6 Resultados Experimentais e Análise

Como o assunto tratado nesta tese, propagação de trincas por fadiga em geometrias 2D complexas sob carregamentos de amplitude variável, ainda não está bem documentado na literatura, é necessário comprovar experimentalmente a adequação dos procedimentos de análise propostos nos capítulos anteriores.

Assim, o propósito deste capítulo é validar a análise numérica proposta através de resultados experimentais confiáveis. Para isso, foram realizados testes de propagação por fadiga de trincas planas, curvas e bifurcadas em algumas geometrias 2D sob carregamentos simples e variáveis.

Os testes de fadiga foram realizados numa máquina servo-hidráulica MTS de 250kN computadorizada, em freqüências que variaram entre 20 e 60 Hz. Essas máquinas de teste são muito versáteis, e têm excelente desempenho dinâmico pois utilizam uma servo-válvula capaz de redirecionar rapidamente o fluxo do fluido hidráulico no seu pistão bi-direcional.

Neste Capítulo serão apresentados os resultados obtidos experimentalmente em laboratório, e é feita a comparação destes resultados com as previsões feitas pela análise numérica proposta nesta tese. Primeiramente é exposta a metodologia experimental adotada em todos os ensaios. Em seguida, são descritos os ensaios de propagação de trinca para o caso de carregamento simples, e depois para os casos de carregamentos amplitude variável. Por fim, são comentadas algumas deficiências dos modelos atualmente disponíveis para prever os efeitos de interação entre os ciclos dos carregamentos de amplitude variável.

6.1 Metodologia Experimental

Esta seção descreve alguns detalhes da metodologia experimental adotada: preparação do ensaio, aplicação das cargas, sistema do ensaio e medição do comprimento da trinca. A preparação da trinca foi divida em três fases: modelagem do corpo-deprova (CP) por EF, confecção do CP e remodelagem do CP real. As cargas aplicadas foram simples (cargas senoidais de amplitude constante) ou de amplitude variável, incluindo algumas sobrecargas. O sistema do ensaio incluiu a máquina servo-hidraúlica de alta velocidade e seus acessórios, e os sistemas de medição do comprimento da trinca. As trincas foram medidas por três métodos: por um microscópio óptico, por um sistema de análise de imagens, e pelo método da variação da flexibilidade.

O procedimento de preparação dos ensaios de propagação de trincas por fadiga é descrito a seguir. Nos ensaios de referência (como o levantamento da curva da/dN vs DK, e.g.) escolheu-se um tipo de CP para propagar a trinca que fosse de preferência padronizado, para facilitar comparações com dados da literatura. E a partir da expressão do seu fator de intensidade de tensão, $K_I(a)$, especificava-se o programa de carregamento do teste. Em geral usou-se tanto a técnica do DK quase constante decrescente quanto a técnica do DK crescente sob DP constante nos testes sob cargas simples (ASTM, 1999).

As cargas aplicadas em alguns casos de carregamento simples foram determinadas para manter $DK \approx constante$ e carga média R = constante. Para isso, escolhia-se um determinado valor de DK no qual se queria trabalhar, e então a carga calculada a partir de DK era aplicada com valor constante no CP até que a trinca crescesse de um pequeno comprimento. Esse valor de carga era em seguida decrescido para ajustar o valor de DK escolhido (pois DK cresce com a trinca sob carga constante). No final do ensaio tem-se uma história de carga que vai decrescendo com o tempo, como uma escada. A história de DK se mantém aproximadamente constante, apresentando um forma de serra ao longo do número de ciclos.

No caso das trincas curvas, os CPs padronizados foram modificados pela introdução de furos posicionados para curvar a trinca segundo o caminho desejado no teste em questão. Para isto, primeiro se modelava o CP em elementos finitos e depois se inseria um furo neste modelo para obter o caminho desejado para a trinca, através de um processo de tentativa e erro. Esta tarefa é relativamente simples quando se usa uma ferramenta poderosa e eficiente como o **Quebra2D**. Uma vez projetado o CP, seu desenho era mandado para a oficina, onde o CP real

era confeccionado com o furo na posição pré-determinada numericamente. Depois o CP era novamente modelado em EF para levar em conta os eventuais desvios de fabricação. Este passo é muito importante para que o modelo numérico reproduza fielmente a geometria do modelo real.

