, por exemplo, aços de alumínios, e de ajustar adequadamente as estimativas de propriedades.
- Geração automática dos gráficos SN, εN, da/dN vs. ΔK, e $\sigma\varepsilon$ real (monotônico e cíclico) correspondentes às propriedades listadas, com *zoom* e eixos ajustáveis (basta *clicar* sobre os gráficos para expandi-los, e pode-se imprimi-los diretamente).

- Ajuste de tabelas de pontos experimentais, com geração dos gráficos e cálculo automático das propriedades correspondentes. Os gráficos podem ser lineares ou log-log, e também pode-se usar uma função zoom para amplia-los.
- Possibilidade de se ajustar manualmente qualquer uma das propriedades listadas, para verificar sua influência nos cálculos (o programa reajusta todos os gráficos considerando a nova propriedade fornecida).
- Remessa automática das propriedades para os modelos de cálculo.
- Capacidade de *estimar* as propriedades não fornecidas partindo das disponíveis segundo modelos tradicionais (por exemplo, resistência à ruptura $S_u = 0.34 \times$ dureza Brinell em MPa). Os números estimados aparecem em vermelho nas tabelas, e as estimativas usadas para as diversas propriedades estão listadas na figura 21.

Note-se que o contador de ciclos e o banco de dados das propriedades dos materiais estruturais encaixam-se, respectivamente, no segundo e no terceiro elo da Corrente de Dimensionamento Mecânico mencionada acima. Note-se também que sua função é ajudar o usuário na ordenação e na interpretação dos dados de entrada a serem usados pelos modelos de cálculo de dano, e não suprir ou substituir, conforme já foi comentado, as informações experimentais indispensáveis na prática do projeto mecânico.

É importante frisar que os resultados das diversas opções de filtragens, ajustes de dados experimentais, etc., fornecidas pelo **ViDa 96** *influem significativamente* nos cálculos de dano à fadiga. Logo, estas opções devem ser especificadas conscenciosamente pelo usuário.

A opção seguinte da tela inicial do programa chama-se ***Vida*** e é sua parte mais importante, pois inclui *todas* as metodologias tradicionais de projeto à fadiga, *em toda a sua complexidade*. Estes métodos são:

Método SN

O cálculo pelo **ViDa 96** do número de ciclos necessários para iniciação de uma trinca segundo o método SN segue as idéias tradicionais consagradas pela prática do projeto mecânico [7-12], mas introduz algumas inovações e melhorias não-usuais muito interessantes proporcionadas pelo poder da ferramenta computacional, como o reconhecimento do efeito benéfico das cargas médias compressivas e o cálculo das tensões residuais causadas por sobrecargas elastoplásticas, conforme explicado abaixo. Sua tela de entrada está ilustrada na figura 22.

As idéias básicas do método SN foram propostas por Wöhler há quase 150 anos. Ele usou um consagrado método da engenharia para contornar os (extremamente complexos) detalhes da fenomenologia e da micromecânica da iniciação e propagação das trincas por fadiga, seguindo o clássico caminho da comparação entre a solicitação e a resistência para *quantificar* os seus efeitos globais.

A principal contribuição de Wöhler foi esclarecer que a resistência à fadiga S_f não é uma constante do material mas sim uma função não-linear de N, o número de ciclos de vida: $S_f = S_f(N)$. O comportamento típico dos materiais à fadiga está ilustrado na figura 23, usando dados do próprio Wöhler: quanto maior a vida menor a resistência à fadiga. Em muitos casos esta dependência pode ser ajustada por uma função parabólica $NS^b = c$.

Aços e alguns outros materiais podem apresentar um limite $S_e(N_e)$ tal que solicitações $\sigma_a < S_e$ não causam dano à peça, que tem assim uma vida infinita à fadiga. Para os aços, S_e freqüentemente está entre 10^6 e 10^7 ciclos, ver figura 24. Outros materiais, como ligas de alumínio e polímeros, não apresentam este limite bem definido, ver figuras 25 e 26.

A filosofia do dimensionamento mecânico à fadiga segundo o método SN está ilustrada na figura 27, e pode ser resumida em apenas dois passos:

- Calcular ou medir a história das tensões atuantes no *ponto* crítico da peça. Para isto os efeitos de concentração de tensões causados pelos entalhes eventualmente presentes tem que ser incluídos, como claramente mostrado pelos dados originais de Wöhler na figura 23. Este passo caracteriza a ***solicitação***, e depende primariamente da geometria da peça e do carregamento nela aplicado.
- Medir a ***resistência*** às solicitações. Esta é função primária das propriedades mecânicas do material, e é medida aplicando-se a história das tensões atuantes sobre corpos de prova simples e padronizados, feitos do mesmo material da peça. Para minimizar o custo dos testes, Wöhler usou uma máquina de flexão rotativa, e a maioria dos testes SN até hoje é feita seguindo esta técnica.

Como regra geral o método SN só deve ser aplicado quando as máximas tensões atuantes nos pontos críticos forem menores que a resistência ao escoamento cíclica, porque a análise de tensões usada neste método é linear elástica (ao contrário do εN, o SN não considera de forma explícita os efeitos elastoplásticos cíclicos eventualmente presentes nas raízes dos entalhes e, como aquele, não reconhece a presença de trincas). Logo, o método SN só é em princípio apropriado às previsões de vidas longas de peças não trincadas.

Entretanto, o método SN possui uma série de vantagens que permitem que ele seja usado confiavelmente na maioria dos casos práticos de dimensionamento mecânico:

(i) preserva o princípio da superposição

(ii) é computacionalmente muito mais simples e rápido que o εN,

(iii) conta com um vastíssimo banco de dados, e

(iv) há uma grande experiência acumulada com seu uso.

Esta experiência acumulada ensinou que diversos fatores influenciam significativamente a vida à fadiga de peças reais. Vale a pena dividi-los em duas classes, dependendo se sua influência se faz sentir em dimensões grandes ou pequenas quando comparadas à anisotropia intrínseca do material da peça. Nos cálculos, a primeira classe é em geral convenientemente tratada nas solicitações, enquanto a segunda é usada para modificar a resistência à fadiga do material, medida em corpos de prova padronizados (flexão rotativa, cilíndricos, com $\phi \approx 8$mm, polidos, sem entalhes, temperatura e atmosfera ambiente).

Como fadiga é causada primariamente por carregamentos variáveis, o fator principal da solicitação é a amplitude das tensões alternadas $\sigma_a = (\sigma_{max}-\sigma_{min})/2 = \Delta\sigma/2$, mas as tensões médias $\sigma_m = (\sigma_{max}+\sigma_{min})/2$ (figura 28) também influem, como ilustrado na figura 29.

Esta influência é dada por curvas $\sigma_a \times \sigma_m$ que devem ser entendidas como o lugar geométrico das combinações $\sigma_a\sigma_m$ que causam o mesmo dano à peça, isto é, qualquer ponto destas curvas tem a mesma vida à fadiga. (Note-se que as curvas de Wöhler obtidas sob flexão rotativa têm $\sigma_m = 0$). Uma função do tipo

$$\left(\frac{\sigma_a}{S_a}\right)^r + \left(\frac{\sigma_m}{S_m}\right)^s = 1 \qquad (1)$$

ajusta-se em geral muito bem a qualquer conjunto de dados experimentais. $S_a = S_f(N)$ é a resistência à fadiga para um carregamento totalmente alternado (com $\sigma_m = 0$), retirada da curva de Wöhler.

Note-se que para cargas médias trativas, o conjunto $\{r = s = 1, S_m = S_u\}$ corresponde à linha de Goodman, $\{r = 1, s = 2, S_m = S_u\}$ à parábola de Gerber, e $\{r = s = 1, S_m = S_y\}$ à linha de Soderberg.

Para efeito de dimensionamento mecânico, no **ViDa 96** a parte correspondente à carga média compressiva dos diversos diagramas S_aS_m pode ser considerada de duas formas: ou desprezando seu efeito (fazendo $\sigma_m = 0$ se ele for negativo) como proposto em [7,9], ou usando o prolongamento da curva de Goodman para quantificar seu benefício, como mostrado na figura 30.

Os outros parâmetros que influenciam significativamente a vida à fadiga de componentes mecânicos (aqui entendida como o número de ciclos necessários para iniciar uma trinca sob carregamentos macroscopicamente elásticos), e que tem que ser considerados no dimensionamento pelo método SN, são:

- as tensões residuais,
- o gradiente das tensões solicitantes,
- o acabamento superficial,
- a temperatura de trabalho, e
- o meio ambiente.

