



PROJETO DE GRADUAÇÃO

**FADIGA EM MATERIAIS NATURALMENTE
DEFEITUOSOS: TESTES E MODELAGEM**

Por,

Pedro Vinícius Sousa Machado

Brasília, 20 de novembro de 2018

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECANICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO

FADIGA EM MATERIAIS NATURALMENTE DEFEITUOSOS: TESTES E MODELAGEM

POR,

Pedro Vinícius Sousa Machado

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof. José Alexander Araújo, UnB/ ENM (Orientador)

Prof. Fábio Comes de Castro, UnB/ ENM

Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, UnB/ ENM

Brasília, _____

Agradecimentos

À minha mãe e ao meu pai que sempre me apoiaram incondicionalmente,

À minha namorada Carla por ser a luz no fim do túnel,

Aos colegas e amigos do laboratório que sempre me ajudam sem pensar duas vezes,

Ao meu orientador Alex pelos incontáveis ensinamentos valiosos.

O objetivo é investigar a razão pela qual virabrequins de grupos geradores de termoelétricas do Brasil que falharam por fadiga recentemente durante operação. Tais eixos estão sujeitos a carregamentos multiaxiais cíclicos e são feitos de aço AISI 4140 que possui microdefeitos internos conhecidos como inclusões não-metálicas, que são compostos químicos que aparecem no aço durante o processo de fabricação. Por atuarem como concentradores de tensões, as inclusões impactam negativamente no limite de fadiga do aço. Portanto, para modelar este efeito será testado o critério de fadiga multiaxial Modelo da Curva Modificada de Wöhler calibrado experimentalmente e a partir do modelo de Murakami do \sqrt{area} . Logo, os resultados serão comparados. A proposta de calibrar o MWCM com o modelo de Murakami também será testada em dados de Yanase e Endo (2014) e Endo e Ishimoto (2006) disponíveis na literatura.

ABSTRACT

The goal is to investigate the reason why crankshafts of Brazilian thermoelectric powerplant generators have recently failed by fatigue during operation. The crankshafts are subjected to multiaxial cyclic loads and are made of AISI 4140 steel containing internal small defects known as nonmetallic inclusions, which are chemical compounds that appear during the manufacturing process. These inclusions behave as stress concentration elements and, as such, are detrimental to the fatigue strength of the steel. Therefore, to model this effect the Modified Wöhler Curve Method will be calibrated with experiments and with Murakami's \sqrt{area} model and the results compared. The proposal to calibrate MWCM model with Murakami's \sqrt{area} model will also be assessed with data provided by Yanase and Endo (2014) and Endo and Ishimoto (2006) available in the literature.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	11
1.1	IMPORTÂNCIA	11
1.2	OBJETIVOS	13
1.3	ESTRUTURA DO RELATÓRIO	14
2	FADIGA	15
2.1	FADIGA UNIAXIAL	16
2.1.1	Descrição de carregamentos cíclicos	16
2.1.2	Curva amplitude de tensão-vida ($\sigma S-N$) e tensão cisalhante-vida ($\tau S-N$)	17
2.1.3	Método da escada modificado	19
2.2	FADIGA MULTIAXIAL	22
2.2.1	Conceitos importantes	23
2.2.2	Modified Wöhler Curve Method (MWCM)	25
2.2.3	Amplitude da tensão cisalhante: o Máximo Envolvimento Retangular	28
3	FADIGA EM MATERIAIS NATURALMENTE DEFEITUOSOS	30
3.1	MICRODEFEITOS E FADIGA UNIAXIAL	30
3.1.1	O modelo de Murakami	30
3.1.2	Aplicações	37
3.2	MICRODEFEITOS E FADIGA MULTIAXIAL	38
3.2.1	Modelo de Endo e Ishimoto	39
3.2.2	Modelo de Nadot e Billaudeau	40
4	METODOLOGIA	42
4.1	CALIBRAÇÃO DO MODELO MWCM A PARTIR DO RAIZ-DE-ÁREA	42
4.2	DETERMINAÇÃO DO PARÂMETRO RAIZ-DE-ÁREA MÁXIMO DE INCLUSÕES	43
4.3	LEVANTAMENTO DA CURVA $\sigma S-N$ E LIMITE DE FADIGA DO 4140	44
4.3.1	Determinação da curva $\sigma S-N$	45
4.3.2	Método da escada modificado	46
4.4	DETALHES EXPERIMENTAIS	46
4.4.1	Aço 4140	46
4.4.2	Corpo de prova de fadiga	47
5	RESULTADOS	49
5.1	MWCM CORRIGIDO EM MICRODEFEITOS ARTIFICIAIS	49
5.1.1	Dados da literatura de fadiga multiaxial de Endo e Ishimoto (2006)	49
5.1.2	Dados da literatura de fadiga multiaxial de Yanase e Endo (2014)	55
6	CONCLUSÕES	59
	REFERÊNCIAS	60

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Inclusões não metálicas encontradas em aço AISI 4140 (a) escala de $20\mu m$ (b) escala de $500\mu m$ (c) escala horizontal $25\mu m$ e vertical de $38\mu m$. (Fonte: fotos tiradas pelo autor)	11
Figura 1.2: Virabrequim que falhou em termoelétrica brasileira.	12
Figura 1.3: Navio Charles de Gaulle ancorado em Toulon com uma de suas hélices quebrada. (Fonte: Philippe Laurenson / Reuters 12/08/2000)	13
Figura 2.1: Exemplo de carregamento cíclico.....	17
Figura 2.2: Exemplo de curva S-N do aço A517 (Fonte: Dowling, 2013d).....	18
Figura 2.3: Curva S-N e limite de fadiga (Fonte: ASTM International, 2011).....	19
Figura 2.4: Exemplo de experimento do método da escada modificado: (a) ordem dos ensaios; (b) procedimentos. (Fonte: adaptado de International Council on Combustion Engines, 2009).....	20
Figura 2.5: Distribuição de t-Student..	21
Figura 2.6: Distribuição chi-Quadrada.	22
Figura 2.7: Dois exemplos de carregamentos multiaxiais: (a) um vaso de pressão; (b) um eixo.....	23
Figura 2.8: Representação do plano material Δ	24
Figura 2.9: História do vetor tensão de cisalhamento (Ψ).....	25
Figura 2.10: Variando a orientação do envoltório retangular para encontrar a máxima diagonal.	28
Figura 3.1: Relação entre tamanho do microdefeito e limite de fadiga. (Fonte Murakami, 2002a).....	31
Figura 3.2: (a) defeito elíptico com trincas de fadiga nucleadas; (b) trinca de fadiga.	32
Figura 3.3: (a) cavidade superficial; (b) trinca superficial; (c) cavidade interna; (d) trinca interna (Fonte: adaptado de Murakami, 2002e).....	33
Figura 3.4: Relação entre ΔK_{th} e $area$	34
Figura 3.5: Regressão linear com dados experimentais para encontrar valores de C_1 e C_2	35
Figura 3.6: Possíveis casos de inclusão: (a) interna; (b) tangente; (c) na superfície.	37
Figura 4.1: Procedimento para avaliação das inclusões por estatística de extremos em uma seção transversal de corpo de prova dividida em áreas de inspeção S_0	44
Figura 4.2: Espécimen de seção circular com filetes tangentes à região útil.....	47
Figura 5.1: Experimentos de Endo e Ishimoto (2006).....	50
Figura 5.2: Diagrama MWCM para aço S35C com defeitos de tamanho $d = 100\mu m$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90°	53
Figura 5.3: Diagrama MWCM para aço S35C com defeitos de tamanho $d = 500\mu m$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90°	54
Figura 5.4: Diagrama MWCM para aço SCM435 com defeitos de tamanho $d = 100\mu m$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90°	54
Figura 5.5: Índice de erro do modelo MWCM corrigido aplicado aos experimentos de Endo e Ishimoto (2006)	55
Figura 5.6: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço S35C com (a) 1 furo e $area = 94\mu m$; (b) 1 ou 3 furos com $area = 462\mu m$	57
Figura 5.7: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço SCM435 com (a) 1 furo e $area = 94\mu m$; (b) 1 ou 3 furos com $area = 102\mu m$	57
Figura 5.8: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço SCM435 com (a) trinca com $area = 94\mu m$; (b) trinca com $area = 102\mu m$	57

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Exemplo de cálculo de $\sigma_{n,max}$ e τ_a	27
Tabela 4.1: Composição química do aço estudado (fonte: MatWeb, 2018)	46
Tabela 4.2: Propriedades mecânicas.	47
Tabela 4.3: Dimensões do corpo de prova em milímetros, tolerâncias e acabamento.	47
Tabela 5.1: Propriedades dos aços S35C e SCM435.....	50
Tabela 5.2: Cálculo da amplitude da tensão cisalhante (τ_a) e da máxima tensão normal ($\sigma_{n,max}$) no plano crítico. Testes no aço S35C.	50
Tabela 5.3: Cálculo da amplitude da tensão cisalhante (τ_a) e da máxima tensão normal ($\sigma_{n,max}$) no plano crítico. Testes no aço SCM435.	51
Tabela 5.4: Estimativa de σ_w e τ_w a partir do parâmetro <i>area</i>	52
Tabela 5.5: Constantes κ e λ de cada material e microdeifeito.	53
Tabela 5.6: Dados experimentais disponibilizados por Yanase e Endo (2014)	55
Tabela 5.7: Valores de κ e λ calculados para cada <i>area</i>	56
Tabela 5.8: Índice de erro do modelo MWCM corrigido aplicado aos experimentos de Yanase e Endo (2014)	58

LISTA DE SÍMBOLOS

σ_a	Amplitude de tensão	[MPa]
σ_m	Tensão média	[MPa]
σ_0	Limite de fadiga	[MPa]
σ_s	Amplitude de tensão na qual ocorreu falha por fadiga a menos de 10^6 ciclos	[MPa]
σ_w	Limite de fadiga de material defeituoso	[MPa]
σ_y	Limite de escoamento	[MPa]
σ_u	Limite de ruptura	[MPa]
τ_a	Amplitude de tensão cisalhante	[MPa]
τ_m	Tensão média cisalhante	[MPa]
τ_0	Limite de fadiga cisalhante	[MPa]
τ_s	Amplitude de tensão cisalhante na qual ocorreu falha por fadiga a menos de 10^6 ciclos	[MPa]
τ_w	Limite de fadiga de material defeituoso	[MPa]
τ_y	Limite de escoamento	[MPa]
τ_u	Limite de ruptura	[MPa]
$K_{I,II \text{ ou } III}$	Fator de intensidade de tensão a modo I, II ou III de abertura de trinca	[MPa.m ^{1/2}]
K_t	Fator de concentração de tensão	-

$\Delta K_{I,II \text{ ou } III}$	Faixa do fator de intensidade de tensão a modo I, II ou III de abertura de trinca	$[MPa.m^{1/2}]$
K_{Ic}	Tenacidade a fratura em modo I de abertura de trinca a modo I de abertura	$[MPa.m^{1/2}]$
ΔK_{th}	Limiar da faixa do fator de intensidade a fratura a modo I de abertura	$[MPa.m^{1/2}]$
\sqrt{area}	Raiz de área de inclusão ou defeito	$[\mu m]$
\sqrt{area}_{max}	Raiz de área de inclusão estimada a partir de método de estatística dos extremos	$[\mu m]$
Hv	Dureza do material dada em escala Vickers	$[kgf/mm^2]$

1 INTRODUÇÃO

1.1 IMPORTÂNCIA

Recentemente ocorreram falhas em virabrequins de grupos geradores de termoelétricas brasileiras, que em muitos casos são feitos do aço AISI 4140 ou do AISI 4340 que apresentam impurezas conhecidas como inclusões não-metálicas. Estas impurezas contaminam o aço durante o seu processo de fundição ou forjamento e, dependendo do tipo do aço, diminuem consideravelmente o seu limite de fadiga.

As inclusões não-metálicas são apenas um dos vários tipos de microdefeitos. Estes, também pode ter de outras naturezas, como por exemplo, podem ser arranhados profundos, poros formados durante a soldagem ou em processos de manufatura aditiva e microtrincas (Dowling, 2013a).

De fato, os aços destes eixos foram analisados nos laboratórios do Departamento de Engenharia Mecânica da UnB e diversas inclusões não metálicas foram encontradas. As Figura 1.1(a) e Figura 1.1(b) são fotos feitas a partir de um microscópio de uma amostra de aço AISI 4140 tiradas de um virabrequim que falhou prematuramente. Pode-se observar centenas de inclusões não-metálicas.