No modelo numérico corrigido era então simulada uma propagação incremental da trinca, fazendo-a crescer em pequenos passos sob carga simples, seguindo os critérios estudados nos capítulos anteriores. Os valores de K_I eram assim obtidos ao longo do caminho (no caso geral, curvo) de propagação. Esses valores (discretos) eram em seguida ajustados por uma função f(a/w) analítica adequada, onde $K_I(a) = s \sqrt{pa} f(a/w)$.

Neste trabalho foram usados o método MCC (*Modify Crack Closure*) para calcular os K_I e a técnica s_{qmax} para estimar as direções incrementais de propagação (vide Capítulo 3). Embora a geometria das trincas curvas seja 2D, ela é unidimensional ao longo de seu comprimento, e pode ser escrita como $K_I(a)$, onde a é o comprimento ao longo da trinca. As cargas aplicadas nos ensaios, tanto as simples quanto as variáveis, são sempre determinadas a partir desta expressão, seguindo um procedimento idêntico ao das trincas retas.

Os efeitos de interação entre os vários eventos das cargas variáveis podem ser muito importantes. Em particular, sobrecargas e decréscimos bruscos em DK podem causar retardos ou até a parada do crescimento da trinca, como visto no Capítulo 4. Vários mecanismos podem causar retardo, como o fechamento da trinca induzido por plasticidade e a bifurcação da trinca. Em geral, os modelos de retardo ainda são semi-empíricos, e usam parâmetros ajustados experimentalmente.

O sistema servo-hidraúlico (Figura 6.1) utilizado neste trabalho foi composto de uma máquina servo-controlada marca MTS com capacidade de carga de 250 KN e rigidez de 0.43 GN/m, de um sistema de aquisição de dados composto de um controlador digital com três canais de entrada (carga, deformação e deslocamento do pistão), um computador pessoal e o programa que faz a comunicação entre o computador e o controlador digital, **TestStarII**. Neste sistema, o usuário utiliza o computador pessoal para rodar a aplicação, armazenar e analisar os dados. Todo o comando de carga é realizado no computador através do programa **TestStarII**, que controla a servo-válvula e o atuador hidráulico.

Maiores detalhes sobre o controle do sistema servo-hidráulico podem ser obtidos em (MTS, 1996).



Figure 6.1 – Sistema servo-hidráulico utilizado nos testes de fadiga.



Figure 6.2 – Detalhe de uma base XY com lentes fixadas.

Para obtenção do comprimento da trinca durante o ensaio utilizaram-se três técnicas: análise de imagem, microscopia ótica e medição da flexibilidade do CP. No primeiro caso, uma câmera de vídeo digital foi ligada a um computador via uma placa de aquisição de imagem. Os tamanhos de trinca foram obtidos a partir da imagem da trinca no computador. Essa técnica foi utilizada nos primeiros ensaios com carga simples. Na segunda técnica, o comprimento da trinca era obtido opticamente através de um sistema de lentes fixado a uma base XY, dotada de micrômetros que permitem medir a posição da ponta da trinca (ver Figura 6.2). Na terceira técnica, um *strain gage* é fixado na face traseira do CP e relacionam-se as deformações medidas, juntamente com carga aplicada e geometria do CP, com o tamanho da trinca (mais detalhes no Capitulo anterior). Essa última técnica foi a mais utilizada para obter pontos das curva *da/dN* vs. **D**K.

6.2 Carregamento Simples

Esta seção descreve a modelagem e apresenta os resultados e a análise dos ensaios de propagação de trincas por fadiga sob carregamento simples em cinco corpos-de-prova: um SENB (*Single Edge Notched Bend*) e quatro CTS (*Compact Test Specimen*).