As tensões residuais macroscópicas devem ser superpostas às tensões médias provocadas pelos carregamentos de serviço. Desta forma pode-se facilmente quantificar seus benefícios ou prejuízos para a resistência à fadiga usando-se um diagrama S_aS_m apropriado.

Vale a pena enfatizar que tensões residuais estão presentes em quase todas as peças e estruturas usadas na prática da engenharia, mas quase sempre elas passam desapercebidas por serem tensões internas autoequilibrantes e, portanto, de difícil identificação. Apesar de aparentemente estranha, esta afirmação baseia-se em duas razões físicas:

(i) Em qualquer peça ou estrutura, tensões residuais são inevitavelmente geradas por:

- montagens forçadas;
- solidificação não uniforme (como nas soldas); e
- qualquer processo de fabricação ou tipo de uso em serviço que cause gradientes de deformação plástica a frio.

(ii) Estas tensões residuais só são elimináveis por:

- desmontagem da estrutura;
- tratamentos térmicos na faixa temperatura/tempo necessária à total reacomodação do material da peça; ou
- trabalho mecânico a frio que introduza deformações plásticas que gerem tensões opostas às tensões residuais atuantes na peça.

Tensões residuais podem ser benéficas ou deletérias ao uso e à vida posterior da peça. Dentre os efeitos favoráveis mais conhecidos, pode-se citar o aumento da resistência à fadiga causado por granalhamento (shot-peening) ou por martelamento superficial. Dentre os desfavoráveis, vale mencionar o trincamento na têmpera e o empenamento e a distorção de peças laminadas a frio durante a usinagem, que são particularmente importantes na fabricação mecânica de precisão.

Dentre as inovações introduzidas no **ViDa 96** está a possibilidade de considerar os efeitos das variações das tensões residuais induzidas por sobrecargas elastoplásticas nas raízes de entalhes, como discutido abaixo.

No que tange ao gradiente das tensões atuantes, lamentavelmente seu efeito é quantificado nas rotinas tradicionais de projeto de duas formas diferentes:

- pelo "fator de tamanho", um conceito altamente questionável baseado na interpretação de dados como os da figura 31, e
- pela "sensibilidade ao entalhe q", usada na definição do "fator de concentração de tensões à fadiga K_f", onde

$$K_f = 1 + q(K_t-1) = S_f(\text{peça entalhada com } K_t)/S_f(\text{peça não-entalhada}) \tag{2}$$

A sensibilidade ao entalhe q é um número entre 0 e 1, dado por gráficos como os da figura 32, ou então por funções semi-empíricas, como as propostas por Neuber e Peterson [7,19]. $q = 1 \Rightarrow K_f = K_t$, e $q = 0 \Rightarrow K_f = 1$. A sensibilidade ao entalhe é usada como um fator modificativo das *tensões* atuantes, enquanto o fator de tamanho é usado para modificar a *resistência* à fadiga medida em corpos de prova padronizados.

A justificativa para estes efeitos do gradiente de tensões baseia-se no conceito de que a trinca de fadiga é causada não pela máxima tensão atuante na superfície da peça, mas antes pelo valor da integração das tensões atuantes num volume característico do material: quanto maior o gradiente menores a sensibilidade ao entalhe e o fator de tamanho.

Como levar uma análise de tensões isotrópica e homogênea a volumes menores que o ponto físico não faz sentido, e como a formação das extrusões do tipo mostrado nas figuras 2 e 3 certamente depende do que ocorre num volume e não apenas na superfície da peça, o conceito discutido acima é defensável apesar da micromecânica do processo ainda não ter atingido o estágio de ferramenta de projeto.

Para considerar estes efeitos do gradiente de tensões no dimensionamento mecânico, onde no caso geral as solicitações são causadas pela superposição dos quatro tipos de carregamento - momentos fletores e torçores e esforços normais e cortantes, é necessário calcular uma tensão equivalente que combine os carregamentos de forma adequada. Como iniciação de trincas é um fenômeno relacionado à propagação de discordâncias em metais, o uso de Tresca ou Mises é justificado teórica e experimentalmente, ver figura 33.

Por exemplo, num eixo de seção circular de diâmetro d sujeito a um fletor M, um torçor T e uma tração N, que tenham componentes alternadas M_a, T_a e N_a, e médias M_m, T_m e N_m, e que seja entalhado com fatores de concentração à fadiga dados, respectivamente, por K_{fM}, K_{fT} e K_{fN}, a componente alternada da tensão equivalente de Mises para se entrar na equação (1) é calculada por:

$$\sigma_a = \sqrt{\left(K_{fM}\frac{32M_a}{\pi d^3} + K_{fN}\frac{4N_a}{\pi d^2}\right)^2 + 3\left(K_{fT}\frac{16T_a}{\pi d^3}\right)^2} \tag{3}$$

A tensão σ_m é calculada de forma análoga. Usando-se a equação (1), pode-se calcular a tensão totalmente alternada σ_a' equivalente a esta combinação $\sigma_a \cdot \sigma_m$, a qual pode ser usada para estimar a vida à fadiga de uma curva de Wöhler tradicional. Logo esta tensão σ_a' é numericamente igual a resistência S_a de (1), pois ambas estão na curva de Wöhler [11]:

$$\sigma'_a = \frac{\sigma_a}{\left[1-\left(\frac{\sigma_m}{S_m}\right)^s\right]^{1/r}} \tag{4}$$

Para se calcular a vida N correspondente a σ'_a é necessário estimar uma curva de Wöhler para a *peça*, considerando os efeitos modificadores da resistência à fadiga já mencionados (acabamento superficial, etc.).

No **ViDa 96**, para se prever a resistência da peça à fadiga primeiro se estima a curva de Wöhler padrão do material, caso não haja um conjunto de resultados experimentais confiáveis. Nesta estimativa assume-se uma relação parabólica entre a vida e a resistência à fadiga, com a eventual presença de um limite (ou cotovelo) que define uma gama de tensões abaixo da qual não haja geração de trincas.

A curva padrão é a seguir modificada pelos fatores de acabamento superficial (figura 34), tamanho (figura 31), forma de carregamento, etc., seguindo especificamente as equações propostas em [9]. Note-se que estes fatores têm que ser característicos do *ponto* mais solicitado da peça. Todos os fatores são calculados pelo **ViDa 96**, mas *podem* ser modificados pelo usuário, caso desejado.

Uma facilidade não-usual interessante é a possibilidade de se desconsiderar o limite de fadiga S_e para os aços, retirando o cotovelo e mantendo ou modificando a inclinação da curva SN a partir da vida N_e correspondente. Isto é feito através da variável b_{cot} da tela de entrada do SN (figura 22) ou do material (figura 20).

Para facilitar a análise de tensões, há um banco de dados com fatores de concentração K_t de diversas geometrias (figura 10), mas o usuário pode entrar com um dado ou uma equação de sua preferência, pois o **ViDa 96** possui um interpretador de equações.

O valor de K_t pode ser modificado pela sensibilidade ao entalhe q e transformado em K_f, para multiplicar o valor dos carregamentos nominais e calcular as tensões causadoras do trincamento por fadiga, sendo que o valor de q é calculável pelo programa, em função da resistência à ruptura do material e do raio do entalhe (figura 35).

Há também a opção de se aplicar ou não o efeito da concentração de tensões sobre a componente média do carregamento, uma idéia proposta por Juvinall [7]. Além disto, para melhorar a interpretação dos resultados calculados pelos diversos modelos, o programa gera os gráficos de dano versus evento para cada um deles.

Para se trabalhar com carregamentos complexos, onde a amplitude do carregamento varia no tempo, só falta explicar como seus efeitos são considerados. A idéia por trás de todos os métodos implementados no **ViDa 96** é baseada no conceito de dano introduzido por Palmgren e Miner:

$$d_i = \frac{n_i}{N_i} \tag{5}$$

Qualquer carregamento complexo pode ser dividido em eventos simples caracterizados por componentes alternadas e médias σ_{ai} e σ_{mi} (por exemplo, contadas pelo método *rain-flow* discutido acima, ver figuras 14 a 16), as quais podem ser transformadas em tensões totalmente alternadas equivalentes σ'_{ai} usando-se a equação (4), e às quais correspondem as vidas N_i:

$$N_i = \frac{c}{(\sigma'_{ai})^b} \tag{6}$$

onde b e c são o expoente e o coeficiente da curva de Wöhler estimada para a peça, considerando todos os efeitos devidos. Já n_i na equação (5) é o número de ciclos durante os quais se aplica o carregamento σ'_{ai}, e d_i é o dano correspondente.