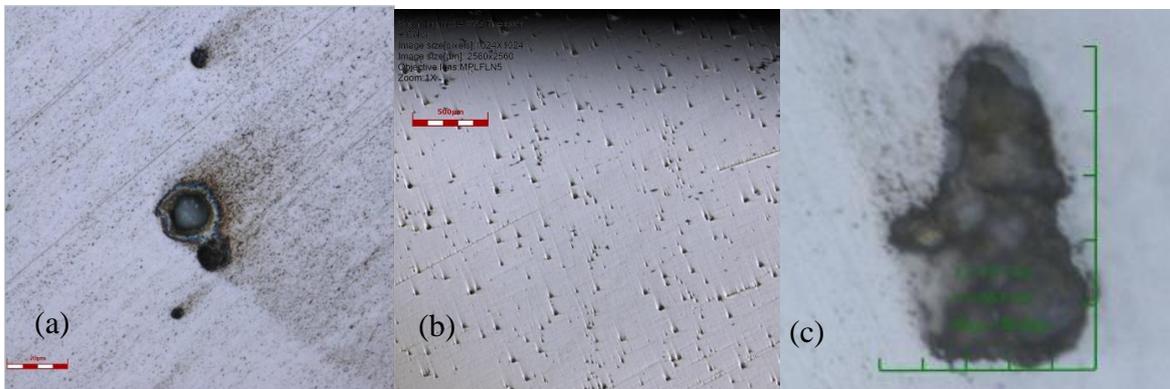


Figura 1.1: Inclusões não metálicas encontradas em aço AISI 4140 (a) escala de $20\mu m$ (b) escala de $500\mu m$ (c) escala horizontal $25\mu m$ e vertical de $38\mu m$. (Fonte: fotos tiradas pelo autor)

As falhas que ocorrem devido aos microdefeitos são realmente perigosas, podendo gerar perdas financeiras enormes, principalmente pelo fato de serem imprevisíveis. Como foi mencionado anteriormente, recentemente ocorreram falhas em 3 virabrequins de uma termoelétrica de uma única empresa brasileira de geração de energia, todos fabricados com o mesmo aço. Além disso, outros 54 virabrequins feitos do mesmo material estavam sob risco de falha em outras termoelétricas do Brasil. A Figura 1.2 é uma foto de um destes virabrequins,

que possuem cerca de 6 toneladas, 7 metros de comprimento e preço de compra de 585.000,00 €.

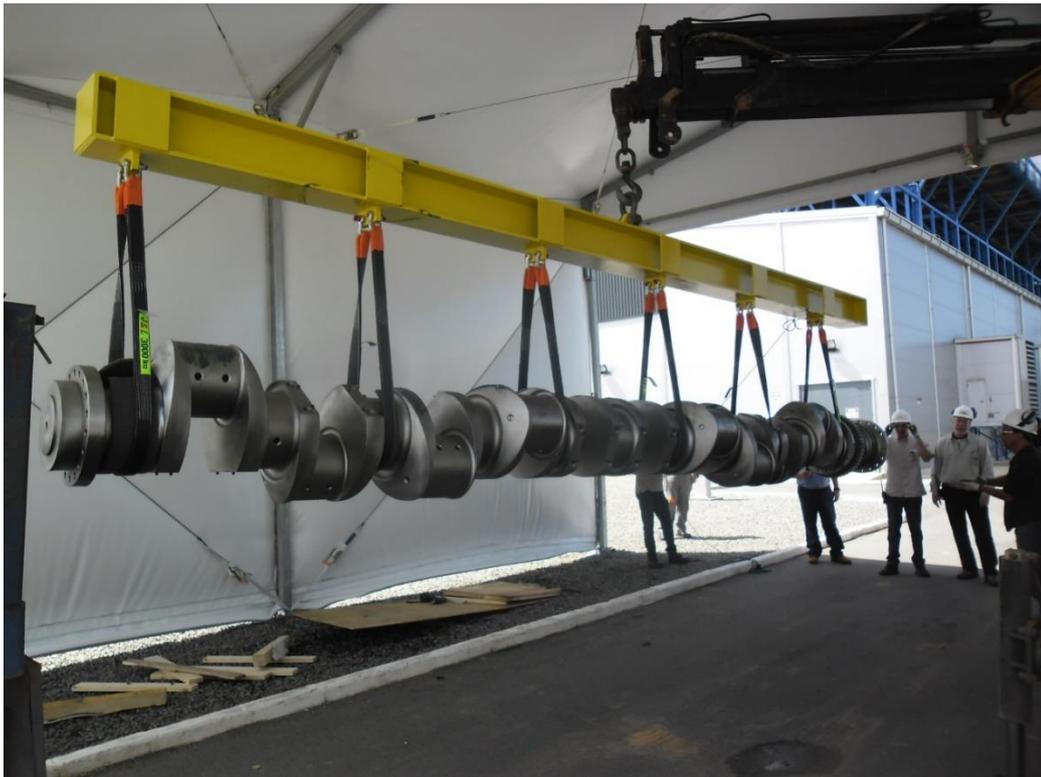


Figura 1.2: Virabrequim que falhou em termoeletrica brasileira.

Quando estas falhas ocorriam os virabrequins tinham que ser substituídos. Para isso, virabrequins novos tinham que ser produzidos e transportados desde a Europa até o Brasil, um processo muito demorado. A empresa brasileira, além de arcar com todos estes custos, tinha uma redução considerável no faturamento, uma vez que uma grande parcela de sua produção energética ficava comprometida.

Outro caso de falha, possivelmente causado por inclusões não-metálicas em peças de aço fundido, foi a falha que ocorreu em uma das hélices do porta aviões francês Charles de Gaulle em novembro de 2000. Este navio possui cerca de 40.000 toneladas e, durante uma missão de treinamento em alto mar, uma parte substancial de uma de suas hélices, que possuem cerca de 17 toneladas, se rompeu, como pode-se ver na Figura 1.3. Esta falha obrigou o navio a voltar à França a velocidade reduzida (McEvily A. J., 2013).

Estes problemas impõem aos engenheiros a necessidade de entender com mais precisão a influência das inclusões não-metálicas e outros defeitos no limite de fadiga do aço, principalmente nos casos em que este material está sujeito a carregamentos multiaxiais cíclicos. Este tipo de carregamento, é uma das principais formas de sollicitação dos sistemas mecânicos como os que já foram mencionados (Dowling, 2013b).



Figura 1.3: Navio Charles de Gaulle ancorado em Toulon com uma de suas hélices quebrada. (Fonte: Philippe Laurenson / Reuters 12/08/2000)

1.2 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é testar modelos de fadiga multiaxial calibrados para materiais que apresentam microdefeitos como inclusões não-metálicas ou microfuros artificiais. Estes modelos geralmente são calibrados a partir dos limites de fadiga uniaxial e em torção determinados experimentalmente. Ou seja, para calibrá-los, é necessário um investimento considerável de tempo e dinheiro. A proposta é tentar calibrá-los com o modelo de Murakami de fadiga uniaxial em materiais com microdefeitos, sejam eles inclusões ou furos. O modelo de Murakami possui a vantagem ser muito fácil de calibrar, bastando determinar o parâmetro $\sqrt{\text{area}}$ do pior defeito a partir de medições em microscópio. Calibrar modelos multiaxiais com o modelo de Murakami, preservaria essa grande vantagem.

Nesta primeira etapa do trabalho, o foco estará no modelo MWCM, que é um modelo simples, baseado em tensão e que diz que a falha por fadiga é controlada pelo plano crítico do carregamento. A proposta de calibrar o MWCM de maneira a permitir a sua utilização em materiais com microdefeitos artificiais (furos), será testada em dados de dois artigos diferentes de Yanase e Endo (2014) e de Endo e Ishimoto (2006).

Na etapa seguinte deste projeto, espera-se poder avaliar a aplicabilidade de modelos de fadiga multiaxial no aço AISI 4140 que apresenta inclusões não-metálicas. Espera-se poder estimar a maior inclusão não-metálica nas amostras disponíveis deste aço a partir do método

de estatística dos extremos. Com este valor, pode-se determinar os limite de fadiga uniaxial e em torção deste material a partir do modelo de Murakami.

1.3 ESTRUTURA DO RELATÓRIO

Os primeiros capítulos deste relatório tratam de temas teóricos importantes para o entendimento do problema e da proposta. O Capítulo 2 introduz conceitos de fadiga uniaxial e multiaxial importantes para o entendimento do modelo MWCM que será apresentado mais adiante. No Capítulo 3, o modelo do Murakami baseado no parâmetro \sqrt{area} será explicado e demonstrado. No Capítulo 4 a conexão entre o modelo MWCM e o modelo de Murakami será feita; o algoritmo para estimar o \sqrt{area}_{max} para materiais naturalmente defeituosos será apresentado; e os parâmetros importantes para o uso do método da escada modificado no aço 4140 serão calculados. No Capítulo 5 os resultados da aplicação do modelo MWCM corrigido é testado em dados da literatura.

2 FADIGA

Fadiga é um tipo de falha que ocorre em estruturas sujeitas a ação de cargas cíclicas que causam uma flutuação nas tensões da estrutura. Nestas circunstâncias é possível a ocorrência de falhas quando as tensões são muito menores que as tensões de ruptura ou até mesmo de escoamento. A falha por fadiga ocorre por meio da propagação repentina de uma trinca de maneira caracterizada como frágil, pois, apesar de haver deformações plásticas locais durante a propagação da trinca, esta falha ocorre sem deformações nominais, e geralmente ocorre no plano perpendicular à direção do maior componente da tensão principal de carregamento (Callister e Rethwisch, 2010). Estima-se que os prejuízos decorrentes de falhas evitáveis por fadiga representem cerca de 3% do produto interno bruto dos Estados Unidos, e espera-se valores semelhantes em outras nações industrializadas (Dowling, 2013d).

O processo da falha por fadiga ocorre em três estágios:

- 1 Iniciação ou nucleação da trinca. Em metais dúcteis, bandas de escorregamento surgem em grãos cristalinos que estão em posição desfavorável em relação à tensão aplicada, devido ao excesso de cisalhamento. Em materiais menos dúcteis, como aços de alta resistência, a iniciação da trinca geralmente é mais concentrada em defeitos na microestrutura, como poros, inclusões não-metálicas, entalhes agudos ou falhas superficiais como arranhões e trincas;
- 2 Propagação. Nesta etapa, a trinca se propaga em incrementos a cada ciclo do carregamento até atingir um comprimento instável. Em metais dúcteis, várias bandas de escorregamento surgem, bandas individuais crescem e se tornam mais severas, até que as bandas se juntam e formam trincas que se propagam continuamente. Em materiais frágeis o crescimento de trincas se dá geralmente no plano normal à direção de maior tensão principal.
- 3 Falha. Em ambos os casos (metais dúcteis e frágeis) a trinca poderá atingir um comprimento crítico geralmente denominado a_c . A partir deste ponto, a peça está em uma situação instável para o nível de carga ao qual está sujeita, e caso seja aplicada a mesma carga, a trinca se propagará rapidamente caracterizando a falha por fadiga.

Atualmente, estuda-se o fenômeno de fadiga a partir de três abordagens principais. Na mais tradicional, baseada em tensão, a tensão nominal da região de interesse é ajustada a partir do fator de concentração de tensão para levar em conta o efeito de entalhes, mudança bruscas de geometria e outros concentradores de tensão. Outra abordagem é a baseada na deformação local, que faz uma análise mais detalhada do escoamento localizado que ocorre nos concentradores de tensão durante o ciclo de carregamento. Por último, também pode-se estudar

fadiga a partir da abordagem de mecânica da fratura, que analisa a fadiga a partir dos modelos de crescimento e propagação das trincas (Dowling, 2013d).

Neste capítulo, serão estudados conceitos fundamentais sobre fadiga uniaxial serão apresentados na Seção 2.1: (i) a maneira de descrever carregamentos cíclicos será mostrada; (ii) a curva tensão nominal-vida (também conhecida como curva de Wöhler) será apresentada; (iii) e um método para estimar o limite de fadiga de fadiga baseando-se na amplitude de uma tensão nominal de carregamento será descrito. Logo, na Seção 2.2, o problema de fadiga multiaxial será abordado: primeiro serão definidos alguns conceitos importantes para tratar o tema e em seguida serão apresentados os modelos de fadiga multiaxial de Smith, Watson e Topper; Fatemi e Socie; e MWCM.

2.1 FADIGA UNIAXIAL

2.1.1 Descrição de carregamentos cíclicos

A faixa de tensão é a diferença entre as tensões nominais máxima e mínima num ponto durante um ciclo de carregamento, e é calculada como indicado pela Equação 1. A média entre estes dois valores é chamada de tensão média, e está indicada na Equação 2. A metade da faixa tensão, é chamada de amplitude de tensão, indicado pela Equação 3:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (1)$$

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{max} + \sigma_{min})}{2} \quad (2)$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (3)$$

As tensões nominais máxima e mínima podem ser escritas em termos da amplitude de tensão e da tensão média, de acordo com as Equações 4 5:

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a \quad (4)$$

$$\sigma_{min} = \sigma_m - \sigma_a \quad (5)$$

Agora, pode-se definir a razão de tensão, que é a razão entre a tensão nominal mínima e máxima em um ciclo de carregamento, de acordo com a Equação 6. Este termo é muito usado para descrever experimentos de fadiga. Por exemplo, quando se diz que um carregamento é completamente reverso, significa que $R = -1$, pois tem-se cargas de igual magnitude, porém com sentidos trocados, como por exemplo, em um ciclo de tração e compressão.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (6)$$

Geralmente, representa-se por σ as tensões que resultam da tração ou compressão do material, como por exemplo, a tensão em um cabo de aço tensionado, ou a tensão nas paredes de um vaso de pressão. Por outro lado, representa-se por τ a tensões que causam cisalhamento no material, como a tensão devido à torção aplicada a um eixo, ou devido aos esforços cortantes em uma viga. As definições apresentadas nesta seção valem também para as tensões cisalhantes (τ).

É possível representar estas grandezas graficamente. Suponha um carregamento de tração e compressão com forma senoidal com $R = -0,5$, com frequência de 1 Hz e amplitude de tensão de 225 MPa . A representação gráfica desta situação pode ser feita pela Figura 2.1.