Esses CPs foram modificados com inserção de furos para curvar o caminho de propagação das trincas, e foram feitos de um aço carbono SAE 1020 (C 0.19; Mn 0.46; Si 0.14; Cu 0.11; Ni 0.052; Cr 0.045; Mo 0.007; Nb 0.002; Ti 0.002) com módulo de Young $E = 205 \ GPa$, resistência ao escoamento $S_Y = 285 \ MPa$, resistência à ruptura $S_U = 491 \ MPa$ e redução de área $RA = 53.7 \ \%$. Duas equações foram ajustadas às curvas $da/dN \times DK$ medidas com carga média R =0.1: a equação de Paris $da/dN = 8.59 \times 10^{-14} \times DK^{4.26}$, e a chamada equação de McEvily modificada $da/dN = 4.5 \times 10^{-10} \times (DK - DK_{th})^{2.05}$, com $DK_{th} = 11.6 \ MPa \ Dm$. A Figura 6.3 mostra os dados experimentais de crescimento de trinca (Durán, 2001) e o ajuste pela equação de Paris, que foi utilizada nas predições numéricas. Estes dados foram medidos segundo a norma ASTM E-647 (1999), usando CPs padronizados (isto é, sem os furos para curvar o caminho da trinca).



Figure 6.3 – Dados experimentais $da/dN \times DK$ do aço SAE 1020 testado.

6.2.1 Ensaio do SEN modificado

O CP SEN modificado (viga retangular de $125 \times 30 \times 10 \text{ mm}$, com pontos de aplicação das cargas inferiores a s = 50 mm e superiores a r = 25 mm do centro da viga, e um furo de raio R = 5.2 mm posicionado 9.3mm à esquerda do entalhe iniciador da trinca, Figura 6.4) foi ensaiado em flexão de 4 pontos.



Figure 6.4 – Geometria do CP SEN modificado para curvar a trinca.

A Figura 6.5 mostra os detalhes da malha de EF com o caminho da trinca previsto numericamente pelo programa **Quebra2D**. Notar que a malha é mais densa em torno da trinca, e que foi gerada e propagada automaticamente. A malha inicial do modelo tinha 1995 elementos e 4185 nós, e a malha ao fim da propagação da propagação tinha 2585 elementos e 5467 nós.

A Figura 6.6 compara as expressões de f(a/w) para a viga com o furo, obtida via EF, e a viga sem o furo, obtida da literatura (Anderson, 1995). Observa-se que a inserção do furo tem uma influência significativa no valor de f(a/w).



Figura 6.5 – Malha de EF gerada automaticamente para o CP SEN modificado.



Figura 6.6 – Expressões f(a/w) para os CPs SEN modificado e padrão.



Figura 6.7 – Caminhos de trinca previsto e real para o CP SEN modificado.



Figura 6.8 – Vidas à fadiga experimental e prevista pelo programa **ViDa** para o CP SEN modificado.

A Figura 6.7 mostra uma foto do caminho de propagação real após o teste e o caminho previsto por EF antes do teste. Os resultados previsto e medido são praticamente idênticos. Desta forma, assume-se que o cálculo do valor de K_I é igualmente preciso e pode ser usado para a previsão da vida à fadiga do CP.

Entretanto, um desvio significativo foi observado quando comparou-se os dados experimentais com a vida prevista. Os resultados concordaram somente durante uma parte do teste, como mostra a Figura 6.8. Porém, depois de aproximadamente 440.000 ciclos de carregamento, houve um claro desvio no gráfico $a \times N$. A boa previsão inicial indica que o K_I calculado estava reproduzindo a curva de crescimento da trinca satisfatoriamente, o que confirma a hipótese de que os valores de K_I deveriam estar corretos. Como não houve mudança no modelo, pode-se a princípio supor que a aplicação da carga, que deveria ter sido constante, deve ter sofrido algum acidente durante o teste.

Mas o comportamento dos pontos experimentais poderia ser explicado se uma sobrecarga acidental tivesse retardado o crescimento da trinca a partir do ponto onde houve o desvio na curva $a \times N$. Isso se confirmou quando foi feita uma inspeção cuidadosa na superfície do CP e, exatamente no ponto de desvio dos resultados, pôde-se visualizar a presença de uma zona plástica maior que as outras.