Uma característica importantíssima do **ViDa 96** *é calcular o dano ciclo a ciclo,* seguindo a seqüência na qual o carregamento é aplicado sobre a peça. Desta forma pode-se quantificar os efeitos do carregamento a medida em que eles vão ocorrendo, e daí vem o nome *danômetro* escolhido para esta linguagem.

Com esta maneira seqüencial e cumulativa de se efetuar os cálculos de dano à fadiga, pode-se quantificar efeitos de seqüência como os causados pela mudança do estado de tensões residuais. Por isto pôde-se implementar no **ViDa 96** uma característica não-usual poderosa e muito interessante: o reconhecimento do efeito provocados por gradientes de deformação plástica nas raízes de entalhes, causados por sobrecargas elastoplásticas esporádicas superpostas a um carregamento de outra forma elástico.

A idéia é aproveitar o modo seqüencial de entrada de dados, o qual contém a informação da **ordem** dos carregamentos. (É claro que no modo histograma esta informação é perdida, já que toda estatística é não-ordenável). Ao reconhecer uma componente do carregamento que provoque tensões maiores que a resistência ao escoamento S_Y (*localmente*, na raiz do entalhe), o programa aplica apenas a este ciclo a metodologia εN para calcular a tensão residual resultante do descarregamento desta sobrecarga, traça os laços de histerese correspondentes, e passa a somá-la à componente média dos ciclos subsequentes. Também não se perde a vantagem computacional do método SN, pois ele é aplicado a todos os ciclos elásticos do carregamento antes e após a sobrecarga.

A outra grande vantagem deste método é propiciar um acúmulo de dano que reconhece o principal efeito de seqüência no carregamento, eliminando assim (pelo menos parcialmente) a principal desvantagem da regra de Miner

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = 1 \tag{7}$$

que é usada para quantificar-se a falha da peça. Por falar nisto, no **ViDa 96** pode-se modificar a constante 1 desta regra, especificando qualquer outro valor que se julgar mais apropriado.

Projeto de Estruturas Soldadas

Estritamente falando, o projeto à fadiga de estruturas soldadas é um sub-conjunto do método SN particularmente simples, mas ainda pouco divulgado. A metodologia é baseada em testes executados em estruturas completas e não em pequenos corpos de prova soldados, já que pelas características do processo de soldagem há uma significativa diferença entre eles, devido principalmente às tensões residuais de soldagem e às características geométricas dos filetes mais longos, como tamanho e distribuição dos poros e inclusões.

Estes testes permitiram que a metodologia normalizada pelos diverso órgãos internacionais de projeto de estruturas soldadas como o IIW - International Institute of Welding, a AWS - American Welding Society, etc., fosse baseada em apenas duas premissas simples. Os métodos normalizados assumem que a resistência de uma junta estrutural soldada (executada segundo padrões de controle de qualidade industriais em aço estrutural ao C ou ao C-Mn) depende *apenas* de dois fatores [23]:

- da geometria ou do tipo da junta soldada, que é classificada em diversas classes como as ilustradas na figura 36 (que são as juntas normalizadas pelo IIW); e
- da faixa do carregamento nominal $\Delta\sigma$ aplicado sobre a estrutura.

Note-se que estes métodos de projeto à fadiga de estruturas soldadas apresentam uma diferença significativa em relação aos procedimentos SN tradicionais, pois eles são *independentes*

- do material de base (para as normas não importa, do ponto de vista de resistência à fadiga, se a chapa soldada é feita de A36 ou de SAR-60), e
- da carga média aplicada sobre a estrutura.

Os diversos detalhes de soldagem são divididos em classes de resistência cuja notação varia entre as diversas organizações normalizadoras. No IIW estas classes são nominadas pelo valor da gama de tensões $\Delta\sigma$ em MPa que o detalhe de soldagem pode suportar com uma vida mínima à fadiga de $2 \cdot 10^6$ ciclos, dentro de uma confiabilidade de 95%.

O **ViDa 96** reconhece todas as classes de juntas normalizadas pelo IIW, permite que o usuário escolha entre as diversas opções permitidas pela norma (como o expoente da curva de Wöhler 3.0 ou 3.5, e a existência ou não de um limite de fadiga em $5 \cdot 10^6$ ciclos), e calcula o dano seguindo os mesmos procedimentos já descritos acima.

Do ponto de vista computacional, o projeto à fadiga de estruturas soldadas é ainda mais simples que o SN tradicional, pois elimina-se do processo a necessidade de se usar a equação (4) para se calcular a tensão σ'_{ai} equivalente à combinação $\sigma_{ai}.\sigma_{mi}$ do i-ésimo carregamento aplicado sobre a peça. A insensibilidade à carga média σ_{mi} também facilita muito a identificação do patamar de filtragem de amplitude mais adequado ao problema. Uma interessante aplicação prática desta simplificação é discutida na referência [18], onde se estuda um caso real de previsão de vida residual de reparos soldados.

Vale a pena comentar esta aparente insensibilidade das estruturas soldadas à carga média, o que parece um contra-senso, já que as tensões residuais de soldagem são tão altas que freqüentemente ultrapassam a resistência ao escoamento do material. Como as tensões residuais em fadiga devem ser tratadas como σ_m, de fato pode até dizer-se que as estruturas soldadas são insensíveis às cargas médias porque elas são muito altas!

Na realidade o que de fato ocorre nas juntas soldadas é que as cargas de serviço só induzem uma pequena *variação* das cargas médias atuantes nos cordões de solda, sítio preferencial para início do trincamento, a qual é provocada pela superposição do carregamento externo às já muito altas tensões residuais, como mostrado na figura 37. Para se calcular esta variação deve-se modelar o comportamento elastoplástico do material, como será discutido a seguir no método εN.

No entanto deve-se notar que o efeito das grandes tensões residuais é na realidade muito importante, e reflete-se na baixa resistência à fadiga intrínseca às juntas soldadas: os piores detalhes - os da classe 45 - só toleram uma amplitude de carregamento de cerca de 5% da resistência à ruptura S_u, enquanto os melhores - as juntas de topo esmerilhadas da classe 125 - têm uma resistência à fadiga só 2.8 vezes maior que isto.

Método εN

O dimensionamento mecânico à fadiga pelo método εN tradicional baseia-se na correlação entre a amplitude das deformações $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_{elástico} + \Delta\varepsilon_{plástico}$, atuante no ponto crítico da peça (geralmente a raiz de um entalhe), e a vida à fadiga N da peça. Esta modelagem requer quatro tipos de informação:

- uma relação σ.ε, para descrever o laço de histerese elastoplástica na raiz do entalhe,
- uma regra de concentração de deformações (como a de Neuber ou a Linear), para correlacionar as tensões nominais $\Delta\sigma_n$ aplicadas sobre a peça com as deformações Δε por elas induzidas na raiz do entalhe,
- uma relação entre a amplitude de deformações Δε e a vida à fadiga N, como a regra de Coffin-Manson, e
- uma regra de acúmulo de dano, como a regra de Miner.

Como o SN, o método εN também só se aplica ao dimensionamento à fadiga de peças não-trincadas mas, por quantificar explicitamente as deformações plásticas cíclicas *macroscópicas*, pode ser usado para prever qualquer vida. A tela de entrada do método εN é mostrada na figura 38.

Note-se que o εN *tem que* ser usado em vez do SN quando o problema for o dimensionamento à fadiga oligocíclica (ou de baixo ciclo), ou quando a gama das deformações plásticas $\Delta\varepsilon_p$ atuantes na raiz do entalhe for da mesma ordem ou maior que as elásticas $\Delta\varepsilon_e$, e que *pode* ser usado também para o dimensionamento às vidas longas.

Este é um método moderno e de popularidade crescente, corroborado por instituições tradicionais como a SAE [24], mas que tem certas idiossincrasias relativamente pouco conhecidas, e que devem ser respeitadas sob pena de graves insucessos. Por isto foi necessário desenvolver uma série de procedimentos inovadores para que o **ViDa 96** efetuasse adequadamente os cálculos εN, conforme discutido a seguir.

Antes de mais nada, deve-se relembrar que o método εN é *não-linear*, *não segue o princípio da superposição, é sensível à ordem dos carregamentos e ao estado inicial da peça*.