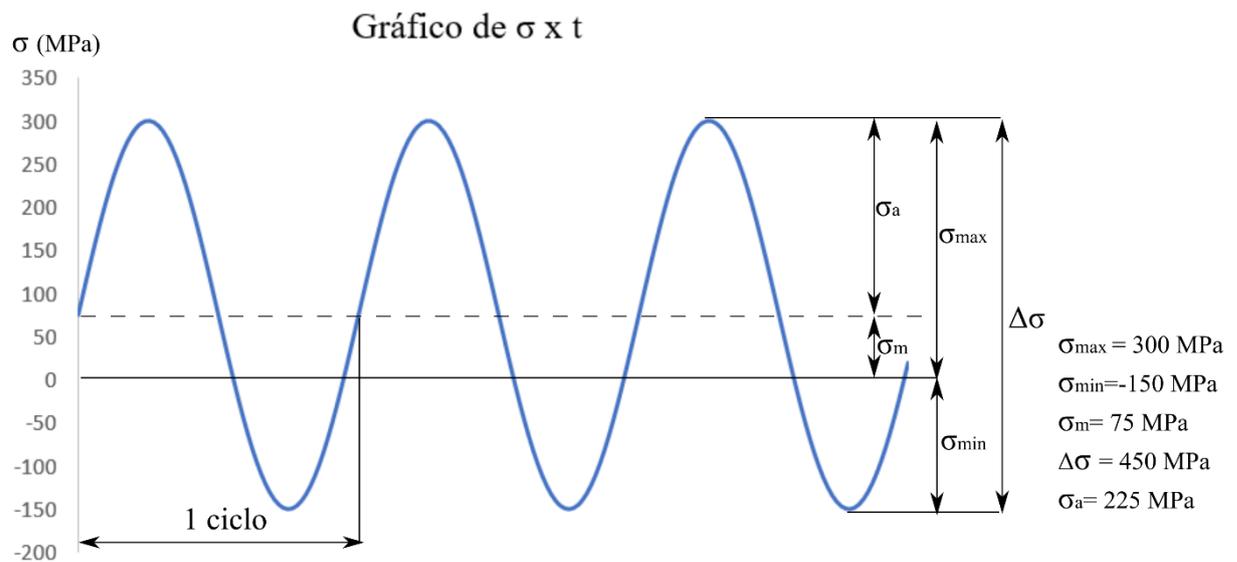


Figura 2.1: Exemplo de carregamento cíclico.

2.1.2 Curva amplitude de tensão-vida (σ_S -N) e tensão cisalhante-vida (τ_S -N)

Quando um componente de um sistema mecânico está sujeito a um carregamento cíclico a uma amplitude de tensão suficientemente severa, já foi dito anteriormente que uma trinca aparecerá e, depois de certo número de ciclos, se propagará até que o componente se rompa completamente. Caso a amplitude de tensão fosse menor, pode ser que a falha ocorresse a um número consideravelmente maior de ciclos. Este comportamento pode ser descrito pela curva amplitude de tensão-vida, aqui também chamada de curva σ_S -N. A amplitude da tensão nominal que causou a falha por fadiga ou σ_S é relacionada ao número de ciclos (N) que passam até o momento em que a falha ocorre. A Figura 2.2 é um exemplo de uma curva σ_S -N do aço A517.

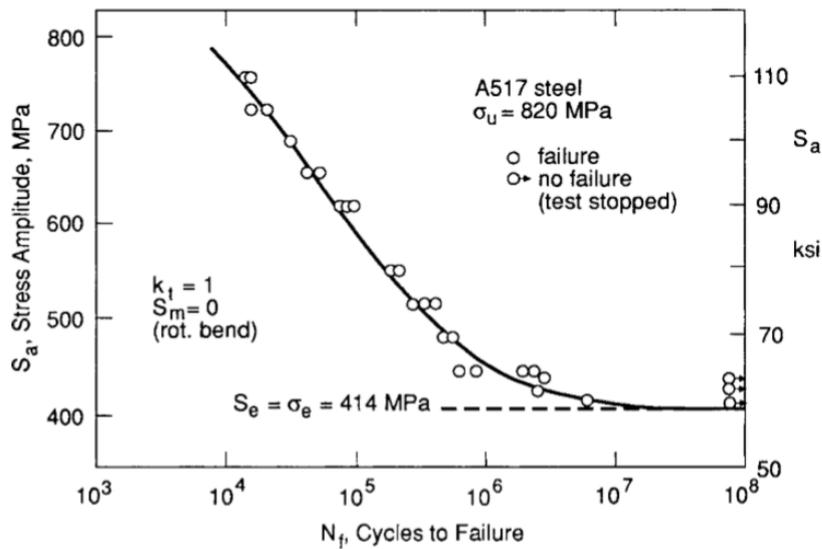


Figura 2.2: Exemplo de curva S-N do aço A517 (Fonte: Dowling, 2013d)

Ao longo deste trabalho também será chamada de curva τ_S -N a curva amplitude da tensão cisalhante-vida. Todos os conceitos definidos nesta seção servem também para a curva τ_S -N.

É possível determinar a curva σ_S -N de um metal a partir de uma série de ensaios laboratoriais de fadiga em corpos de prova especialmente projetados para este fim. Nestes tipos de situações controladas, observa-se que a forma da curva σ_S -N depende completamente do material e das condições de teste (ASTM International, 2010). Porém, não são necessários muitos pontos experimentais para traçá-la, como observado na Figura 2.2. Geralmente, testar vários corpos de prova em cerca de quatro níveis de amplitude de tensões é suficiente para obter uma representação bem precisa do comportamento do material (Little, 1975). Como pode ser observado na Figura 2.3, com três níveis de amplitudes de tensão e diversos corpos de prova sendo testados em cada um desses níveis, foi possível obter o formato da curva com relativa precisão.

O número de ciclos para a falha pode variar em várias ordens de magnitude quando altera-se o nível da amplitude de tensão. Por este motivo, na curva σ_S -N o número de ciclos geralmente é representado em escala logarítmica, de acordo com a Equação 7.

$$\sigma_S = A + B \log N \quad (7)$$

onde A e B são constantes resultantes do ajuste linear dos dados experimentais.

Alguns materiais como o aço apresentam um limite perceptível de amplitude de tensão da Equação 7, abaixo do qual o material aparentemente não falha por fadiga. Chama-se de *limite de fadiga* este nível de amplitude de tensão nominal e é uma propriedade do material aqui denotado por σ_0 . Murakami (2002c) considera que o limite de fadiga é o limiar da amplitude de tensão no qual não há propagação das trincas nucleadas. Este valor ocorre aproximadamente

na amplitude de tensão que equivale a 10^6 ciclos da Equação 7, porém como será visto mais adiante, é comum considerar que um corpo de prova sendo testado está sob condição de limite de fadiga, quando o número de ciclos do teste atinge 10^7 . Na maioria das aplicações de fadiga em projetos, como por exemplo dimensionamento de eixos e engrenagens, este nível de amplitude de tensão é levado em consideração para que a peça não a atinja durante o seu serviço, de forma a evitar ao máximo a falha por fadiga.

Para calcular o limite de fadiga existem várias maneiras, mas neste trabalho, somente uma delas será explicada, o método da escada modificado. Como o próprio nome já diz o método da escada foi modificado para que se pudesse obter os mesmos resultados sem um gasto demasiado de corpos de prova. Na Seção 2.1.3, este método será explicado em detalhes.

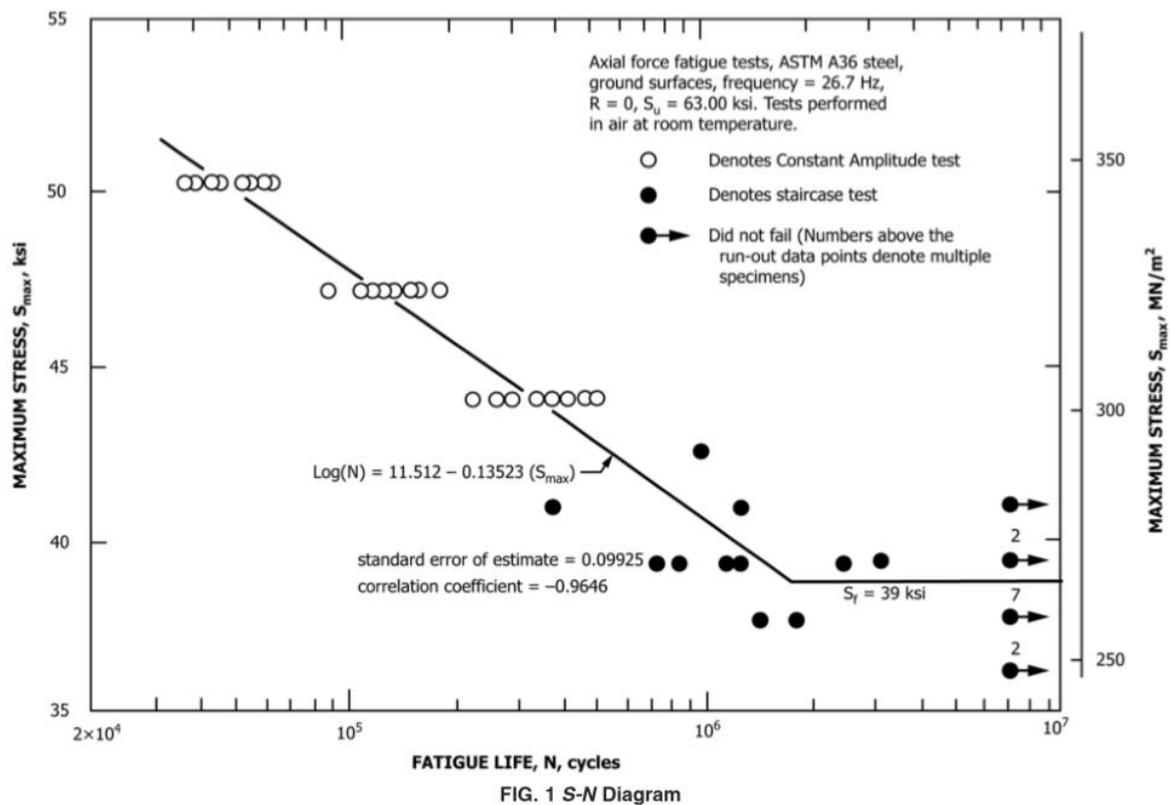


Figura 2.3: Curva S-N e limite de fadiga (Fonte: ASTM International, 2011)

2.1.3 Método da escada modificado

Quando deseja-se obter uma estimativa do limite de fadiga de um material sem gastar muitos corpos de prova, o método da escada modificado é uma ótima opção. Este método pode ser aplicado a diferentes razões de tensão (R) e de diferentes modos de aplicar a carga, por exemplo, em tração-compressão, em torção ou em flexão (International Council on Combustion Engines, 2009).

O método consiste em primeiro aplicar um nível de amplitude de tensão que é sabidamente menor que o limite de fadiga do material. Caso 10^7 ciclos passem sem haver falha, diz-se que o *run-out* foi atingido. Logo, aumenta-se a amplitude de tensão em um incremento em relação ao teste anterior. Repete-se este procedimento com o mesmo corpo de prova até que a primeira falha ocorra. O corpo de prova seguinte deve ser testado com um nível de amplitude de tensão dois incrementos abaixo do nível testado no corpo de prova anterior, onde a falha ocorreu. Recomenda-se que o incremento deva ser igual ou inferior a 5% do limite de fadiga inicialmente estimado (Lee, Pan, Hathaway, & Barkey, 2005a). Este procedimento está ilustrado na Figura 2.4.

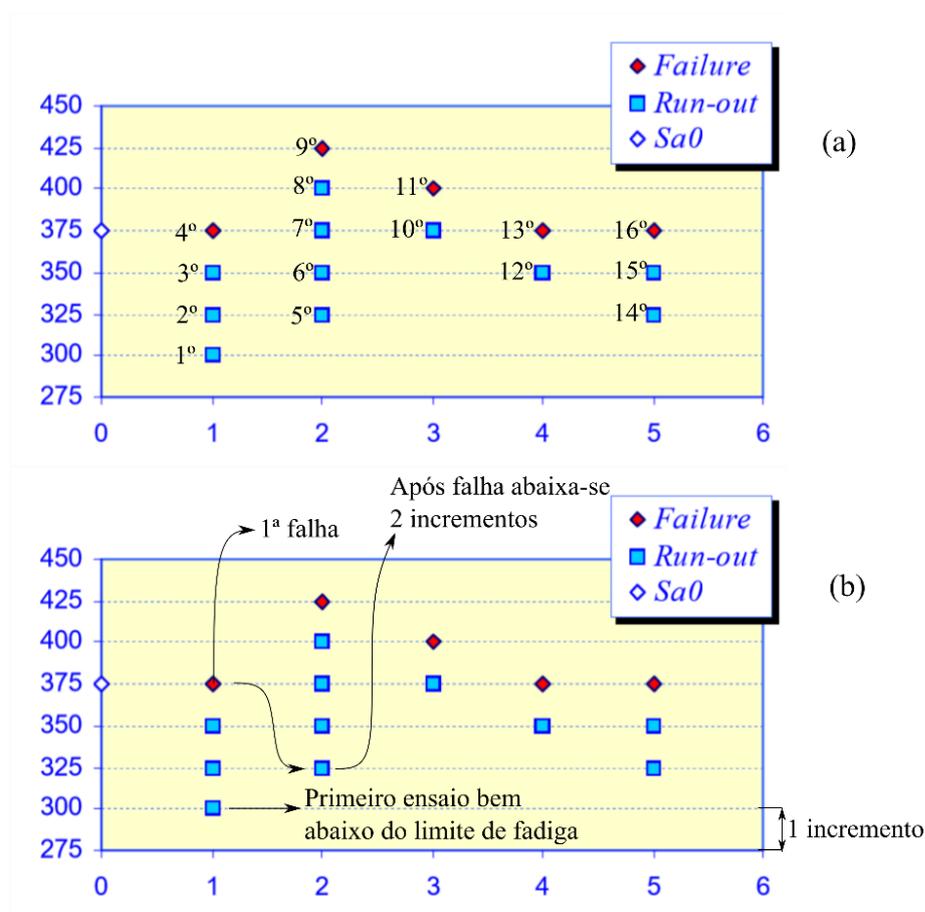


Figura 2.4: Exemplo de experimento do método da escada modificado: (a) ordem dos ensaios; (b) procedimentos. (Fonte: adaptado de International Council on Combution Engines, 2009)

Para calcular a média e o desvio padrão amostrais da amplitude de tensão correspondente ao limite de fadiga no teste da escada modificado ($\bar{\sigma}_0$ e s), utiliza-se as Equações 8 e 9.

$$\bar{\sigma}_0 = \sigma_{0min} + d \left(\frac{A}{F} - \frac{1}{2} \right) \quad (8)$$

$$s = 1,62d \left(\frac{FB - A^2}{F^2} + 0,029 \right) \quad (9)$$

onde σ_{0min} é o menor nível de amplitude de tensão em que ocorreu falha; d é o nível de incremento escolhido e os valores de F , A e B são calculados de acordo com as Equações 10, 11 e 12 respectivamente

$$F = \sum f_i \quad (10)$$

$$A = \sum i f_i \quad (11)$$

$$B = \sum i^2 f_i \quad (12)$$

onde i é um índice que enumera os níveis de amplitude tensão que causaram falhas e f_i é o número de amostras que passaram pelo nível de amplitude de tensão número i .