Como a sobrecarga havia sido acidental e não tinha sido registrada, decidiuse estimar sua amplitude simulando o crescimento da trinca no programa **ViDa**. Assim, adicionou-se uma sobrecarga de amplitude desconhecida no ponto do desvio da curva $a \times N$ e, por tentativa e erro (usando o modelo de retardo de Wheeler modificado com expoente $\gamma = 1.43$, Meggiolaro & Castro, 2001) conseguiu-se reproduzir todo o retardo da trinca, como mostrado na Figura 6.8, ao assumir uma sobrecarga de 60%. Este resultado foi altamente encorajador, pois indicou que as técnicas usadas para modelar o crescimento de trincas retas também poderiam ser usadas para modelar as trincas curvas, como será discutido mais adiante.

6.2.2 Ensaios dos CTS modificados

Quatro CPs CTS (Figura 6.9) foram modificados com furos de diâmetro 7 mm posicionados a uma distância horizontal A e vertical B da raiz do entalhe para curvar a trinca. A trinca apresentou dois comportamentos distintos na simulação por EF, dependendo do posicionamento do furo: num a trinca era atraída para o furo, e no outro a trinca era atraída pelo furo, mas passava por ele. Para estudar esse fenômeno exótico, localizou-se numericamente a posição do furo onde havia a transição do comportamento "atraído pelo furo" para o "atraído para o furo".



Figura 6.9 – Detalhes geométricos dos CPs CTS modificados.



Figura 6.10 - Malha de EF gerada automaticamente para os CPs CTS modificados.

Para comprovar esta previsão, decidiu-se testá-la construindo 2 CPs com o furo apenas 0,5mm acima do ponto de transição calculado por EF e outros 2 com o furo 0,5mm abaixo daquele ponto. Devido às tolerâncias de fabricação, as dimensões reais dos CPs ficaram como listado na Figura 6.9. A Figura 6.10 mostra os detalhes das malhas de EF usadas para prever o caminho da trinca nestes CPs. As malhas iniciais sem a trinca têm cerca de 1300 elementos e 2300 nós, e depois da propagação cerca de 2200 elementos e 5500 nós. A Figura 6.11

compara as expressões de f(a/w) obtida via EF com a obtida da literatura (Anderson, 1995). Os resultados para os CT1 e CT3 são similares, mas até $a/w \gg 0.55$ com valores de f(a/w) maiores, e a partir daí com valores menores que os do CTS padrão. Essa fenomenologia pode ser devida a diferença de tamanho da trinca que é medida ao longo do caminho, porém isto ainda deve ser mais bem estudado. Nos CT2 e CT4 os valores de f(a/w) são sempre maiores que os do CTS padrão. Com a aproximação maior do furo no caso do CT4, os valores de f(a/w) são ainda maiores que no CT2.



Figura 6.11 – Valores de *f(a/w)* para os CTS modificados e padrão.



* *

Figura 6.12 – Caminho de trinca previsto e real para os CTS modificados.

A Figura 6.12 compara os caminhos previsto e medido nos quatro CTS testados. Nos CT3 e CT4 as medidas de tamanho de trinca nas duas faces do CPs foram diferentes, porque a junta universal (um acessório utilizado no ensaio para reduzir possíveis momentos fletores) apresentou problemas. Os tamanhos de trinca foram obtidos abrindo os CPs e medindo as marcas de praia deixadas ao longo da face interna da trinca. Isto justifica as diferenças observadas entre as previsões e os testes destes CPs. As previsões numérica e experimental da vida à fadiga estão mostradas nas Figuras 6.13 a 6.16. As Figuras 6.15 e 6.16 apresentam os comprimentos de trinca em ambas faces dos CPs.



Figura 6.13 – Vidas à fadiga experimental e prevista pelo programa ViDa para o CT1.



Figura 6.14 – Vidas à fadiga experimental e prevista pelo programa ViDa para o CT2.



Figura 6.15 – Vidas à fadiga experimental e prevista pelo programa ViDa para o CT3.



Figura 6.16 – Vidas à fadiga experimental e prevista pelo programa ViDa para o CT4.

6.3 Carregamento Variável - Ensaios em CTS

Dois CTS foram testados sob carregamento variável: um padrão e outro furado, com mesma dimensões do CT1 da Figura 6.9. O objetivo deste ensaio foi verificar se os modelos de interação entre cargas calibrado para a trinca reta (no CTS padrão) poderia ser usado para predizer a vida à fadiga da trinca curva do CTS furado. A história dos carregamentos aplicados nos dois CPs é mostrada na Figura 6.17.