A metodologia εN clássica trabalha com tensões e deformações reais, usa relações σε tipo Ramberg-Osgood e *considera* o amolecimento ou endurecimento cíclico do material, mas *não* o seu transiente a partir do comportamento monotônico: assume-se que as amplitudes das deformações e tensões sigam uma equação única para o laço de histerese expressa por:

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} \quad (8)$$

onde E é o módulo de Young, K' o módulo de plasticidade e n' o expoente de encruamento da curva σε cíclica estabilizada. Um laço típico é mostrado na figura 39, e na figura 40 são ilustrados os fenômenos de amolecimento e endurecimento cíclicos mencionados acima. (Note-se que a curva σ.ε real monotônica é obtida num teste de tração, enquanto que a cíclica é medida como ilustrado na figura 41).

Só para relembrar, a deformação de engenharia é definida em relação a uma base de medidas de comprimento l_0 fixo, $\varepsilon_{eng} = \Delta l/l_0$, enquanto que a deformação real ou verdadeira, usada nas equações εN, é incremental e definida por $\varepsilon = \int(dl/l) = \ln(1+\varepsilon_{eng})$. Da mesma forma pode-se definir a tensão de engenharia em relação à área inicial do corpo de prova, $\sigma_{eng} = P/A_0$, e a tensão real em relação à área instantânea, $\sigma = P/A$.

A regra de concentração de deformações de Neuber diz que o produto da tensão e da deformação na raiz do entalhe é uma constante e, quando aplicada em conjunto com carregamentos cíclicos $\Delta\sigma_n.\Delta\varepsilon_n$, aqueles que devem ser descritos pela equação do laço de histerese, pode ser escrita como:

$$K_t^2 = \frac{\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon}{\Delta\sigma_n \Delta\varepsilon_n} \tag{9}$$

onde $\Delta\sigma$ e $\Delta\varepsilon$ são as gamas de tensão e deformação provocadas na raiz do entalhe pelas gamas de tensão e deformação nominais $\Delta\sigma_n$ e $\Delta\varepsilon_n$ (o termo nominal refere-se ao carregamento em relação ao qual é definido o valor de K_t).

No caso onde as tensões nominais sejam elásticas, esta regra pode ser escrita como:

$$K_t^2 = \frac{\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon \cdot E}{\Delta\sigma_n^2} \tag{10}$$

Já a relação entre a amplitude das deformações atuantes na raiz do entalhe e a vida à fadiga dada pela regra de Coffin-Manson é expressa por:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \tag{11}$$

onde σ'_f, ε'_f, b e c são constantes do material. Note-se que estes expoentes b e c são ajustados à modelagem de Coffin-Manson como está ilustrado na figura 42, têm valores *típicos* $-0.2 < b < -0.05$ e $-0.7 < c < -0.5$, e que não devem ser confundidos com as constantes da modelagem de Wöhler, calculadas no método SN.

Há vasto suporte experimental para justificar o uso das simplificações do método εN no caso do dimensionamento mecânico à fadiga sob carregamentos simples (figura 43), mas deve-se frisar que

em geral a literatura não reconhece explicitamente a fundamental importância do estado inicial da peça e da ordem do carregamento no resultado das previsões feitas com o seu uso no caso de carregamentos complexos.

A forma tradicional de se projetar pelo método εN nestes casos tem sido calcular o dano d_i provocado pela aplicação das n_i reversões ou 1/2 ciclos do i-ésimo carregamento nominal $\Delta\sigma_{ni}$, contadas pelo método Rain-Flow, como se os diversos ciclos do carregamento fossem independentes, e usar a regra de Miner para acumular o dano $d_i = n_i/2N_i$, sendo N_i o número de ciclos que a peça duraria se somente o carregamento $\Delta\sigma_{ni}$ estivesse atuando. Para carregamentos nominais elásticos, este método tradicional pode ser resumido por:

(i) Dado o carregamento $\Delta\sigma_{ni}$, calcula-se a tensão $\Delta\sigma_i$ na raiz do entalhe:

$$\left(K_t \Delta\sigma_{ni}\right)^2 = \Delta\sigma_i \cdot \left(\Delta\sigma_i + 2E \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_i}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right) \quad (12)$$

(ii) A seguir calcula-se o $\Delta\varepsilon_i$ causado por $\Delta\sigma_i$, e os correspondentes N_i e d_i:

$$\frac{\Delta\sigma_i}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_i}{2K'} \right)^{1/n'} = \Delta\varepsilon_i = \frac{2\sigma'_f}{E} \left(2N_i\right)^b + 2\varepsilon'_f \left(2N_i\right)^c \Rightarrow d_i = \frac{n_i}{2N_i} \quad (13)$$

Estas equações não são inversíveis, logo o uso do método εN é computacionalmente trabalhoso, o que explica (mas não justifica) a pouca divulgação dos problemas que o seu uso não criterioso pode acarretar. Por isto, é de fundamental importância frisar que:

A aplicação destas equações a uma contagem rain-flow ***não*** *permite a previsão de laços de histerese fisicamente admissíveis*.

De fato, para se poder usar confiavelmente o método εN, antes de mais nada deve-se garantir que o modelo de cálculo reproduza os laços de histerese que atuam na raiz do entalhe, para só então calcular o dano por eles provocado.

Como a prática ensinou dolorosamente aos autores que a única maneira de se evitar erros com o uso do εN é *desenhando* os laços de histerese previstos, a seguir são discutidos cinco problemas que ilustram os cuidados necessários à correta aplicação desta metodologia:

(1) Problema do *envoltório dos laços de histerese:*

Segundo as idéias de Coffin-Manson, a trinca de fadiga será *gerada* pelo dano cumulativo causado pelas sucessivas gamas de deformação $\Delta\varepsilon_i$ atuantes no ponto mais solicitado da peça, em geral na raiz de um entalhe. É claro que para modelar este problema é indispensável calcular corretamente estes $\Delta\varepsilon_i$.

Mas qualquer solicitação que cause plasticidade, ainda que pontualmente localizada, é *memorizada* pela peça, devido à irreversibilidade deste processo. Logo, a trajetória do material no plano σ·ε *depende da história* do carregamento.

Além disto, mesmo que a peça seja virgem, que o estado de tensões e deformações residuais no entalhe seja zero, e que se possa desprezar os transientes de amolecimento ou de endurecimento cíclico, ainda assim é necessário distinguir entre o comportamento do primeiro carregamento σ_{n1} e os subseqüentes: a peça virgem parte da origem do plano σε, e o primeiro 1/2 ciclo segue a equação da curva σ·ε cíclica, $\varepsilon = \sigma/E + (\sigma/K')^{1/n'}$, e **não** as equações do laço de histerese, como mostrado na figura 44. Portanto, para se calcular o dano d_1 do primeiro 1/2 ciclo do carregamento é necessário seguir:

$$\left(K_t\sigma_{n_1}\right)^2 = \sigma_1 \cdot \left(\sigma_1 + E \cdot \left(\frac{\sigma_1}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}}\right) \tag{14}$$

$$\frac{\sigma_1}{E} + \left(\frac{\sigma_1}{K'}\right)^{1/n'} = \varepsilon_1 = \frac{2\sigma'_f}{E}\left(2N_1\right)^b + 2\varepsilon'_f\left(2N_1\right)^c \Rightarrow d_1 = \frac{1}{2N_1} \tag{15}$$

Note-se que como $\sigma_0 = \varepsilon_0 = 0$, $\Delta\sigma_1 = \sigma_1 - \sigma_0 = \sigma_1$, mas não se usou a notação Δ nas equações acima, para enfatizar que o primeiro evento é diferente dos subseqüentes, que têm que ser modelados pelas equações do *laço de histerese* (*com as devidas correções*).

Entretanto, este cuidado indispensável ainda não é o suficiente. Conforme ilustrado na figura 45, é também necessário garantir em todos os eventos subseqüentes que os laços de histerese previstos para a raiz do entalhe sejam *fisicamente* admissíveis, não ultrapassando (i) a curva $\sigma\varepsilon$ cíclica, ou (ii) os maiores laços de histerese previamente gerados. Para isto, deve-se seguir uma regra:

Ao se calcular a gama de deformação De_i causada por um dado incremento do carregamento Ds_{ni},, deve-se verificar se e quando as deformações previstas pela equação do laço de histerese cruzam ou a curva $s{\cdot}e$ cíclica ou o maior dos laços previamente induzidos na raiz do entalhe (aqui chamado de "olhão"). No caso de cruzamento, deve-se abandonar a equação do laço a partir de sua interseção com a curva $s{\cdot}e$ (ou com o "olhão"), e passar a seguir a curva $s{\cdot}e$ (ou a do "olhão") até o fim do carregamento Ds_{ni}.