Após o cálculo da média e do desvio padrão amostrais, deve-se conferir duas condições para validar os experimentos. Caso elas não sejam satisfeitas, recomenda-se repetir o teste da escada. Estas condições estão indicadas nas Equações 13 e 14.

$$\frac{BF - A^2}{F^2} > 0,3 \quad (13)$$

$$0,5s < d < 1,5s \quad (14)$$

No método da escada tradicional, há duas formas distintas para calcular a média amostral: se o número de falhas é maior que o número de run-outs utiliza-se a Equação 8, caso contrário, em vez de subtrair o termo $1/2$ na Equação 8, deve-se soma-lo. Porém, como no método da escada modificado o número de falhas e run-outs é sempre igual, a formula dada pela Equação 8 é sempre usada, uma vez que é a mais conservativa.

Sabe-se que o valor da média da amplitude de tensão \bar{S} seguem a distribuição de t-Student, que é simétrica em relação à média, como o indicado pela Figura 2.5. Assim, é possível corrigi-lo para assegurar-se com uma confiança de $X\%$ que a média do limite de fadiga de novos testes estarão acima deste valor.

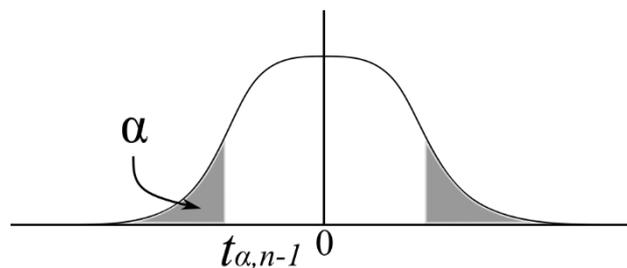


Figura 2.5: Distribuição de t-Student..

Este valor da média corrigido estatisticamente pode ser calculado pela Equação 15.

$$\sigma_{0X\%} = \bar{\sigma}_0 - t_{\alpha, n-1} \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (15)$$

onde $X\%$ é a confiança desejada e n é o número de amostras.

Por sua vez, o desvio padrão corrigido por uma confiança de $X\%$, possui uma distribuição chi-Quadrada, como é mostrado na Figura 2.6. Neste caso, o nível de confiança é usado para assegurar-se que novos testes terão desvio padrão abaixo do limite superior do desvio padrão amostral corrigido estatisticamente pela distribuição chi-Quadrada.

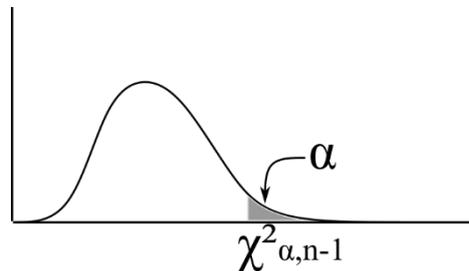


Figura 2.6: Distriuição chi-Quadrada.

Este outro valor do desvio padrão corrigido estatisticamente deve ser calculado pela Equação 16.

$$s_{X\%} = \sqrt{\frac{n-1}{\chi_{\alpha, n-1}^2}} \quad (16)$$

2.2 FADIGA MULTIAXIAL

Normalmente em um sistema mecânico, as peças estão sujeitas a carregamentos cíclicos combinados que não podem ser modelados somente pela teoria de fadiga uniaxial. Nestes componentes, múltiplos tipos de tensão podem estar presentes ao mesmo tempo. Em vasos de pressão, tubulações pressurizadas, cabines de aviões, observa-se a presença de um estado de tensão biaxial, devido à pressão a qual estão submetidos. Em eixos, é comum a presença de tensões devido à torção, pois estes componentes tem a função de transmitir potência; e tensões devido à flexão, principalmente quando estão conectados a engrenagens ou quando servem de apoio para outros sistemas. Na Figura 2.7, os dois tipos de carregamentos mencionados que podem levar a uma situação de fadiga multiaxial. Toda esta complexidade pode aumentar caso as diferentes fontes de carregamentos cíclicos não tenham a mesma fase, a mesma frequência ou ambos (Dowling, 2013).

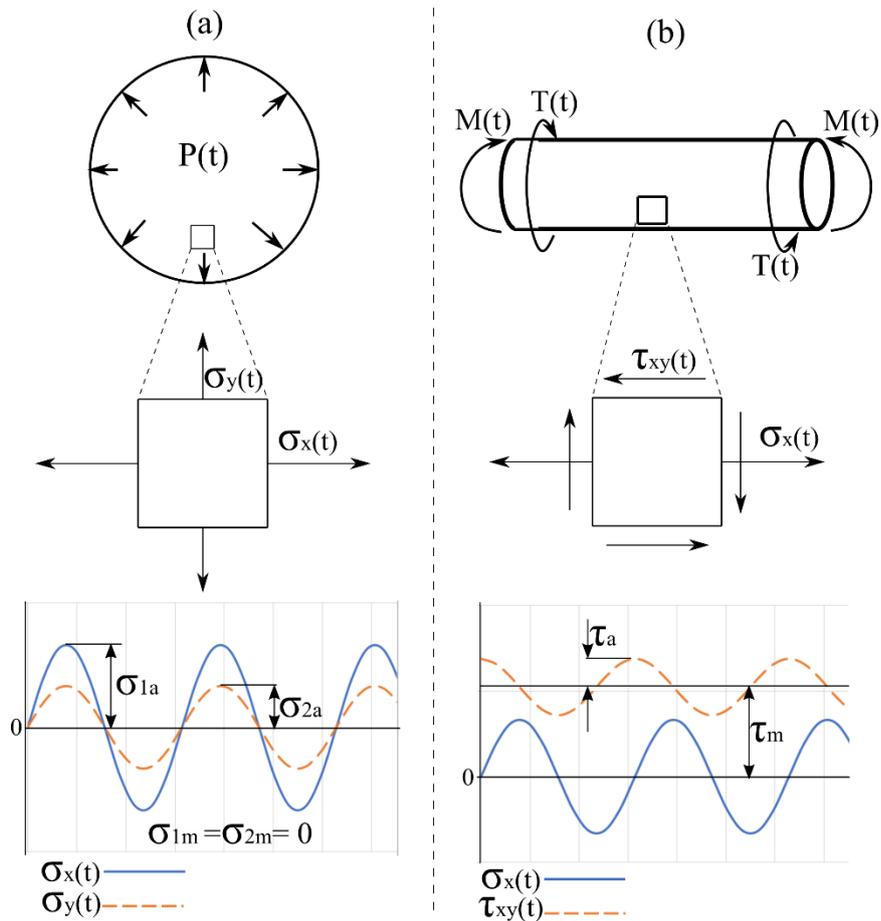


Figura 2.7: Dois exemplos de carregamentos multiaxiais: (a) um vaso de pressão; (b) um eixo.

2.2.1 Conceitos importantes

Antes de começar a falar de modelos de fadiga multiaxial, primeiramente é necessário introduzir alguns conceitos importantes sobre como descrever matematicamente as tensões cíclicas em um ponto material. Desta forma, mais tarde será possível definir formas de caracterizar o dano por fadiga nessas regiões. Para isso, primeiro considere um ponto do material O em um sistema de coordenadas xyz e um plano material Δ qualquer que passa por este ponto. Esta situação pode ser representada graficamente como na Figura 2.8.

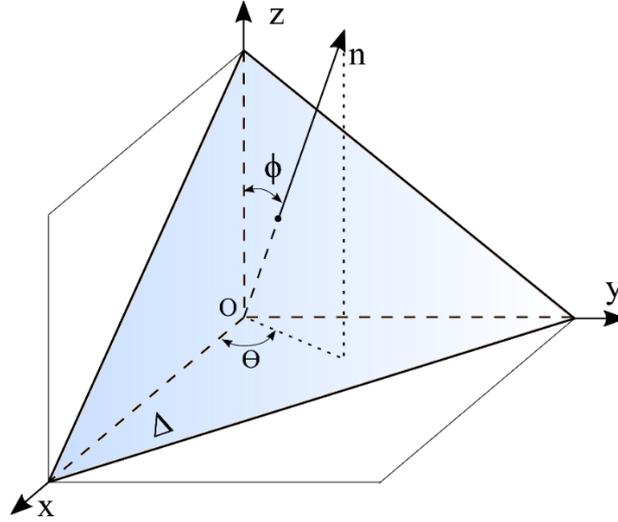


Figura 2.8: Representação do plano material Δ .

Nesta representação, o ponto do material é a origem O do sistema de coordenadas xyz . Além do plano Δ , existem outros infinitos planos que também passam por O . Cada um destes planos pode ser representado pelo seu vetor unitário \mathbf{n} que é normal a Δ . Este vetor pode ser escrito pela Equação 17.

$$\mathbf{n} = \begin{pmatrix} \mathbf{n}_x \\ \mathbf{n}_y \\ \mathbf{n}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \theta \sin \phi \\ \sin \theta \\ \cos \phi \end{pmatrix} \quad (17)$$

onde os ângulos θ e ϕ são as coordenadas esféricas do vetor \mathbf{n} .

Durante um carregamento cíclico, a tensão em um ponto do material O deve ser representada por um tensor $\mathbf{T}(t)$ que varia no tempo e é dado pela Equação 18.

$$\mathbf{T}(t) = \begin{pmatrix} \sigma_{xx}(t) & \tau_{xy}(t) & \tau_{xz}(t) \\ \tau_{yx}(t) & \sigma_{yy}(t) & \tau_{yz}(t) \\ \tau_{zx}(t) & \tau_{zy}(t) & \sigma_{zz}(t) \end{pmatrix} \quad (18)$$

onde $\mathbf{T}(t)$ é simétrico, t representa o tempo e em um carregamento cíclico tem-se que $0 < t < 2\pi$.

De acordo com o Teorema de Cauchy, o tensor da tensão no ponto O ($\mathbf{T}(t)$) pode ser aplicado na direção \mathbf{n} do plano analisado, de acordo com a Equação 19, para calcular o vetor tensão $\mathbf{t}(t)$ que também varia de acordo com o tempo.

$$\mathbf{t}(t) = \mathbf{T}(t)\mathbf{n} \quad (19)$$

O vetor tensão possui 2 componentes: o vetor tensão normal, denotado por $\boldsymbol{\sigma}(t)$ e perpendicular ao plano Δ e o vetor tensão cisalhante denotado por $\boldsymbol{\tau}(t)$ e paralelo ao plano Δ . Para calculá-los, deve-se usar as Equações 20 e 21 respectivamente.

$$\boldsymbol{\sigma}(t) = (\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n})\mathbf{n} = ((\mathbf{T}(t)\mathbf{n}) \cdot \mathbf{n})\mathbf{n} \quad (20)$$

$$\boldsymbol{\tau}(t) = \mathbf{t}(t) - \boldsymbol{\sigma}(t) \quad (21)$$

Como pode-se observar na Figura 2.9, a medida que o ciclo varia em relação ao tempo t , o vetor tensão cisalhante irá descrever uma história de carregamento (Ψ) do plano Δ . Nas Seções 2.2.2 e 2.2.3, será explicado como essa história sé usada para calcular a amplitude da tensão cisalhante, o τ_a .

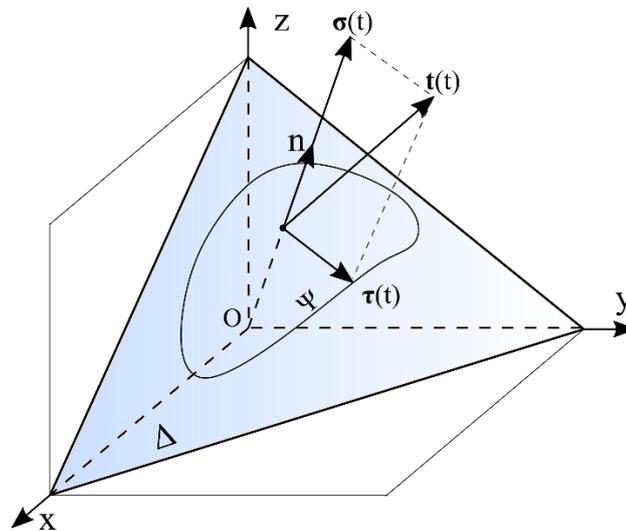


Figura 2.9: História do vetor tensão de cisalhamento (Ψ).