Figura 6.17 – Histórias dos carregamentos variáveis: (a) CTS padrão e (b) CTS furado.

O material testado foi o mesmo usado anteriormente (SAE 1020). Porém a sua curva de propagação $da/dN \times \mathbf{D}K$ foi medida com mais cuidado para levar em conta os efeitos da carga média. Os dados medidos em R = 0,1 e R = 0,7 foram ajustados pela equação de McEvily modificada:

$$\frac{da}{dN} = 2.5 \cdot 10^{-10} (\Delta K - \Delta K_0 (1 - 0.55 \cdot R))^{2.2}$$
(6.1)

onde $DK_0 = 12,2 MPa\ddot{O}m$ é o limiar de propagação para R = 0. A Figura 6.18 mostra os pontos experimentais (Durán, 2001) para as diferentes cargas médias e as curvas que ajustam estes pontos.



Figura 6.18 – Dados experimentais e curva de McEvily modificada para o aço SAE 1020.

A Figura 6.19 mostra o caminho da trinca previsto por EF e o caminho real da trinca sob carregamento variável no CTS furado. Como nos casos de carregamento simples, o caminho da trinca real é bem previsto, sugerindo que o comportamento sob amplitude variável é similar e pode ser bem descrito pelas mesmas equações. Além disso, as sobrecargas estudadas retardaram mas não desviaram a trinca, como pode-se ver na Figura 6.19, onde a zona plástica gerada em torno de 550.000 ciclos não alterou significativamente o caminho (curvo) da trinca, que continuou se propagando de acordo com o previsto para o carregamento simples. Dessa forma, assumindo que somente a taxa de crescimento é influenciada pelo efeito de interação entre cargas, a metodologia proposta pode ser generalizada para os casos de carregamentos variáveis.



Figura 6.19 – Caminho da trinca real e previsto para o CTS furado sob carregamento variável e detalhe de uma zona plástica de sobrecarga (direita, com aumento de ~60x).

A Figura 6.20 mostra a curva $a \times N$ medida com o CTS padrão sob carregamento variável ajustada por três modelos de interação: Fechamento Constante (*Constante Closure*), Newman e Wheeler modificado. Consultar o livro de Castro & Meggiolaro (2002) para obter maiores detalhes sobre estes modelos de interação entre cargas. O modelo que melhor reproduziu os dados experimentais foi o Fechamento Constante, com o K_{ab} (*K* de abertura) ajustado em 26 % do máximo fator de intensidade de tensões da sobrecarga. O modelo de Wheeler modificado apresentou o segundo melhor ajuste, com o expoente estimado em g = 0.51. Por fim, o modelo de fechamento de Newman (generalizado para carregamento variável) apresentou o pior ajuste, mesmo quando otimizado com a constante de estado de tensão ajustada em a = 1.07, um valor que indicaria dominância de um estado plano de tensões, apesar dos testes terem sido feitos sob deformação plana dominante. Esses mesmos parâmetros de retardo serão usados para prever a vida à fadiga da trinca curva no CTS furado.



Figura 6.20 – Ajustes da curva $a \times N$ medida no CTS padrão sob carga variável.

A Figura 6.21 mostra a previsão da vida à fadiga sob carga variável feita para a trinca curva do CTS furado, usando os parâmetros de retardo obtidos com a trinca reta do CTS padrão. Os modelos Fechamento Constante e Wheeler modificado apresentaram praticamente os mesmos resultados, e previram satisfatoriamente os dados experimentais, que incluíram efeitos de retardo significativos.

Deve-se enfatizar que as curvas desenhadas na Figura 6.21 são *previsões*, e não ajuste dos pontos experimentais. Estas previsões foram feitas com os parâmetros dos modelos de retardo calibrados para ajustar os dados experimentais da Figura 6.20, obtidos com uma trinca reta num CTS padrão, sob uma carga parecida mas certamente não idêntica à aplicada na trinca curva do CTS furado da Figura 6.21 (rever a Figura 6.17). Esses resultados sugerem que os modelos de interação de carga tradicionais, com seus parâmetros devidamente ajustados para prever a vida de trincas retas, também podem ser usados para prever a vida de trincas curvas sob carregamento variável em peças do mesmo material, o que muito estende sua aplicabilidade. Deve-se enfatizar também que resultados



Figura 6.21 – Crescimento de trinca previsto para o CTS furado sob carga variável, usando os parâmetros ajustados no teste da trinca reta do CTS padrão.