Este passo é complicado, mas é absolutamente indispensável sob pena de:

- se fazer previsões fisicamente inadmissíveis como, por exemplo, *dobrar* a resistência do material através de um carregamento cíclico, **e**
- se fazer uma previsão *não-conservativa* do dano causado pelo carregamento pois, conforme mostrado na figura 45, só se efetuando a troca das equações chega-se ao $\Delta\varepsilon_i$ correto, que é *maior* do que o que seria previsto pela equação do laço não corrigida.

Para fugir destes problemas, as vezes os livros-texto [8, 12, 24] recomendam que se reordene os carregamentos, colocando o maior deles em primeiro lugar. Desta forma todos os outros estariam contidos dentro do "olhão" inicial, contornando desta forma a necessidade das correções discutidas acima.

Entretanto, do ponto de vista do dimensionamento à fadiga, este também não é um procedimento adequado, conforme mostrado pelo próximo caso:

(2) Problema do *efeito da ordem do carregamento:*

É trivial visualizar a importância da ordem dos carregamentos através de um exemplo simples mas convincente: Seja uma história de carregamentos como a mostrada na figura 46. Note-se que a inversão da ordem dos carregamentos altera completamente os laços de histerese induzidos, logo o dano por eles provocado.

Conforme afirmado acima, sem desenhar os laços de histerese previstos fica realmente difícil visualizar o problema da fadiga elastoplástica, quiçá equacioná-lo corretamente.

Estes problemas causados pelo ordem do carregamento e pela limitação dos laços de histerese elastoplática ao "olhão" discutidos acima, nos levam a questionar seriamente o uso dos procedimentos tradicionais εN descritos nas equações (12) e (13) em peças *usadas* cuja história elastoplástica seja ignorada: o desconhecimento do estado inicial de tensões e deformações residuais na raiz do entalhe crítico *invalida* as previsões feitas a partir da solução repetida das equações do laço de histerese.

Para se aplicar adequadamente o método εN em peças que não sejam virgens, é necessário primeiro localizar os laços de histerese no plano σε, quantificando (possivelmente medindo) o estado inicial de tensões e deformações residuais no ponto crítico, para que se possa prever os laços subseqüentes. E, como é a história σε na raiz do entalhe que importa, não adianta medir as tensões residuais fora do ponto crítico da peça!

Por fim, há um terceiro problema ainda mais sutil a ser considerado. É fato reconhecido que o método *rain-flow* é a melhor maneira de separar um carregamento complexo em suas componentes σ_{ai}, σ_{mi} e n_i para efeito do cálculo de dano à fadiga. De fato, este método conta adequadamente *todos* os eventos do carregamento, sem repeti-los. Mas, devido a não-linearidade do método εN, *quando* se executa a contagem *rain-flow* acaba sendo muito importante, pois o que importa são as componentes ε_{ai} e ε_{mi} que atuem na raiz do entalhe crítico, como discutido no próximo caso:

(3) Problema do *momento certo para se efetuar a contagem rain-flow:*

A prática usual, como se sabe, é fazer a contagem *rain-flow* do carregamento, como ilustrado na figura 15, com eventual filtragem de amplitude, como mostrado na figura 16, que é um recurso muito útil para diminuir o esforço computacional nos cálculos de dano à fadiga sob carregamentos complexos.

Quando se trabalha com um método linear elástico como SN esta prática é correta, pois a ordem dos carregamentos é irrelevante (menos caso da sobrecarga elastoplástica discutido acima, quando é necessário quantifica-la no *instante* de sua ocorrência, nem antes nem depois).

Mas no método εN este procedimento de contar o *carregamento* e não o seu *efeito* é totalmente *inadequado,* conforme ilustrado na figura 47. Novamente, a não linearidade desta metodologia tem sempre que ser considerada antes de sua aplicação.

Como o método *rain-flow* tradicional gera uma tabela na qual a *ordem* dos carregamentos é alterada (ver na figura 18 um exemplo de como a contagem *rain-flow* altera a seqüência das cargas médias e alternadas), o procedimento correto é:

- calcular *primeiro* os laços de histerese induzidos pelo carregamento $\Delta\sigma_{ni}$ na raiz do entalhe, *na seqüência em que eles efetivamente ocorrem*, i*ncluindo todos* os cuidados necessários para corrigir devidamente os efeitos de ordenamento, e
- só depois então se fazer a contagem *rain-flow* nas deformações $\Delta\varepsilon_i$ resultantes.

Deve-se enfatizar que a contagem rain-flow das deformações $\Delta\varepsilon_i$ 10/26/98é indispensável para o cálculo correto do dano! Isto porque a história das deformações resultantes de um carregamento complexo é complexa, e só através da contagem *rain-flow* pode-se quantificar todos os seus eventos, como bem ilustrado na figura 18.

(4) Problema da *aplicação correta da regra de Neuber:*

Esta talvez seja a inovação mais importante introduzida nas rotinas de cálculo εN implementadas no **ViDa 96**, já que no problema do dimensionamento mecânico real é indispensável considerar todas as correções discutidas acima na modelagem do comportamento elastoplástico cíclico *da raiz de concentradores de deformação*, que é onde as trincas de fadiga quase que invariavelmente sempre se iniciam.

Para isto deve-se aplicar a regra de Neuber em conjunto com as mudanças das curvas $\sigma\cdot\varepsilon$ (como as ilustradas na figura 45), todas as vezes que as correções se façam necessárias. Nestes casos não se pode usar a equação (14), que só se aplica quando o material permanece numa *mesma* curva $\sigma\cdot\varepsilon$.

O problema na realidade resolvido por Neuber foi a concentração de tensões e deformações em corpos prismáticos torcidos feitos de *qualquer* material não-linear elástico [25]. O uso de sua regra no método εN é uma aproximação que, segundo afirmado por Fuchs & Stephens [8], só é corroborada experimentalmente nos casos de tensão plana dominante na raiz do entalhe, tanto que eles recomendam o uso da regra Linear de concentração de deformações ($K_t = K_\varepsilon = \Delta\varepsilon/\Delta\varepsilon_n$) para os casos de deformação plana.

Para usar esta mesma aproximação nos casos das mudanças das curvas $\sigma\cdot\varepsilon$ necessárias para garantir a admissibilidade física dos laços de histerese, como discutido acima, basta manter a constância dos produtos $\Delta\sigma\cdot\Delta\varepsilon = (K_t\cdot\Delta\sigma_n)^2/E$, como expresso em (9). Esta tarefa é conceitualmente simples, quase um ovo de Colombo como ilustrado na figura 48, apesar de exigir uma implementação numérica não-trivial.

A idéia é aplicar o carregamento $\Delta\sigma_n$ em pequenos incrementos $\Delta\sigma_{nj}$, e ir construindo o caminho $\Delta\sigma_j$, $\Delta\varepsilon_j$ correspondente no plano $\sigma\cdot\varepsilon$, seguindo primeiro a curva 1 da figura 48 até o seu cruzamento com uma das curvas limitadoras do olhão, que no caso é a curva 2. O ponto de parada na curva 2 é localizado comparando-se a cada incremento do carregamento o valor do produto $\Delta\sigma_j.\Delta\varepsilon_j$ com $(K_t\cdot\Delta\sigma_n)^2/E$, que é um valor conhecido.

Note-se que este procedimento pode facilmente ser generalizado para carregamentos nominais elastoplásticos. Entretanto este caso, que é mais de interesse acadêmico do que prático, não será discutido aqui já que no **ViDa 96** optou-se por limitar o método εN a carregamentos nominais elásticos, tendo em vista que o esforço computacional necessário dificultaria seu uso como uma ferramenta capaz de rodar confortavelmente em micros da família 486.