Nos códigos numéricos, é necessário saber as coordenadas τ_A e τ_B do vetor $\tau(t)$ no plano Δ de acordo com as Equações 22 e 23. Assim, pode-se computar a história Ψ do carregamento. Para isso, neste trabalho, utilizou-se os vetores unitários e_A e e_B definidos pelas Equações 24 e 25.

$$\tau_A(t) = \tau(t) \cdot e_A \quad (22)$$

$$\tau_B(t) = \tau(t) \cdot e_B \quad (23)$$

onde

$$e_A = \begin{pmatrix} -\sin \theta \\ \cos \theta \\ 0 \end{pmatrix} \quad (24)$$

$$e_B = \begin{pmatrix} -\cos \phi \cos \theta \\ -\cos \phi \sin \theta \\ \sin \phi \end{pmatrix} \quad (25)$$

Graficamente, o vetor e_A tem direção paralela ao lado do plano Δ que está sobre o plano xy . Já o vetor e_B é tal que está sobre o plano Δ e aponta para o eixo z .

2.2.2 Modified Wöhler Curve Method (MWCM)

Susmel e Lazzarin (2002) ao desenvolverem o seu modelo, tinham como objetivo que o MWCM fosse sensível ao efeito de carregamentos combinados fora de fase e ao efeito da tensão média na previsão limite de fadiga. Além disso, queriam um modelo baseado em tensões, pois

a aplicação de modelos assim em projetos de engenharia é mais simples. O MWCM pode ser enunciado pela Equação 26.

$$\tau_a(\phi_c, \theta_c) + \kappa \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}(\phi_c, \theta_c) \leq \lambda \quad (26)$$

onde κ e λ são constantes materiais que podem ser determinadas pelas Equações 27 e 28 a partir dos limites de fadiga uniaxial e torcional (σ_0 e τ_0).

$$\kappa = \frac{2\tau_0 - \sigma_0}{2} \quad (27)$$

$$\lambda = \tau_0 \quad (28)$$

O efeito da tensão média do carregamento é considerado neste modelo por meio do termo $\sigma_{n,max}/\tau_a$, que originalmente foi chamado pelos autores de ρ . Além disso, como pode-se observar na Equação 26, a amplitude da tensão cisalhante (τ_a) e a máxima tensão normal ($\sigma_{n,max}$) devem ser calculadas no plano crítico definido pelas coordenadas esféricas (ϕ_c, θ_c). A sensibilidade deste modelo a carregamentos combinados fora de fase vem disto.

O MWCM assume que em regime de fadiga de alto ciclo a nucleação e a propagação inicial da trinca ocorrem no plano de maior amplitude de tensão cisalhante, uma vez que esta tensão é responsável por danificar os grãos na zona onde iniciação do processo de fadiga. Esta suposição é validada por constatações experimentais de que a formação das bandas de escorregamento e a propagação inicial da trinca dependem da variação cíclica da tensão cisalhante. Depois de propagar-se através de alguns grãos, as trincas tendem a orientar-se de no plano perpendicular à máxima tensão normal, ou seja, passam a estar sujeitas a carregamento em modo I (abertura).

Por conta disso, Susmel L. (2009) define que o plano crítico é aquele que possui a maior tensão normal entre os que possuem a maior amplitude da tensão de cisalhamento. Em outras palavras, para encontrar o plano crítico, tem-se primeiro que encontrar os planos candidatos a crítico, ou seja, os planos que possuem a maior amplitude de tensão cisalhante possível, e logo deve-se selecionar neste grupo o plano com a maior tensão normal. Independentemente do tipo de carregamento e da forma como o τ_a é calculado (ver Seção 2.2.3), sempre haverá mais de um plano com o mesmo valor de amplitude de tensão cisalhante máximo, por este motivo deve-se escolher o que está perpendicular à maior tensão normal.

Esta definição, porém, ainda possui um problema. Como demonstrado por Araújo et al. (2011), ao estudar as tensões τ_a e $\sigma_{n,max}$ em uma história de carregamento, haverá muitos planos em que a diferença entre suas amplitudes de tensão cisalhante são insignificantes, mas que a diferença entre a máxima tensão normal ao plano é significativa. Para ilustrar esta

situação, considere a Tabela 2.1 a seguir com alguns valores de τ_a e $\sigma_{n,max}$ calculados para o carregamento cíclico combinado $\tau_{xy,a} = 150 \sin t [MPa]$ e $\sigma_y = 150 \sin t [MPa]$.

Tabela 2.1: Exemplo de cálculo de $\sigma_{n,max}$ e τ_a .

Plano	τ_a (MPa)	$\sigma_{n,max}$ (MPa)
1	166,9	68,0
2	166,4	60,1
3	165,5	101,9

Neste caso, como a tensão normal é consideravelmente maior no plano 3 do que nos outros dois planos, espera-se que a trinca se propagará nele, apesar da amplitude da tensão cisalhante ser a menor de todas.

Para contornar este problema, a definição de plano crítico utilizada por Araújo et al. (2011) será utilizada neste trabalho. Nela, supõe-se que o dano por fadiga será maior no plano onde τ_a está próximo do seu valor máximo, mas não necessariamente no máximo, e que $\sigma_{n,max}$ é mais significativo. Mais precisamente, para determinar o plano crítico, deve-se primeiro encontrar o máximo valor de τ_a entre todos os planos, e denotá-lo por τ_a^{max} . Define-se então uma tolerância igual a 1% sobre τ_a^{max} . Então, o plano contendo a máxima tensão normal entre os planos cujos τ_a se encontram dentro desta tolerância é escolhido. Matematicamente, deve-se realizar os seguintes passos:

1. Encontre τ_a^{max} tal que:

$$\tau_a^{max} = \max_{\phi, \theta} \{\tau_a(\phi, \theta)\} \quad (29)$$

2. Selecione os candidatos a planos críticos (ϕ^*, θ^*) dentro da tolerância de 1% sobre τ_a^{max} :

$$tol = 1\% \times \tau_a^{max} \quad (30)$$

$$(\phi^*, \theta^*) = \{(\phi, \theta): \tau_a^{max} - tol \leq \tau_a \leq \tau_a^{max}\} \quad (31)$$

3. Entre o conjunto dos candidatos a plano crítico (ϕ^*, θ^*) , identifique aquele com o maior $\sigma_{n,max}$ para ser o plano crítico:

$$(\phi_c, \theta_c) = \max_{\phi^*, \theta^*} \{\sigma_{n,max}(\phi^*, \theta^*)\} \quad (32)$$

Agora para que seja possível aplicar o modelo MWCM, basta definir uma maneira de calcular a amplitude da tensão cisalhante τ_a . Um método para realizar isso será mostrado na Seção 2.2.3.

2.2.3 Amplitude da tensão cisalhante: o Máximo Envoltório Retangular

O parâmetro τ_a é chamado de máxima amplitude da tensão de cisalhamento. Para calculá-la, muitos métodos podem ser empregados, como por exemplo, o Mínimo Círculo Circunscrito (MCC) originalmente proposto por Dang Van (1973). Neste método, define-se o τ_a como o raio do mínimo círculo circunscrito ao redor da história da tensão cisalhante Ψ (Figura 2.9). Apesar de uma ideia simples, este método exige um complexo algoritmo para computar o τ_a . Além disso, ainda apresenta problemas para diferenciar entre histórias de tensões cisalhantes resultantes de carregamentos em fase e fora de fase (Araújo et al., 2011).

Por estes motivos, neste trabalho o método do Máximo Envoltório Retangular (MER) será utilizado para computar o valor de τ_a . O MER proposto por Araújo et al. (2011), além de ser de simples implementação computacional, tem a capacidade de diferenciar entre carregamentos em fase e fora de fase. O método diz que a amplitude da tensão cisalhante (τ_a) é dada pela metade da diagonal do máximo envoltório retangular da história da tensão de cisalhamento (Ψ) no plano material (Δ).

Para calcular o τ_a a partir deste método, primeiro calcula-se a meia diagonal (a_β , Equações 33 e 34) do máximo retângulo de orientação β que envolve a história da tensão cisalhante. A amplitude da tensão cisalhante na orientação β será a_β (Equação 35). Depois, varia-se a orientação em um incremento pequeno $\Delta\beta$ repete-se o processo. Na Figura 2.10, ima ilustração de como isso é feito.

$$a_i(\beta) = \frac{1}{2} \left(\max_t \tau_i(\beta, t) - \min_t \tau_i(\beta, t) \right) \quad i = 1, 2 \quad (33)$$

$$a_\beta = \sqrt{a_1^2 + a_2^2} \quad (34)$$

$$\tau_a(\beta) = a_\beta \quad (35)$$

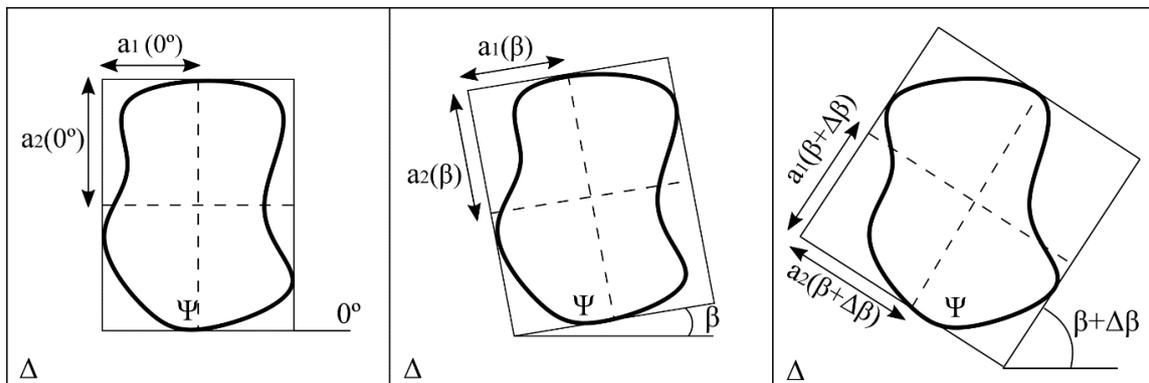


Figura 2.10: Variando a orientação do envoltório retangular para encontrar a máxima diagonal.

Por fim, a máxima diagonal será o maior $\tau_a(\beta)$, portanto para encontrá-la a orientação da envoltória deve ser variada de 0° a 360° . Matematicamente, tem-se a Equação 36.

$$\tau_a = \max_{\beta} a_{\beta}$$

(36)

3 FADIGA EM MATERIAIS NATURALMENTE DEFEITUOSOS

Neste capítulo, o principal modelo usado atualmente para estimar o limite de fadiga nominal de peças com microdefeitos será apresentado. Este modelo, que será chamado de modelo de Murakami, em conjunto com um método de estatísticas de extremos, pode inclusive ser usado em materiais naturalmente defeituosos para estimar os seus limites de fadiga nominal sem que ensaios mecânicos sejam realizados.

Por último, será abordado o problema de fadiga multiaxial em materiais com microdefeitos, um tema que ainda precisa ser mais explorado. Existe um grande desafio de conseguir prever o limite de fadiga em carregamentos multiaxiais cíclicos de um material com estas falhas da mesma forma como Murakami fez em casos com carregamentos uniaxiais (tração compressão e torção a $R = -1$). Dois interessantes modelos desenvolvidos por Endo e Ishimoto (2006), e Nadot e Billaudeau (2006) para solucionar este problema serão analisados. Logo, será proposta uma adaptação do modelo de fadiga multiaxial MWCM, inicialmente proposto por Susmel e Lazzarin (2002), para levar em consideração a presença de microdefeitos. Esta adaptação consistirá em utilizar o modelo de Murakami para estimar as constantes materiais do MWCM. Desta forma será possível manter a praticidade do modelo de Murakami de estimar o limite de fadiga de materiais naturalmente defeituosos ou com microdefeitos, sem realizar ensaios mecânicos de fadiga caros e demorados.

3.1 MICRODEFEITOS E FADIGA UNIAXIAL

3.1.1 O modelo de Murakami

O efeito prejudicial dos microdefeitos no limite de fadiga de aços de alta resistência está bem documentado por muitos pesquisadores em artigos recentes disponíveis na literatura (Y. Murakami, M. Endo, 1994; Endo & Ishimoto, 2006; Nadot e Billaudeau, 2006) e em vários experimentos disponíveis no livro do Murakami (Murakami, 2002). E, como demonstrado no Capítulo 1, tem sido causa de acidentes relativamente recentes.

De fato, quando os engenheiros começaram a perceber o problema grave de fadiga que os microdefeitos, muitas vezes invisíveis a olho nu, representavam para os projetos de engenharia, a solução mais óbvia inicialmente foi tratá-los como concentradores de tensão macroscópicos. Realmente, entalhes geometricamente semelhantes possuem o mesmo fator de concentração de

tensão (K_t) independentemente do tamanho. Por exemplo, uma cavidade esférica em uma seção muito grande de material, possui o K_t dado pela Equação 37:

$$K_t = \frac{27 - 15\nu}{2(7 - 5\nu)} \quad (37)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson.

Porém, a partir de experimentos com microfuros artificiais indicados pela Figura 3.1, Murakami (2002a) percebeu que há uma forte dependência do limite de fadiga nominal no tamanho dos microdefeitos em uma faixa bem definida. Ou seja, ele constatou dois fatos: (i) existe um limite inferior de diâmetro de defeitos que não afetam o limite de fadiga do material; e (ii) apesar de microdefeitos de diferentes tamanhos e de mesma geometria apresentarem aproximadamente o mesmo K_t , a influência do tamanho do diâmetro foi considerável no limite de fadiga de todos os materiais analisados a partir de um certo valor de diâmetro do furo.