Vale a pena mencionar que uma sensibilidade muito grande aos parâmetros de retardo foi observada quando foram realizados os ajustes dos dados experimentais da Figura 6.20. Por exemplo, quando o valor do parâmetro do modelo de Wheeler é modificado para apenas g = 0.5, a previsão da vida à fadiga passa a divergir muito dos dados experimentais. Essa sensibilidade é particularmente alta quando a taxa de crescimento da trinca está próxima da fase I da curva $da/dN \times DK$, onde uma pequena diferença no valor do fator de intensidade de tensões pode acarretar uma diferença muito grande na taxa de crescimento da trinca. Assim, modelar adequadamente os retardos significativos após sobrecargas, que diminuem o DK (ou o $DK_{efetivo}$, dependendo do mecanismo de retardo preponderante) subseqüente e levam a taxa da/dN de volta à fase I, requer cuidado e precisão no ajuste dos parâmetros dos modelos de retardo.

6.4 Alguns Comentários sobre Deficiências dos Modelos de Retardo

A complexidade da fenomenologia envolvida nos efeitos de interação entre os ciclos de um carregamento de fadiga de amplitude variável é muito grande. São muitos os mecanismos envolvidos no processo, como variação do fechamento da trinca causada por plasticidade ou por interferência entre as rugosidades da sua superfície, tensões residuais, cegamento da ponta da trinca, desvio ou bifurcação da trinca, e.g. Estes mecanismos podem agir de forma independente ou simbiótica, o que complica ainda mais o problema.

Os modelos de retardo da taxa de crescimento das trincas de fadiga sob cargas variáveis atualmente disponíveis são semi-empíricos e (quando muito) se propõe a descrever os efeitos de apenas um dos muitos mecanismos de retardo. Por isso, todos eles são limitados. Essa deficiência surgiu quando se tentou ajustar o parâmetro de retardo de um ensaio realizado no CP da Figura 6.22 (*Eccentrically-Loaded Single Edge Crack Tension Specimen ESE(T)*), sob a carga mostrada na Figura 6.23. Esse ensaio seguiria a idéia da seção anterior: calibrar o parâmetro de retardo numa trinca reta e usá-lo para prever a vida de uma trinca curva sob carregamento variável. Porém, uma calibragem única da trinca reta não foi eficiente, como discutido a seguir.



Figure 6.22 – Geometria do CP ESE(T).



Figure 6.23 – História do carregamento variável aplicado no CP ESE(T).

O material usado neste teste foi o aço SAE 4340 recozido (C 0.37; Ni 1.53; Cr 0.64; Mo 0.18; Mn 0.56; Si 0.14) com módulo de Young E = 205 GPa, resistência ao escoamento $S_Y = 377$ MPa, resistência à ruptura $S_U = 660$ MPa e redução de área RA = 52.7 %. A Figura 6.24 mostras os dados experimentais (obtidos pelo autor) do crescimento de trinca à fadiga para R = 0.1 e R = 0.7 e as curvas que ajustam esses dados. Uma curva de Collipriest modificada pelo autor deste trabalho foi a que melhor ajustou os dados experimentais, dada em m/ciclo por:

$$\frac{da}{dN} = 2.4 \cdot 10^{-10} \left[K_C \cdot \Delta K_0 \cdot FR \cdot \left(\frac{K_C}{\Delta K_0 \cdot FR} \right)^{0.5 \cdot \ln \left(\frac{\ln \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_0 \cdot FR} \right)}{\ln \left(\frac{K_C}{\Delta K} \right)} \right)} \right]^{1.25}$$
(6.2)

onde $FR = (1 - 1.1 \times R)$, $DK_0 = 8.5 MPa \ddot{O}m$ é o limiar de propagação para R = 0, e $K_C = 300 MPa \ddot{O}m$ foi adotado para a tenacidade a fratura.