(5) Problema da *solução numérica do sistema de Neuber:*

A solução numérica das equações (11) e (12) merece ser comentada. Para resolve-las foi desenvolvido um método baseado no fato daquelas equações constituírem essencialmente a combinação de duas retas, quando traçadas em escala bi-logarítmica. Uma vez que o método de Newton-Raphson é muito eficaz para resolver equações que possuam derivada aproximadamente constante, esse método foi adaptado a uma escala logarítmica, escrevendo-se as equações (11) e (12) na forma geral:

$$\delta = \beta\cdot\exp(B\cdot x) + \gamma\exp(C\cdot x) \qquad (16)$$

onde x é a incógnita a ser calculada numericamente. No caso da equação (12), tem-se:

$$\delta = (K_t\Delta\sigma_n)^2,\ \ \beta = 1,\ \ B = 2,\ \ \gamma = 2E/(2K')^{1/n'},\ \ C = 1 + 1/n',\ \ x = \ln(\Delta\sigma_i) \qquad (17)$$

e no caso da equação (11)

$$\delta = \Delta\varepsilon/2,\ \ \beta = \sigma_f'/E,\ \ B = b,\ \ \gamma = \varepsilon_f',\ \ C = c,\ \ x = \ln(2N) \tag{18}$$

O procedimento para a solução da equação (16) pode ser resumido por:

- encontra-se o valor de x_0 para a primeira iteração através de

$$x_0 = \min\left(\frac{\ln(\delta/\beta)}{B}, \frac{\ln(\delta/\gamma)}{C}\right) \tag{19}$$

  onde a função min retorna o menor dentre dois valores. No caso da regra de Coffin-Manson, a equação (19) avalia se o gradiente de deformações está na região predominantemente elástica ou plástica, tomando como valor inicial aquele que mais se aproximar da solução.
- calcula-se o valor de x_{i+1} da nova iteração em função do valor de x_i ($i \geq 0$):

$$x_{i+1} = x_i - \left(\beta e^{Bx_i} + \gamma e^{Cx_i}\right) \cdot \ln\left[\frac{1}{\delta}\frac{\beta e^{Bx_i} + \gamma e^{Cx_i}}{\beta B e^{Bx_i} + \gamma C e^{Cx_i}}\right] \tag{20}$$

- sendo (ξ-1) o erro relativo máximo admissível, prosseguem-se as iterações até que a expressão

$$\ln\left[\frac{\left(\beta e^{B(x_i + \ln(\xi))} + \gamma e^{C(x_i + \ln(\xi))}\right)}{\delta}\right] \tag{21}$$

seja negativa. Para exemplificar o uso deste método, calcula-se a vida residual de um espécime cujo material (um aço) possui as propriedades dadas: E = 203GPa, σ_f'= 896MPa, ε_f'= 0,41, b = -0,12 e c = -0,51. A partir da equação (11), para um gradiente de deformações $\Delta\varepsilon$ = 2000$\mu\varepsilon$ e ξ = 1,001 (erro máximo de 0,1%), calcula-se então :

$$x_0 = 6{,}60;\ \ x_1 = 11{,}12;\ \ x_2 = 11{,}87;\ \ x_3 = 11{,}91 \rightarrow 2N = e^{11{,}91} = 149000 \text{ reversões}$$

e o processo converge em 3 iterações. Se o método tradicional de Newton-Raphson fosse utilizado, considerando-se um valor inicial de 1 para 2N, seriam necessárias 15 iterações para calcular-se a solução na precisão de 0,1%. Além disso, mesmo se fosse utilizada a condição inicial definida no primeiro passo do algoritmo apresentado acima, o método de Newton-Raphson ainda necessitaria de 10 iterações para a convergência.

De fato, o método εN é bem menos simples do que aparenta. Para tratá-lo com os cuidados devidos, o **ViDa 96** *segue todos os procedimentos discutidos acima*. O programa também desenha a curva εN, plota sobre ela a curva SN tradicional, permite forçar a componente elástica da deformação a atingir a atingir a curva SN no limite, dá a opção de trocar-se a regra de Neuber pela regra Linear de concentração de deformações, e desenha os laços de histerese *devidamente corrigidos.*

Para calcular a vida à fadiga o programa usa não só os algoritmos de Coffin-Manson e do método das inclinações universais de Manson, que não consideram o efeito da carga média, como também permite que se considere estes efeitos por Morrow, Morrow modificado (que inclui os efeitos de ε_{mi} na componente plástica) e por Smith-Topper-Watson (STW), cujas equações são:

$$\Delta\varepsilon = 3.5\frac{S_u}{E}N^{-0.12} + \left[\ln\left(\frac{1}{1-RA}\right)\right]^{0.6} N^{-0.6} \qquad \text{(inclinações universais de Manson)} \qquad (22)$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E}(2N)^b + \varepsilon'_f\,(2N)^c \qquad \text{(Morrow)} \qquad (23)$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E}(2N)^b + \varepsilon'_f \left(- \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right) (2N)^c \qquad \text{(Morrow modificado)} \qquad (24)$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{{\sigma'_f}^2}{E\cdot\sigma_{max}}(2N)^{2b} + \frac{\sigma'_f\cdot\varepsilon'_f}{\sigma_{max}}(2N)^{b+c} \qquad \text{(Smith-Topper-Watson)} \qquad (25)$$

Como no método SN, o programa também gera gráficos de dano versus evento para cada um dos modelos.

E, para quando não se conhecer a história prévia da peça e ainda assim se quiser fazer uma *estimativa* εN, ou para aqueles que quiserem desconsiderar os efeitos do ordenamento apesar de todos os problemas de incompatibilidade física das previsões, o programa permite que sejam efetuados os cálculos tradicionais mas, usando uma pragmática expressão ianque, *at his own risk*. Entretanto, para que se considere o efeito das cargas médias nesta estimativa (isto é, para se usar Morrow ou STW) é necessário *arbitrar* uma origem no plano $\sigma\varepsilon$ para os laços de histerese, ou então só se pode calcular as vidas por Coffin-Manson ou pelas inclinações universais.

Método da/dN

Para prever o crescimento das trincas de fadiga, o **ViDa 96** usa as telas mostradas nas figuras 49, para as trincas planas e 50, para as trincas tri-dimensionais. Deve-se notar que quando o texto menciona as trincas tri-dimensionais, ele se refere aos problemas onde as três dimensões da peça são importantes, e onde as trincas crescem em duas direções, tendo portanto um crescimento bi-dimensional, como no caso das trincas superficiais ou de canto.

A propagação das trincas é tratada pelos conceitos tradicionais da Mecânica da Fratura [12-15], assumindo-se que as taxas de propagação da/dN (e também dc/dN no caso das trincas tri-dimensionais) se correlacionam primariamente com a faixa de variação do fator de intensidade de tensões ΔK_I, ver figuras 51 a 54. Para isto, na tela do material (figura 20) devem ser especificadas as propriedades específicas como o limiar de propagação ΔK_{th} (figura 55), a tenacidade à fratura K_{IC} e as constantes das regras de Paris e de Elber.

Vale a pena mencionar que a regra de Paris,

$$da/dN = A \cdot \Delta K^m \qquad (26)$$

proposta no início da década de 60, representou um marco importante na história do estudo da Fadiga introduzindo a primeira idéia realmente inovadora desde os tempos de Wöhler: ao utilizar as ferramentas da Mecânica da Fratura, Paris conseguiu pela primeira vez quantificar confiavelmente a característica primária da falha por fadiga - o lento crescimento da trinca a cada ciclo do carregamento.

A equação (26) assume que da/dN seja somente uma função (simples) de ΔK, e tem grande valor na prática, mas na realidade possui uma série de limitações nem sempre devidamente reconhecidas.

Em primeiro lugar, deve-se lembrar a curva da/dN versus ΔK possui uma forma sigmoidal característica como ilustrado na figura 54, com três fases bem distintas, e a regra de Paris só se ajusta adequadamente à sua fase II.

A fase I da curva da/dN vs. ΔK é caracterizada pela existência de um limiar de propagação ΔK_{th}, abaixo do qual os carregamentos não causam dano a peça trincada, e a fase III reflete a proximidade da propagação instável da trinca, que ocorre quando o valor de K_{max} atinge a tenacidade à fratura do material.

Note-se que a tenacidade à fratura depende das condições da solicitação da peça e não apenas do material. Sob condições predominantemente lineares elásticas, a tenacidade só é uma verdadeira propriedade mecânica, quantificada por K_{IC}, quando o estado de tensões fôr de deformação plana, mas este valor deve ser substituÌdo por K_C, que é uma função da espessura da peça, quando as condições forem de tensão plana. Quando as dimensões da região não linear entorno da ponta da trinca não forem desprezíveis frente às dimensões da peça, deve-se usar os conceitos da Mecânica da Fratura Elastoplástica como o CTOD ou J_{IC} para quantificar a tenacidade.

A transição entre as fases I e II se dá tipicamente com taxas de propagação entre 10^{-10} e 10^{-8} m/ciclo, e entre as fases II e III com da/dN entre 10^{-6} a 10^{-4} m/ciclo. O que nem sempre é reconhecido é que a fase I é sempre muito mais importante do que a III para os problemas de fadiga, e freqüentemente muito mais relevante, do ponto de vista do cálculo da vida, do que a própria fase II.