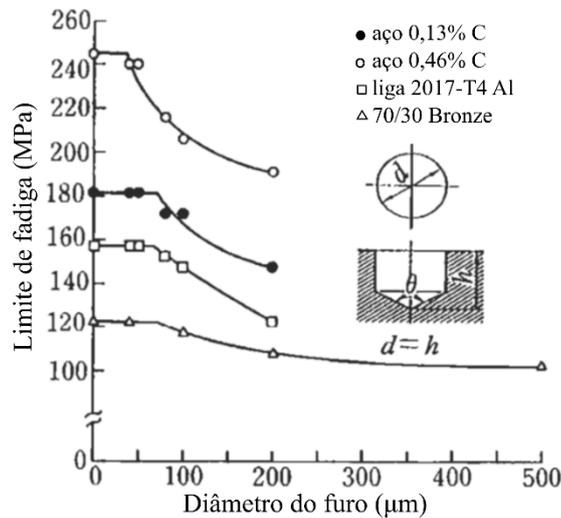


Figura 3.1: Relação entre tamanho do microdefeito e limite de fadiga. (Fonte Murakami, 2002a)

Uma relação muito parecida com a constatação (ii) já tinha sido formulada por Frost (1959). Este pesquisador propôs que é possível relacionar o limite de fadiga nominal (σ_w a $R = -1$) de um material defeituoso com o comprimento da trinca l , de acordo com a Equação 38.

$$\sigma_w^n \times l = C \quad (38)$$

onde C é uma constante do material e $n = 3$. Este modelo foi testado para $100 \mu\text{m} \leq l \leq 20900 \mu\text{m}$ com sucesso.

Logo, Murakami e Endo (1983) propuseram um novo parâmetro geométrico para o modelo de Frost, o $\sqrt{\text{area}}$ e formularam a Equação 39.

$$\sigma_w^n \sqrt{\text{area}} = C \quad \text{onde } n \approx 6 \quad (39)$$

o $\sqrt{\text{area}}$ é a projeção da área do defeito analisado no plano normal à direção do máximo componente da tensão principal e é dado em μm sempre. Posteriormente, Murakami e Endo

(1986b) perceberam que a diferença entre os coeficientes n das Equações 38 e 39 era devida à diferença de tamanho dos defeitos analisados e não devida ao material.

Além disso, Murakami observou que há muita similaridade entre o fator de intensidade de tensão em Modo I de carregamento em trincas emanando de furos elípticos e de trincas, como ilustrado na Figura 3.2. De fato, se o comprimento total da trinca emanando de um defeito elíptico como ilustrado na Figura 3.2 (a) for $2(a + c)$, o fator de intensidade de tensão deste caso será aproximadamente igual ao de uma trinca de comprimento total de $2(a + c)$, como ilustrado na Figura 3.2 (b). Estes valores estarão próximos a uma faixa de $\pm 10\%$ de erro se $b/a < 1$ e $c/a > 0,2$. Nas situações da Figura 3.3 o mesmo fenômeno ocorre tridimensionalmente em cavidades elipsoidais com trincas nucleadas ao redor e defeitos em forma de moeda dentro e na superfície do material (Murakami, 2002d).

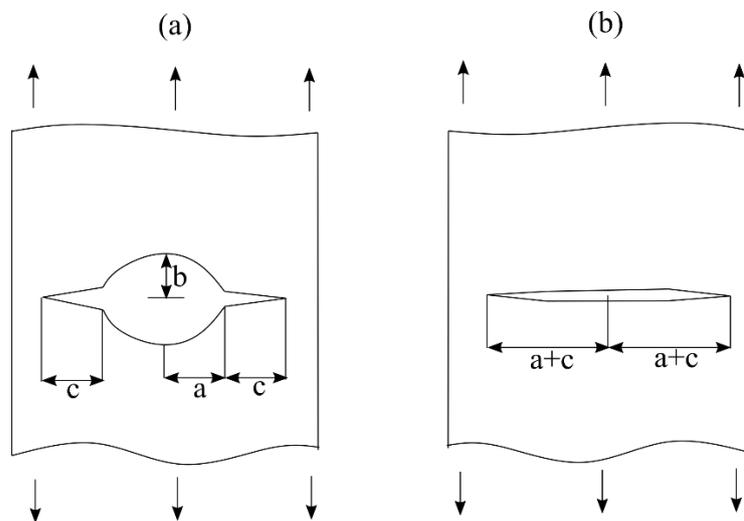


Figura 3.2: (a) defeito elíptico com trincas de fadiga nucleadas; (b) trinca de fadiga.

De acordo com Murakami, uma vez que surjam trincas em um defeito, ele deve ser tratado como uma trinca, ou seja, deve-se considerar o fator de intensidade de tensão e não o fator de concentração de tensão. Por exemplo, o máximo fator de intensidade de tensão (Equação 40) da cavidade elipsoidal superficial com trincas (Figura 3.3 (a)) é igual ao da trinca superficial (Figura 3.3 (b)) de mesma \sqrt{area} . No caso da cavidade elipsoidal interna com trinca (Figura 3.3 (c)), seu máximo fator de intensidade de tensão (Equação 41) é o mesmo da trinca interna (Figura 3.3 (d)) de mesma \sqrt{area} .

$$K_{I_{max}} = 0,65\sigma_{\infty}\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (40)$$

$$K_{I_{max}} = 0,5\sigma_{\infty}\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (41)$$

onde $K_{I_{max}}$ é dado em $MPa \cdot m^{1/2}$.

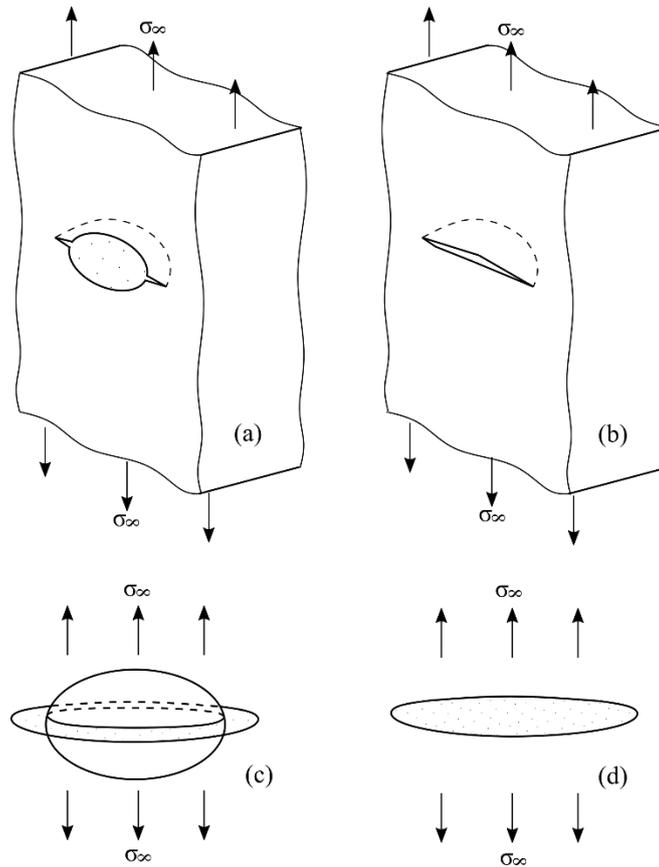


Figura 3.3: (a) cavidade superficial; (b) trinca superficial; (c) cavidade interna; (d) trinca interna (Fonte: adaptado de Murakami, 2002e)

Pode-se também, nos dois casos, calcular a máxima faixa do fator de intensidade de tensão na trinca devida um carregamento completamente reverso, ou seja, com $R = -1$. Para isso, deve-se primeiro que calcular o $K_{I_{min}}$ pela Equação 42.

$$K_{I_{min}} = -K_{I_{max}} \quad (42)$$

logo,

$$\Delta K_{I_{max}} = K_{I_{max}} - K_{I_{min}} = 2K_{I_{max}} \quad (43)$$

Para melhor entender como o tamanho do microdefeito afeta o limite de fadiga do ponto de vista de mecânica da fratura, Murakami (2002e) realizou os experimentos indicados na Figura 3.4. Nela, pode-se ver vários pontos diferentes, representados na legenda de A até N. Cada uma dessas letras representa algum tipo de aço com algum tratamento térmico (A, B, C, D-1, D-2, E, F, G, H, I-1, I-2 e N), algum aço inoxidável (L e M), uma liga de alumínio (K) ou uma liga de bronze (J). Além disso, estes experimentos foram realizados com diferentes geometrias de microdefeitos. Informações mais detalhadas sobre isso estão na Tabela 5.1 do livro de Murakami (2002).

A partir da observação destes experimentos, Murakami constatou que o tamanho do microdefeito (representado por \sqrt{area}) tem forte impacto no limiar da faixa do fator de intensidade de tensão (ΔK_{th}). Ele percebeu que esta influência é linear e, independentemente do material, a inclinação será sempre de 1/3 quando o \sqrt{area} está em escala logarítmica, de acordo com a Equação 44.

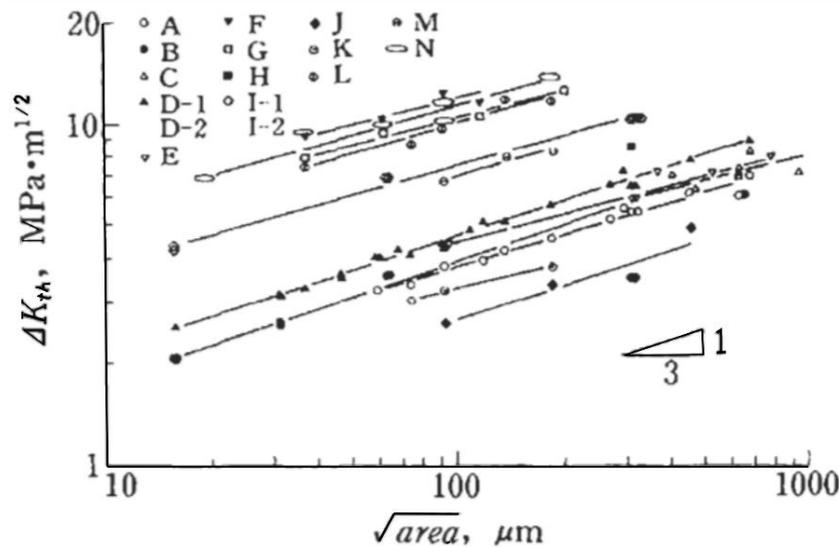


Figura 3.4: Relação entre ΔK_{th} e \sqrt{area}

$$\Delta K_{th} \propto (\sqrt{area})^{1/3} \quad (44)$$

onde o parâmetro \sqrt{area} é definido como a raiz da área de um defeito projetada no plano perpendicular à direção do maior componente da tensão principal.

Isto ocorre, porque aplicar a teoria de mecânica da fratura linear elástica para modelar microdefeitos é impossível. Como nestes casos a zona plastificada é excessivamente grande em relação aos microdefeitos, não se pode assumir que o fator de intensidade de tensão K possui comportamento linear-elástico (Dowling, 2013a). Diversos pesquisadores demonstraram que a faixa do fator de intensidade de tensão limiar (ΔK_{th}) depende do comprimento inicial da trinca, sendo uma constante material somente para trincas maiores que determinado valor que depende do material analisado (McEvily, Eifler, e Macherauch, 1991; Kitagawa e Takahashi, 1976).

Nos experimentos da Figura 3.4, cada material possuía uma dureza conhecida dada em Hv (dureza Vickers, kgf/mm^{-2}). A partir desta informação, Murakami percebeu que quanto maior a dureza, maior seria o ΔK_{th} e, conseqüentemente, maior o limite de fadiga. Os experimentos mostraram que isso é uma relação linear, porém não proporcional, como indicado pela Equação 45.

$$\Delta K_{th} \propto (Hv + C) \quad (45)$$

onde C é uma constante independente do material.

Combinando as Equações 44 e 45, pode-se encontrar a Equação 46. Como ela foi determinada a partir de uma variedade muito grande de materiais (muitos aços com tratamentos térmicos diferentes, bronze e alumínio, como indicado na Figura 3.4), espera-se que ela possa também ser usada em muitos outros materiais.

$$\Delta K_{th} = C_1(Hv + C_2)\sqrt{area} \quad (46)$$

$$\therefore \frac{\Delta K_{th}}{Hv + C_2} = C_1\sqrt{area} \quad (47)$$

onde C_1 e C_2 são constantes que independem do material.

Para determinar os valores de C_1 e C_2 pode-se realizar uma regressão linear com os valores experimentais da Figura 3.4 e com os valores de dureza em Hv dos materiais analisados. O resultado, indicado na Figura 3.5 e pela Equação 48, será uma expressão para a faixa do fator de intensidade de tensão com em função da dureza do material em Hv e o tamanho do microdefeito expresso em termos do parâmetro \sqrt{area} em μm .