Figura 6.24 – Pontos experimentais e curvas de Colliprieste modificada para o aço SAE 4340.

A influência de sub-cargas e do número de sobrecargas no retardo subseqüente na taxa de crescimento da trinca pode ser grande, como ilustrado na Figura 6.25 (Dahl & Roth, 1979). Nesse caso, quanto maior o número de sobrecargas consecutivas aplicadas, maior será o retardo no crescimento da trinca. Esse gráfico sugere que são necessárias pelo menos 600 sobrecargas para atingir o retardo máximo nos CPs do aço testado.



Figura 6.25 – Influência do número de ciclos de sobrecarga no retardo da trinca.

Seguindo a idéia da Figura 6.25, a história de carga mostrada na Figura 6.23 foi dividida em dois grupos para obtenção dos parâmetros de retardo: grupo com picos de sobrecarga (blocos 1, 2 e 3) e grupo com descida brusca da carga (blocos 4, 5 e 6). A finalidade desta análise é obter os parâmetros de retardo baseado em cada grupo e verificar se há alguma diferença significativa entre eles. A divisão dos blocos de carga foi feita de modo que o efeito de retardo de um grupo não tivesse influência no outro. Isto é, os blocos 1, 2 e 3 não recebem influência das descidas da carga, e os blocos 4, 5 e 6 não recebem influência das sobrecargas. Os modelos de interação utilizados nessa análise foram: Fechamento Constante, Wheeler modificado, Newman e Willenborg.

A Tabela 6.1 mostra os parâmetros de retardo para os grupos de sobrecarga e de descida brusca para os vários modelos de retardo estudados, e as Figuras 6.27 a 6.30 mostram o ajuste desses modelos aos dados experimentais. As linhas escuras representam o ajuste para o grupo de pico de sobrecarga e as linhas cinzas representam o ajuste para o grupo de descida brusca. Notar que há uma diferença significativa entre os parâmetros ajustados para os dois grupos de carga. A partir dos dados da Tabela 6.1 pode-se concluir que as descidas bruscas retardaram mais que as sobrecargas. Esta análise concorda com os dados obtidos por Dohl & Roth (1979), pois a descida brusca pode ser considerada como um grande número de ciclos de sobrecarga.



Figura 6.26 – Divisão da história de carregamento em blocos de carga.

	Sobrecargas	Descida Brusca
Fechamento Constante K_{OP}	0.22	0.37
Wheeler g	0.11	0.8
Newman <i>a</i>	3	1.7
Willenborg	XXX	XXX

Tabela 6.1 – Parâmetros de retardo para as sobrecargas e para as descidas bruscas.

Comparando todos os modelos ajustados nas Figuras 6.27 a 6.30, pode-se concluir que os modelos do Fechamento Constante de Wheeler modificado apresentaram boas previsões quando usados com esta técnica de dividir o carregamento complexo em blocos mais simples. O modelo de Newman só ajustou as sobrecargas no seu limite superior (a = 3) e, mesmo assim, não teve um desempenho tão bom quanto o dos dois primeiros modelos. O último modelo, Willenborg, não tem parâmetros ajustáveis e não apresenta bons resultados. Por fim, o bloco final da história de carregamento (bloco 6) não foi muito bem

ajustado por nenhum dos modelos de retardo, provavelmente porque a magnitude da sua descida brusca foi bem maior do que a dos blocos 4 e 5.



Figura 6.27 – Dados experimentais ajustados numericamente pelo modelo de retardo do Fechamento Constante, após dividir a carga complexa em blocos mais simples.



Figura 6.28 - Dados experimentais ajustados numericamente pelo modelo de retardo de Wheeler modificado, após dividir a carga complexa em blocos mais simples.



Figura 6.29 - Dados experimentais ajustados numericamente pelo modelo de retardo de Newman, após dividir a carga complexa em blocos mais simples.



Figura 6.30 - Dados experimentais ajustados numericamente pelo modelo de retardo de Willerborg, após dividir a carga complexa em blocos mais simples.