Uma característica interessante incorporada no **ViDa 96** é evitar previsões fisicamente inadmissÌveis limitando as maiores taxas de propagação, mesmo que se esteja trabalhando com os modelos de Paris ou de Elber, que não reconhecem a fase III da curva da/dN vs. ΔK, a 0.1mm/ciclo, ou ao CTOD por ciclo, caso disponível.

Também vale a pena mencionar que estamos associando aqui com o nome de Elber uma regra que inclui uma pequena modificação em relação à sua proposição original. Elber introduziu o conceito de fechamento da trinca (figura 56), e propôs que a taxa de propagação fosse correlacionada com o valor efetivo de ΔK, definido por $\Delta K_{ef} = (K_{max}-K_{ab})$, onde K_{ab} é o valor do fator de intensidade de tensões que abre completamente a trinca de fadiga. Desta forma, a regra original de Elber é

$$da/dN = A \cdot (\Delta K_{ef})^m \qquad (27)$$

Entretanto estamos usando aqui a variação

$$da/dN = A \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^m \qquad (28)$$

assumindo que o valor do limiar de propagação ΔK_{th} se comporte como a carga de abertura. Esta regra se ajusta bastante bem às regiões I e II da curva de propagação de muitos materiais estruturais, como mostrado na figura 57.

O programa tem um banco de dados com várias regras de propagação (e sempre usa pelo menos as de Paris e de Elber), e permite que o usuário especifique qualquer outra que seja de seu agrado, através de seu interpretador de equações. Os valores das constantes das diversas regras podem ser facilmente variados: nas telas de crescimento de trinca há um campo chamado *variáveis*, no qual se pode especificar valores numéricos para cada uma das letras correspondentes, as quais são usadas para definir as equações.

Dentre estas equações, vale a pena mencionar outras regras empíricas foram propostas para se descrever melhor toda a forma sigmoidal da curva da/dN vs. ΔK, bem como os efeitos de algumas variáveis secundárias como a carga média (geralmente quantificada por $R = K_{min}/K_{max}$), e a carga de abertura da trinca K_{op}:

$$\frac{da}{dN} = A\Delta K^{m} K_{max}^{p} \qquad \text{(Walker)} \qquad (29)$$

$$\frac{da}{dN} = A\Delta K^{m} (K_{max} - \Delta K_{th})^{p} \qquad \text{(Hall)} \qquad (30)$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{A\Delta K^{m}}{(1-R)K_{c} - \Delta K} \qquad \text{(Forman)} \qquad (31)$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{A\Delta K^{m}\sqrt{\Delta K - \Delta K_{th}}}{(1-R)K_{c} - \Delta K} \qquad \text{(Forman modificado)} \qquad (32)$$

$$\frac{da}{dN} = A\left[\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_{c} - K_{max}}\right]^{m} \qquad \text{(Priddle)} \qquad (33)$$

Todas estas regras requerem a determinação de constantes como A, m ou p (que são numericamente diferentes nas diversas regras), as quais devem ser obtidas experimentalmente em testes de propagação de trincas de fadiga. Há muitas outras regras empíricas similares, cada uma justificada por um determinado conjunto de dados experimentais (para listas mais extensas ver, por exemplo, [27-30]). Entretanto, nenhuma é *fundamentalmente* diferente da regra original de Paris. A escolha dentre as diversas regras depende do conjunto particular de dados experimentais que se queira ajustar, sendo que muitas vezes várias delas podem ser usadas de forma igualmente satisfatória, como pode ser visto nos diversos trabalhos das STP 687 e 748 [31,32], que usam o mesmo banco de dados experimentais.

Uma facilidade particularmente interessante incluída no **ViDa 96** é proporcionada pelo gráfico de propagação mostrado nas telas das figuras 49 e 50 no qual se plota, além de Paris e Elber, as regras de propagação escolhidas pelo usuário (para se expandir o gráfico, basta *clicar* sobre ele).

Desta forma se tem uma informação visual imediata sobre a concordância entre as diversas regras, o que permite um fácil e conveniente ajuste de suas constantes. Além disto, conforme já foi comentado, o programa também inclui uma facilidade de ajuste automático de dados experimentais. Uma vez garantido que as diversas regras se ajustem devidamente ao comportamento do material, se pode facilmente estudar a sensibilidade das previsões aos diversos modelos.

Deve-se mencionar que o modelo de Paris, devido à sua simplicidade matemática, é de longe o mais aplicado na prática.

Entretanto, o seu uso pode ser extremamente conservativo em todos os casos onde as trincas iniciais sejam pequenas, e induzam valores de ΔK próximos a ΔK_{th}. Nestes casos o modelo de Paris é simplista, como exemplificado em [26].

Desta forma, o uso de diversos modelos de propagação para calcular o dano por fadiga pode ser muito importante na prática ao se projetar, pois *freqüentemente a maior parte da vida das peças é consumida para propagar as trincas pequenas*.

O **ViDa 96** permite que se calcule a propagação correspondente a um dado carregamento especificado (tensão $\Delta\sigma_i$ atuando durante n_i ciclos), ou que se especifique as dimensões iniciais e finais da trinca, caso se queira calcular a vida correspondente. Em ambos os casos, se durante o carregamento ocorrer

- fratura por $K_{max} = K_{IC}$, ou
- a trinca atingir o tamanho máximo especificado para a trinca final, ou
- a peça atingir a resistência à ruptura no ligamento residual, ou
- da/dN > 0.1mm/ciclo ou CTOD por ciclo,

o programa automaticamente pára os cálculos, e indica o instante desta ocorrência. Desta forma pode-se usar os valores calculados com a garantia de que o limite de validade dos modelos matemáticos nunca é excedido. O programa também avisa quando atingir o escoamento do ligamento residual antes que o valor especificado para n_i ou para o tamanho máximo da trinca seja atingido.

No caso das trincas tri-dimensionais, o programa também pára os cálculos quando uma das fronteiras da peça é atingida pela trinca, e além disto desenha as frentes de trinca a cada evento especificado pelo usuário, para que se possa acompanhar as mudanças de geometria que ocorrem durante a sua propagação. E, para conveniência do usuário, também pode plotar os gráficos da variação da forma de trinca a/c, de K(a), K(c), etc., para que se possa estudar o seu comportamento.

Para minimizar o tempo de computação sob carregamentos de amplitude constante, o **ViDa 96** usa nestes casos um algorítimo de Simpson para efetuar a integração numérica da curva da/dN vs. ΔK

Entretanto este algorítimo não é eficiente sob carregamento complexo. Por isto foi introduzida uma facilidade muito interessante no **ViDa 96**, a qual pode ser usada para diminuir acentuadamente o tempo de computação (o que pode ser muito importante nas vidas longas, como as que são obtidas quando se trabalha com trincas iniciais pequenas), que é a opção de se especificar uma percentagem de variação na $\sqrt{a}$ para só então mudar o valor do fator geométrico de ΔK usado nos cálculos.

Como no caso geral $\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{(\pi a)} \cdot f(a)$, onde f(a) é um fator que só depende da geometria, pode-se dizer que a variação do fator de intensidade de tensões ΔK_i a cada ciclo do carregamento depende:

(i) da variação da tensão naquele ciclo $\Delta\sigma_i$, e

(ii) do comprimento da trinca naquele *instante.*

Ora, desta forma ΔK depende de duas variáveis de natureza diferente. É claro que $\Delta\sigma_i$ pode em geral variar bastante a cada ciclo quando o carregamento é complexo, mas as trincas *sempre* se propagam muito devagar por fadiga, pois as maiores taxas de crescimento *estável* observadas na prática são da ordem de μm/ciclo, sendo que durante a maioria da vida as taxas são melhor medidas em nm/ciclo.

Como em geral as expressões para f(a) podem ser muito complexas mas não apresentam descontinuidades, pode-se tirar proveito da pequena mudança no produto $\sqrt{a} \cdot f(a)$ para pequenos incrementos no comprimento da trinca.

Desta forma, em vez de se calcular a cada ciclo $\Delta K_i = \Delta\sigma i \cdot \sqrt{(\pi a_i)} \cdot f(a_i)$, o que demandaria grande esforço computacional, pode-se manter o produto $\sqrt{a} \cdot f(a)$ constante enquanto $\sqrt{a}$ não variar da (pequena) percentagem especificada pelo usuário do programa.