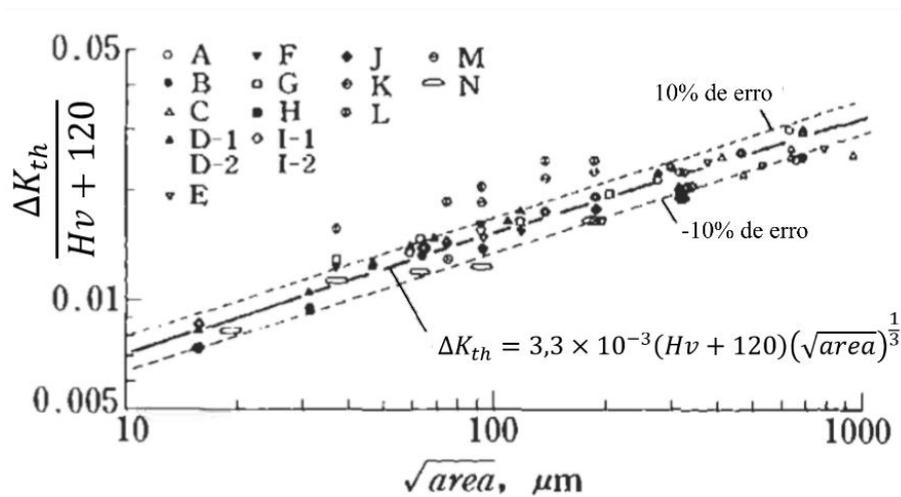


Figura 3.5: Regressão linear com dados experimentais para encontrar valores de C_1 e C_2 .

$$\Delta K_{th} = 3,3 \times 10^{-3} (Hv + 120) (\sqrt{area})^{\frac{1}{3}} \quad (48)$$

A Equação 48 é interessante pois consegue relacionar duas propriedades muito simples de se medir (a dureza e a raiz de área) com o limiar da faixa do fator de intensidade de tensão de um material. Este último, por definição, pode ser relacionado ao limite de fadiga do material.

Para realizar isto, primeiro observe que em um defeito superficial (Figura 3.6 (c)), o máximo fator de intensidade de tensão $K_{I_{max}}$ é calculado a partir da Equação 40 e, durante um carregamento cíclico, tem-se que $\Delta K_{I_{max}}$ é dado pela Equação 43. Na condição de limite de fadiga (σ_w), tem-se que $\Delta K_{I_{max}} = \Delta K_{th}$. Além disso, Murakami demonstrou que ΔK_{th} pode ser calculado pela Equação 48. O resultado da combinação de todas estas relações irá fornecer

o modelo do Murakami para prever o limite de fadiga nominal em função do tamanho do microdefeito (\sqrt{area}) e da dureza do material analisado. Matematicamente, tem-se:

$$\Delta K_{I_{max}} = \Delta K_{th} \text{ no limite de fadiga} \quad (49)$$

$$\Delta K_{I_{max}} = 2K_{I_{max}} = 1,3\sigma_w \sqrt{\pi \sqrt{area}} \text{ em trincas superficiais} \quad (50)$$

logo,

$$\Delta K_{th} = 1,3\sigma_w \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (51)$$

Veja que aqui deve-se tomar cuidado, pois o lado esquerdo da Equação 51 está em $MPa \cdot m^{1/2}$ e o lado direito está em $MPa \cdot \mu m^{1/2}$. Levando isso em consideração, ao igualar a Equação 48 com a 51 tem-se a 52.

$$3,3(Hv + 120)(\sqrt{area})^{\frac{1}{3}} = 1,3\sigma_w \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (52)$$

portanto,

$$\sigma_w = \frac{3,3(Hv + 120)(\sqrt{area})^{\frac{1}{3}}}{1,3\sqrt{\pi}(\sqrt{area})^{1/2}} \quad (53)$$

e finalmente,

$$\sigma_w = \frac{1,43(Hv + 120)}{(\sqrt{area})^{\frac{1}{6}}} \quad (54)$$

Em seguida, Murakami (1994) dividiu o modelo em três categorias, que dependem da posição da inclusão. Desta forma, se ela está na superfície da peça (Figura 3.6(c)), utiliza-se a Equação 55 para determinar o limite de fadiga; se está tangente à superfície (Figura 3.6(b)), utiliza-se a Equação 56; e por último, caso a inclusão esteja dentro da peça (Figura 3.6(a)), utiliza-se a Equação 57.

$$\sigma_w = \frac{1,43(Hv + 120)}{(\sqrt{area_{max}})^{\frac{1}{6}}} \quad (55)$$

$$\sigma_w = \frac{1,41(Hv + 120)}{(\sqrt{area_{max}})^{\frac{1}{6}}} \quad (56)$$

$$\sigma_w = \frac{1,56(Hv + 120)}{(\sqrt{area_{max}})^{\frac{1}{6}}} \quad (57)$$



Figura 3.6: Possíveis casos de inclusão: (a) interna; (b) tangente; (c) na superfície.

Como pôde-se observar, Murakami também introduziu o parâmetro \sqrt{area}_{max} , dado em μm , que é definido como a raiz da área projetada no plano de maior tensão principal de carregamento da maior inclusão existente na peça analisada. Em outras palavras, o modelo de Murakami diz que o limite de fadiga é governado pelo tamanho da maior inclusão existente na peça de aço analisada. Este valor, obviamente, não pode ser medido diretamente, uma vez que para saber o tamanho da maior inclusão se precisaria medir a área de todas elas de antemão, o que é uma tarefa impossível. Por isso, propôs-se a utilização do método de estatística dos extremos para estimar o valor de \sqrt{area}_{max} . Na Seção 4.2, será explicado em detalhes o procedimento para realizar esta tarefa.

Os modelos apresentados pelas Equações 55, 56 e 57 possuem erros de predição de aproximadamente 10% para \sqrt{area} menores que $1000 \mu m$ e para aços com dureza dentro da faixa de 70 a 720 HV (Murakami & Endo, 1994). Porém, aços que apresentam a dureza maior que 400 HV são especialmente sensíveis à presença de microdefeitos (Murakami, 1994).

Além disso, Murakami (2002b) também criou um modelo para calcular o limite de fadiga a torção pura, que pode ser representado pela Equação 58.

$$\tau_w = \frac{0.93(Hv + 120)}{F\left(\frac{b}{a}\right) (\sqrt{area}_{max})^{\frac{1}{6}}} \quad (58)$$

onde

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = 0.0957 + 2.11\left(\frac{b}{a}\right) - 2.26\left(\frac{b}{a}\right)^2 + 1.09\left(\frac{b}{a}\right)^3 - 0.196\left(\frac{b}{a}\right)^4 \quad (59)$$

é o fator geométrico da inclusão, que depende da razão de aspecto b/a do microdefeito, ou seja, a razão entre sua profundidade (b) e metade da largura sua largura (a).

3.1.2 Aplicações

A influência destes microdefeitos na resistência à fadiga dos aços sob carregamentos cíclicos tem surgido em problemas muito modernos. Um caso interessante, documentado por Yamashita et al (2018), foi o estudo da uma possível aplicação dos modelos de \sqrt{area} propostos

por Murakami em microdefeitos (poros) que surgem durante a fabricação de peças de aço de alta resistência por manufatura aditiva.

A vantagem de se utilizar manufatura aditiva com este tipo de aço de alta resistência é a possibilidade de fabricar peças com geometrias complexa mais facilmente, pois tradicionalmente isso é considerado caro e difícil. Porém, como já mencionado antes, aços de alta resistência possuem elevada dureza e, portanto, são bastante sensíveis à presença de microdefeitos, o que pode ser fatal.

Neste caso, a força do modelo do Murakami, que relaciona o limite de fadiga ao parâmetro \sqrt{area}_{max} , foi mais uma vez demonstrada. Yamashita et al (2018) provou sua aplicabilidade para determinar o limite de fadiga de peças fabricadas por manufatura aditiva com este aço e que apresentavam microporos. Bastou realizar uma pequena modificação do parâmetro \sqrt{area}_{max} , que o autor chamou de \sqrt{area}_{effmax} , para aplicar estatística dos extremos a estes microporos.

Em outro estudo recente, Schönbauer e Yanese (2017) comprovaram a aplicabilidade do modelo \sqrt{area} no aço inoxidável 17-4PH endurecido por precipitação em regime de fadiga de altíssimo ciclo (mais que 10^9 ciclos), para inclusões de até $80 \mu m$. Para inclusões com \sqrt{area} além deste valor, os autores do estudo concluíram que o que governa o limite de fadiga é a faixa do fator de intensidade de tensão ΔK_{th} do material.

3.2 MICRODEFEITOS E FADIGA MULTIAXIAL

A pesar da sua força, o modelo do Murakami baseado no parâmetro \sqrt{area}_{max} (Equações 55, 56 e 54) apresenta algumas limitações quando carregamento multiaxiais são considerados. Pela sua definição, o parâmetro \sqrt{area} deve ser calculado no plano perpendicular à direção da maior tensão principal. Em carregamento axiais e torcionais simples cíclicos, este plano é facilmente determinado, pois é fixo. O mesmo ocorre em situações com carregamentos cíclicos combinados em fase. Porém, nos casos com carregamentos cíclicos fora de fase, a direção das tensões principais varia a cada instante e, portanto, a definição do parâmetro \sqrt{area} fica comprometida. Nestes casos, a projeção da área de um microdefeito varia constantemente, uma vez que o plano de projeção não tem uma posição fixa. Portanto, qual valor de \sqrt{area} deve-se utilizar? E ainda pior, como medir este parâmetro considerando que cada inclusão possui uma forma única?

3.2.1 Modelo de Endo e Ishimoto

Em uma tentativa de resolver este problema, Endo e Ishimoto (2006) propuseram um modelo que levava em consideração observações experimentais de fadiga multiaxial em fase. Nesses experimentos, observou-se que a direção de abertura das trincas que emanavam de microdefeitos era aproximadamente normal à direção de maior tensão principal (σ_1) e paralela à direção de menor tensão principal (σ_2), exatamente como ocorre em carregamentos uniaxiais simples, de acordo com o modelo de Murakami do \sqrt{area} . Por este motivo, concluiu-se que a condição de limite de fadiga ocorre quando o limiar da faixa do fator de intensidade de tensão para carregamentos combinados em fase atinge o limiar da faixa do fator de intensidade de tensão de carregamentos uniaxiais (em modo I), assim como indicado na Equação 60.

$$\Delta K_{I,th,combinado} \leq \Delta K_{I,th,uniaxial} \quad (60)$$

onde

$$\Delta K_{I,th,combinado} = F_{I,1}(2\sigma_1)\sqrt{\pi a} + F_{I,2}(2\sigma_2)\sqrt{\pi a} = F_{I,1}2(\sigma_1 + k\sigma_2)\sqrt{\pi a} \quad (61)$$

$$\Delta K_{I,th,uniaxial} = F_{I,1}2\sigma_w\sqrt{\pi a} \quad (62)$$

e $F_{I,i}$ são fatores de correção, a é o comprimento da trinca e k é igual a $F_{I,2}/F_{I,1}$. Para trincas pequenas, foi demonstrado que $k = -0,18$ (Beretta e Murakami, 2000).

Desenvolvendo a Equação 60, pode-se chegar à expressão dada pela Equação 63.

$$\sigma_1 + k\sigma_2 \leq \sigma_w \quad (63)$$

Este modelo diz que o limite fadiga em carregamentos multiaxiais é atingido quando uma combinação linear entre a máxima e a mínima tensões principais atingem o valor de σ_w , determinado a partir do modelo do \sqrt{area} de Murakami (Equação 55).

O modelo da Equação 63 como apresentada, ainda não é capaz de prever a vida em fadiga em carregamentos multiaxiais fora de fase. Para que isso seja possível, Endo e Ishimoto propuseram que neste tipo de carregamento, deve-se tomar a combinação de maior valor absoluto, ao longo de um ciclo, e compará-la a σ_w . Em termos matemáticos, tem-se a Equação 64

$$\max_t(\sigma_1 + k\sigma_2) \leq \sigma_w \quad (64)$$

Observe que agora é possível avaliar inclusive casos de carregamentos multiaxiais em que exista uma diferença de fase δ , como por exemplo, uma combinação de σ e τ dados pelas Equações 65 e 66.

$$\sigma_y = \sigma_0 \sin \omega t \quad (65)$$

$$\tau_{xy} = \tau_0 \sin(\omega t + \delta) \quad (66)$$

onde ω é a velocidade angular de um carregamento cíclico.

Basta calcular a combinação $\sigma_1 + k\sigma_2$ ao longo de um ciclo de carregamento $0 \leq \omega t \leq 2\pi$ e determinar o instante $t_{crítico}$ que a maximiza. O modelo diz que a trinca se propagará em modo I ao longo do plano perpendicular à direção de σ_1 calculado no instante $t_{crítico}$.

Apesar de este modelo ter feito boas previsões em relação aos experimentos que Endo e Ishimoto realizaram, o modelo possui uma falha. Ao dizer que a falha ocorrerá em um instante $t_{crítico}$ tal que a combinação linear da Equação 64 atinja o valor de σ_w , os autores estão comparando um valor de tensão calculado em um instante com um valor de amplitude de tensão (σ_w).

A consequência disso é que, como se vê na Equação 64, o modelo compara tensões σ_1 e σ_2 calculadas em um instante $t_{crítico}$ com a amplitude de tensão σ_w . Por conta disso, algumas inconsistências surgem, como por exemplo, em um ensaio de tração em controle força. Neste tipo teste a carga é aplicada de maneira a manter a taxa de deformação nominal do corpo de prova positiva e constante, portanto, não há amplitude de tensão. Porém, como pode ser observado na Equação 64, haverá um instante $t_{crítico}$ tal que $\sigma_1 + k\sigma_2 > \sigma_w$. Ou seja, o modelo prevê aqui uma falha por fadiga neste caso.