Algumas explicações podem ser dadas para os resultados da Tabela 6.1. Em todos os casos, é previsto um aumento da carga de abertura após a descida brusca, devido ao grande número de sobrecargas associadas que aumentam o efeito de retardo, em contraste ao caso de sobrecargas únicas. Por esse motivo, nos modelos de Fechamento Constante e Wheeler Modificado, os valores dos pârametros de retardo são maiores para o caso de descida brusca devido a um valor maior da carga de abertura da trinca. No modelo de Newman isto também ocorreu, porém o aumento da carga de abertura foi artificialmente modelado ajustando-se um menor valor para a constante da restrição 3D. Este menor valor da restrição 3D estaria associado, em uma história de amplitude constante, a um espécime próximo do estado plano de tensões, cujas maiores zonas plásticas de fato aumentariam a carga de abertura, gerando maior retardo. O modelo de Willenborg não consegue simular adequadamente ambos os casos de carga porque a taxa de crescimento da trinca do material é pouco sensivel a variações de R na faixa de trabalho onde foram aplicadas as cargas.

Estes resultados experimentais indicam que a modelagem dos efeitos de retardo em fadiga sob cargas de amplitude variável usando os modelos apresentados, apesar de sua grande importância prática, ainda é deficiente. Entretanto, soluções "de engenharia" como a usada acima, baseadas no conhecimento da fenomenologia do processo e em medidas de "bom senso", podem melhorar o desempenho das previsões e devem ser usadas enquanto não houver modelos mais precisos disponíveis.

Deve-se enfatizar que a observação acima não significa que todas as previsões de vida residual à fadiga sejam inaceitáveis. O problema físico é que é realmente complexo. Como muitos mecanismos podem alterar a taxa de propagação da trinca sob cargas de amplitude variável, é improvável que um único modelo possa descrevê-los todos de forma eficiente. Por isso, a grande maioria dos modelos disponíveis se concentra no mecanismo mais importante, o fechamento induzido por plasticidade. Visando contribuir um pouco para este estudo, abaixo se discute brevemente o problema do retardo causado por bifurcações da trinca de fadiga após sobrecargas.

6.5 Retardo Devido à Bifurcação da Trinca

A bifurcação de trinca foi apresentada na Seção 5.2.1 do Capítulo 5, onde foi detalhado o uso do programa **Quebra2D** para a modelagem do crescimento de trincas bifurcadas não-simétricas. Nesta seção, os dados obtidos via EF são usados apenas para traças alguns comentários sobre o retardo na propagação da trinca do CP ESE(T) da seção anterior, após a sobrecarga de 50 % sobre o K_{max} do carregamento constante do bloco 2 da Figura 6.25, que ocorreu em a = 25.55 mme bifurcou a trinca. A Figura 6.30 mostra os ramos dessa trinca bifurcada. O menor deles pára de propagar e o outro continua propagando até sair dos efeitos da trinca bifurcada.



Figura 6.31 – Bifurcação de trinca no CP ESE(T), no comprimento a = 25.55 mm.

Enquanto o ramo maior da trinca recebe influência do ramo menor, há uma diminuição no seu fator de intensidade de tensões. Pôde-se obter uma curva da Figura 5.14 considerando o ângulo entre os ramos das trincas $2a = 150^{\circ}$. Nessa curva o valor do fator de intensidade de tensões cai aproximadamente 55% do valor da trinca reta e depois sobe para 75%. A trinca da Figura 6.30 estava submetida a um **D**K » 19 MPa**Ö**m que representa um $da/dN \approx 1.3 \times 10^{-8}$ (Figura 6.24). Para 55% do valor tem-se um $da/dN \approx 1.4 \times 10^{-9}$ e para 75% tem-se um $da/dN \approx 1.1 \times 10^{-8}$. Isso significa que o ramo maior da trinca vai crescer com uma taxa de propagação menor que da trinca reta.

O objetivo desta seção não é fazer análise à fadiga da trinca bifurcada, mas somente levantar a questão para trabalhos futuros. O retardo da trinca da Figura 6.31 foi analisada na seção anterior sem a consideração da bifurcação da trinca. O quanto esse efeito é significativo, em termos de vida à fadiga, vai justificar a importância de se considerar explicitamente os efeitos da bifurcação na análise das cargas de amplitude variável.