Para considerar o efeito do carregamento complexo, o **ViDa 96** usa dois métodos:

- calcula o crescimento da trinca a cada 1/2 ciclo, incrementando-a de $\delta a_i = F(\Delta K_i)/2$ (ou de $\delta a_i = F[\Delta K(a_i)]/2$ e de $\delta c_i = F[\Delta K(c_i)]/2$ no caso tri-dimensional), onde F é a função que exprime a lei de propagação escolhida (e que pode incluir os efeitos da carga média, etc.), e
- usa o método do valor médio quadrático ΔK_{rms} proposto por Barson e Rolfe [13], seguindo especificamente o algoritmo de Hudson [33], figuras 58 e 59. Em ambos os casos a parte negativa dos carregamentos é desconsiderada.

Note-se que ao tratar de carregamentos complexos não estamos nos referindo em separado aos importantes efeitos dos retardo causados por sobrecargas significativa esporádicamente superpostas a carregamentos de outra maneira constantes (figura 60). Estes efeitos podem ser tão significativos que podem provocar a parada total da trinca [34], e devem ser considerados da forma devida quando necessário.

Entretanto, como nenhum dos modelos clássicos propostos para quantificar estes efeitos conseguiu reconhecimento universal, pela relativamente baixa confiabilidade de suas previsões e pela sua alta complexidade computacional, e como o objetivo deste programa é fornecer automação para os *métodos tradicionais de projeto à fadiga*, optou-se por não inclui-los nesta versão do programa.

Para se efetuar o cálculo do crescimento ciclo a ciclo é importante introduzir uma pequena mudança na contagem *rain-flow*, como indicado na figura 18, pois os efeitos de ordem do carregamento na propagação das trincas são de duas naturezas distintas:

- os de plasticidade ou correlatos, que podem induzir efeitos de retardo no crescimento subseqüente da trinca, e que podem ser causados por fechamento tipo Elber ou por bifurcações, assunto este fascinante mas que, por serem mais de interesse acadêmico, tem que ser considerado fora do escopo desta discussão [34], e
- os relacionados com eventos de fratura, que dependem primariamente da relação entre K_{max} e a tenacidade à fratura. Estes últimos são muito mais dramáticos, pois significam a quebra da peça e tem que ser previstos com exatidão.

Note-se que a modificação introduzida pelo **ViDa 96** na maneira de ordenar a contagem *rain-flow*, que na sua versão original antecipa os grandes picos do carregamento em relação ao real momento de sua ocorrência (figura 18), é particularmente útil para tratar este problema já que, para se evitar que o programa não reconheça um evento de quebra quando o pico de carga ocorra com a trinca já grande, este pico só é contabilizado no instante de sua ocorrência. Como o programa sempre verifica se $K_{Imaxi} < K_{IC}$ (e também se não há escoamento do ligamento residual no i-ésimo carregamento), desta forma pelo menos elimina-se uma das desvantagens conceituais da contagem tradicional.

Por fim, a figura 61 ilustra o crescimento de uma trinca superficial semi-elíptica, mostrando claramente a mudança de sua forma durante a propagação. Como todos os gráficos gerados pelo **ViDa 96** são facilmente plotáveis, este tipo de facilidade torna-se muito interessante para se visualizar e ilustrar os problemas de fadiga. As trincas superficiais e de canto modeladas pelo programa são descritas nas figuras 62 a 64.

Conclusões

A linguagem **ViDa 96** foi concebida para calcular vida à fadiga sob carregamentos complexos por todos os métodos usuais de projeto, incluindo todas as facilidades que pudessem ser úteis ao projetista, como banco de dados, inúmeras opções de cálculo, correções adequadas nas rotinas, interface amigável, etc. No atual estágio de desenvolvimento o programa já está com suas diversas opções operacionais, o que permite que ele seja distribuído para os membros qualificados da comunidade que façam o mini-curso "Avanços na Automação do Projeto à Fadiga sob Carregamentos Complexos", e que tenham interesse em colaborar no desenvolvimento de suas versão futuras.

Referências

[1] Metals Handbook "Fractography", current edition.
[2] Metals Handbook "Failure Analysis", current edition.
[3] Engel,L. & Klingele,H. "An Atlas of Metal Damage", Prentice-Hall 81.
[4] Suresh,S. "Fatigue of Materials", Cambridge 91.
[5] Hertzberg,R.W. & Manson,J.A. "Fatigue", em "Polymers, an Encyclopedic Sourcebook of Engineering Properties", Wiley 87.
[6] Kin,R.Y. "Fatigue Behavior", em Tsai,S.W. "Composites Design", Think Composites 88.
[7] Juvinall,R.C. "Stress, Strain & Strength", McGraw-Hill 67.
[8] Fuchs,H.O. & Stephens,R.I. "Metal Fatigue in Engineering", Wiley 80.
[9] Shigley,J.E. & Mischke,C.R. "Mechanical Engineering Design", McGraw-Hill 89.
[10] Hertzberg,R.W. "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", Wiley 89.
[11] Castro,J.T.P. Ÿm Método Racional Explícito para Projeto de Componentes Mecânicos Sujeitos a Carregamentos Dinâmicos Gerais", Rev.Bras.Ciênc. Mecânicas v.2, n.2, pp71-80, 79.
[12] Dowling,N.E. "Mechanical Behavior of Materials", Prentice-Hall 93.

[13] Barson,J.M. & Rolfe,S.T. "Fracture and Fatigue Control in Structures", Prentice-Hall 87.
[14] Broek,D. "The Practical Use of Fracture Mechanics", Kluwer 88.
[15] Anderson,T.L. "Fracture Mechanics", CRC 95.
[16] Castro,J.T.P.; Giassone,A. & Kenedi,P.P. "Fatigue Propagation of Superficial Cracks in Wet Welds", Fracture, Fatigue and Life Prediction (SMIRT 13) pp.21-38, LNCC 95.
[17] Nelson,D.V. & Fuchs,H.O "Predictions of Cumulative Fatigue Damage Using Condensed Load Histories", in Fatigue Under Complex Loading, SAE 77.
[18] Castro,J.T.P.; Freire,J.L.F. & Vieira,R.D. "Fatigue Life Prediction of Repaired Welded Structures", J.Constructional Steel Research, V.28, pp.187-195, 94.
[19] Peterson,R.E. "Stress Concentration Factors", Wiley 74.
[20] Hardy,S.J. & Malik,N.H. "A Survey of Post-Peterson Stress Concentration Factor Data", Int.J.Fatigue v.14, n.3, pp.147-153, 92.
[21] Tada,H. et.al. "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Paris Prod. 85.
[22] Rooke,D.P. & Cartwright,D.J. "Compendium of Stress Intensity Factors", 75.
[23] Moura Branco,C. et al. "Fadiga de Estruturas Soldadas", Gulbenkian 87.
[24] Rice,R.C., ed. "Fatigue Design Handbook", SAE 88.
[25] Neuber,H. "Theory of Strees Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Non-Linear Strees Strain Laws", J.App.Mech. v.28, p.544, 61.
[26] Castro,J.T.P.; Giassoni,A. & Kenedi,P.P. "Propagação por Fadiga de Trincas Superficiais e de Canto em Soldas Molhadas", II Simpósio de Mecânica da Fratura, ABM 96.
[27] Hoeppner,D.W. & Krupp,W.E. "Prediction of Component Life by Application of Fatigue Crack Growth Knowledge", Eng.Fract.Mech. 6, pp.47-70, 74
[28] Chand,S. & Garg,S.B.L. "Crack Propagation Under Constant Amplitude Loading", Eng.Fract.Mech. 21, pp.1-30, 85.
[29] Schwalbe,K.H. "Comparison of Several Fatigue Crack Propagation Laws with Experimental Results", Eng.Fract.Mech. 6, pp.325-341, 74.
[30] Castro,J.T.P. & Kenedi,P.P. "Previsão das Taxas de Propagação de Trincas de Fadiga Partindo dos Conceitos de Coffin-Manson", Rev.Bras.Ciênc.Mecânicas XVII(3), pp.292-303, 95.
[31] STP 687 "Part-Through Crack Fatigue Life Prediction", Chang,J.B. ed., ASTM 79.
[32] STP 748 "Methods and Models for Prdicting Fatigue Crack Growth Under Ramdom Loading", Chang,J.B & Hudson,C.M. ed., ASTM, 81.
[33] Hudson,C.M. "A Root-Mean-Square Approach for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading", ASTM STP 748, pp.41-52, 81.
[34] Castro,J.T.P. "Load History Efects on Plane Strain Fatigue Crack Propagation", PhD Thesis, Mech.Eng.Dept. M.I.T. 82.