3.2.2 Modelo de Nadot e Billaudeau

Nadot e Billaudeau (2006) propuseram um modelo de fadiga multiaxial para materiais com defeitos introduzidos artificialmente (de $50\mu m$ a $1000\mu m$) baseado no modelo de Crossland (1956). Crossland, propôs que o limite de fadiga em carregamentos multiaxiais seria governado pelo segundo invariante da tensão desviadora (J_{2a}) e pela tensão hidrostática máxima (J_{1max}), de acordo com a Equação 67.

$$\sqrt{J_{2a}} + \kappa_{cl}J_{1max} \leq \lambda_{cl} \quad (67)$$

onde κ_{cl} e λ_{cl} são constantes materiais que podem ser calculadas pelas Equações 68 e 69.

$$\kappa_{cl} = 3\tau_0/\sigma_0 \quad (68)$$

$$\lambda_{cl} = \tau_0 \quad (69)$$

A razão por escolher este modelo, é que a partir de observações experimentais, Nadot e Billaudeau descobriram que, quando falhas por fadiga ocorrem devido a microdefeitos, o plano que a nucleação da trinca ocorre é o de máxima tensão cisalhante e o plano de propagação é o de máxima tensão principal.

Primeiramente, Nadot e Billaudeau tentaram aplicar o modelo de Crossland no ponto de maior tensão equivalente de Von Mises. Apesar de esta abordagem ter funcionado bem em defeitos grandes ou com bordas mais suaves, as previsões foram ruins para microdefeitos e ou

defeitos mais agudos, justamente os casos onde observaram maiores gradientes da tensão hidrostática. A solução foi modificar o parâmetro $J_{1\ max}$ do modelo de Crossland para levar isso em consideração. Portanto, a nova definição de Nadot e Billaudeau é dada pela Equação 70.

$$\sqrt{J_{2a}} + \kappa_{cl} J_{1\ max}^* \leq \lambda_{cl} \quad (70)$$

onde

$$J_{1\ max}^* = J_{1\ max} \left(1 - a \frac{G}{J_{1\ max}} \right) \quad (71)$$

e

$$G = \frac{\Delta J_{1\ max}}{\sqrt{area}} \quad (72)$$

é o gradiente da tensão hidrostática calculado do ponto de maior tensão equivalente de Von Mises até uma distância (\sqrt{area}) igual ao tamanho do microdefeito em questão. O parâmetro a é uma nova constante material.

Este modelo foi avaliado com três materiais diferentes (aço C36, ferro fundido e aço S45C) e apresentou um índice de erro menor que 15% na maioria dos pontos experimentais.

Apesar de terem conseguido introduzir o parâmetro \sqrt{area} no modelo, que é o primeiro passo para poder aplica-lo a materiais naturalmente defeituosos, Nadot e Billaudeau, tiveram que realizar uma análise de elementos finitos para cada geometria de defeito estudada para poder determinar J_{2a} , $J_{1\ max}$ e G . Porém, como os próprios autores mencionam, e baseando-se nas observações feitas na UnB (por exemplo na Figura 1.1(c)), essa tarefa se torna inviável quando surgem defeitos naturais de geometria complexa.

Outra questão que gerou problemas no modelo de Nadot e Billaudeau, foi o fato de que em todos os casos estudados, toda a região próxima aos microdefeitos atingiu o limite de escoamento. Portanto, para calcular o campo de tensões na análise de elementos finitos, os autores precisaram utilizar um modelo de plasticidade. Nos casos com elevada tensão média, a predição do modelo obteve elevado índice de erro, pois o modelo de plasticidade utilizado era de encruamento isotrópico.

4 METODOLOGIA

Neste capítulo será explicado cada etapa necessária para calibrar o modelo MWCM corrigido pelo modelo de Murakami do \sqrt{area} . Esta proposta de correção tornará o modelo MWCM sensível à presença de microdefeitos como furos artificiais ou inclusões não-metálicas. Nestes dois casos, a metodologia é a mesma, com exceção da forma de calcular o parâmetro \sqrt{area} . Quando se tem defeitos artificiais de dimensões conhecidas e bem definidas, o cálculo do parâmetro \sqrt{area} é trivial, como será mostrado mais adiante. Por outro lado, quando se quer considerar as inclusões não-metálicas para calcular o parâmetro \sqrt{area} deve-se seguir uma metodologia estatística para determinar o maior microdefeito representado pelo \sqrt{area}_{max} . O algoritmo de execução desta metodologia, chamada de estatística dos extremos, será apresentado.

Além disso, os parâmetros necessários para a execução do método da escada modificado serão calculados a partir de estimativas do comportamento do material através das curvas σ_s -N e τ_s -N. Uma vez que se obtém os limites de fadiga uniaxial e em torção de uma material, calibrar o modelo MWCM é trivial, basta calcular as constantes κ e λ através das Equações 27 e 28.

O objetivo final, é ter o modelo MWCM calibrado de duas maneiras distintas: a forma “clássica”, ou seja, utilizando os limites de fadiga uniaxial e em torção determinados experimentalmente; e a forma que está sendo proposta, de usar o modelo de Murakami do \sqrt{area} para determinar os limites de fadiga uniaxial e em torção e com eles calibrar o MWCM.

Por fim, como um complemento, alguns detalhes experimentais que o autor julgou serem relevantes foram apresentados, como por exemplo, o projeto do corpo de prova e informações do material usado

4.1 CALIBRAÇÃO DO MODELO MWCM A PARTIR DO RAIZ-DE-ÁREA

Para estender a aplicabilidade do modelo de fadiga multiaxial MWCM para materiais com microdefeitos, propõe-se o seguinte procedimento:

1. Determinar o a dureza do material em pelo método de Vickers (Hv);
2. Determinar o parâmetro \sqrt{area} para microdefeitos de tamanho conhecido ou \sqrt{area}_{max} caso as inclusões não-metálicas forem os microdefeitos estudados;
3. Estimar o limite de fadiga uniaxial a $R = -1$ (σ_w) pela Equação 54 em caso de microdefeitos conhecidos ou pela Equação 56 em caso de inclusões não metálicas;

4. Estimar o limite de fadiga em torção a $R = -1$ (τ_w) pela Equação 58;
5. Determinar as constantes κ e λ do modelo MWCM usando os valores de limite de fadiga estimados nos passos 3 e 4;
6. Testar o modelo MWCM calibrado pelo modelo do Murakami com dados experimentais ou com dados da literatura.

O 5 é a essência desta proposta. Ao utilizar o modelo do Murakami do \sqrt{area} para calibrar o modelo MWCM, passa a ser possível estimar o limite de fadiga de peças com microdefeitos, sejam artificiais ou na forma de inclusões não-metálicas, em carregamentos multiaxiais em fase ou fora de fase. Além disso, a determinação das constantes materiais do modelo MWCM se torna mais simples devido à facilidade do modelo de Murakami de estimar o limite de fadiga axial ou em torção, uma vez que basta determinar o parâmetro \sqrt{area} .

4.2 DETERMINAÇÃO DO PARÂMETRO RAIZ-DE-ÁREA MÁXIMO DE INCLUSÕES

Para determinar o parâmetro \sqrt{area}_{max} utiliza-se o procedimento proposto por Murakami (Murakami, 1994). A seguir, a lista dos passos que devem ser seguidos:

1. Uma seção de área S perpendicular à direção de máxima tensão principal é cortada do corpo de prova. Depois de lixar a superfície com lixa de número 2000 realiza-se polimento metalográfico com alumina de $0,03 \mu m$;
2. Uma área de inspeção padrão S_0 (mm^2) é fixada. Recomenda-se utilizar o microscópio para tirar uma foto cuja área é aproximadamente igual a S_0 . Nesta área, seleciona-se a inclusão de máximo tamanho e calcula-se a raiz de área desta maior inclusão ($\sqrt{area}_{max,i}$). Esta operação é repetida n vezes (ver Figura 4.1).
3. Os valores de $\sqrt{area}_{max,i}$ são postos em ordem crescente e indexados (com $i = 1 \dots n$).

Agora tem-se a seguinte relação:

$$\sqrt{area}_{max1} \leq \sqrt{area}_{max2} \leq \dots \leq \sqrt{area}_{maxn} \quad (73)$$

4. A função distribuição acumulada F_i e a variável reduzida y_i são calculadas através das seguintes equações:

$$F_i = i \times \frac{100}{n + 1} \% \quad (74)$$

$$y_i = -\ln[-(i/(n + 1))] \quad (75)$$

5. Os dados são então plotados em um gráfico de $\sqrt{area}_{max,i}$ e y_i como no exemplo mostrado na Fig. 1. Esta figura mostra a avaliação das inclusões de uma amostra de aço 4140.

6. A variável reduzida y_i plotada com a $\sqrt{area}_{max,i}$ dará uma reta, cuja equação pode ser escrita da seguinte forma:

$$\sqrt{area}_{max} = a.y + b \quad (76)$$

7. Finalmente, para estimar a maior raiz de área prevista, computa-se os seguintes valores:

a. O período de retorno:

$$T = S/S_0 \quad (77)$$

b. A variável reduzida:

$$y = -\ln \left\{ -\ln \left[\frac{T-1}{T} \right] \right\} \quad (78)$$

c. Função distribuição acumulada:

$$F = \frac{100i}{n+1} \% \quad (79)$$

d. Valor previsto:

$$\sqrt{area}_{max} = a.y + b \quad (80)$$

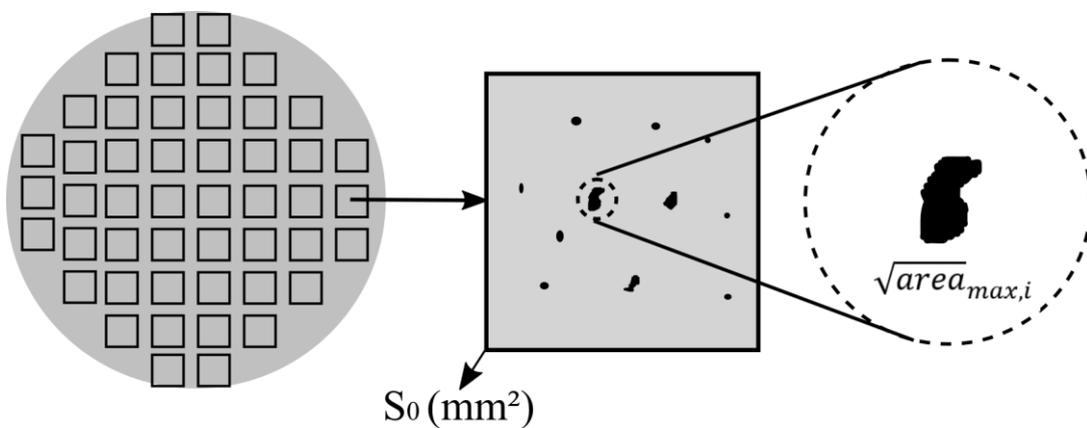


Figura 4.1: Procedimento para avaliação das inclusões por estatística de extremos em uma seção transversal de corpo de prova dividida em áreas de inspeção S_0 .

4.3 LEVANTAMENTO DA CURVA σ_S -N E LIMITE DE FADIGA DO 4140

Na Seção 4.3.1 será explicado o procedimento utilizado para realizar a estimativa inicial da curva σ_S -N e da curva τ_S -N nos ensaios exploratórios do material. Logo, na Seção 4.3.2, será explicado como o método da escada foi aplicado ao aço 4140. O objetivo principal desta Seção é definir a metodologia adequada para a determinação dos limites de fadiga do aço 4140. Portanto, a determinação da curva σ_S -N e τ_S -N tem como objetivo único auxiliar o uso do

método da escada modificado. Como já foi mencionado anteriormente, este método requer um conhecimento prévio aproximado dos limites de fadiga para a determinação do incremento e para a determinação do primeiro valor testado.

4.3.1 Determinação da curva σ_S -N

Para realizar uma estimativa inicial da curva σ_S -N do corpo de prova, deve-se obter a amplitude de tensão equivalente a uma vida de 10^6 ciclos, ou seja, deve-se estimar o limite de fadiga do corpo de prova (σ_0). Calcula-se este valor através da Equação 81 (Lee et al. 2005a).

$$\sigma_0 = K_a K_b K_c \sigma'_0 \quad (81)$$

onde os K_i são fatores de correção do limite de fadiga do material σ'_0 que são calculados através das Equações 82, 83, 84 e 85.

$$K_a = 0,96 \text{ (fator de acabamento de } 0,2 \text{ Ra de aço com } \sigma_u = 900 \text{ MPa)} \quad (82)$$

$$K_b = 1,189 \times d^{-0,097} = 0,95 \text{ (fator de tamanho)} \quad (83)$$

$$K_c = 0,9 \text{ (fator de carregamento para carga axial alternada)} \quad (84)$$

$$\sigma'_0 = \begin{cases} 700 \text{ MPa se } \sigma_u \geq 1400 \text{ MPa} \\ 0,5 \times S_{ut} \text{ se } \sigma_u < 1400 \text{ MPa} \end{cases} = 450 \text{ MPa} \quad (85)$$

Substituindo todos esses valores na Equação 81, tem-se:

$$\sigma_0 = 0,96 \times 0,95 \times 0,9 \times 450 = 369,4 \text{ MPa} \quad (86)$$

Portando $369,4 \text{ MPa}$ é a estimativa inicial do limite de fadiga. Agora, precisa-se obter a estimativa da amplitude de tensão que resultaria em uma vida de 10^3 ciclos. Lee et al. (2005a) também sugere a aplicação da Equação 87 para aços:

$$\sigma_{10^3} = 0,75 \sigma_u \quad (87)$$

logo

$$\sigma_{10^3} = 675 \text{ MPa} \quad (88)$$

é a estimativa de amplitude de tensão esperada para 10^3 ciclos.

De maneira semelhante, o mesmo deve ser feito para estimar a curva τ_S -N do aço estudado.

Neste caso, os fatores de correção ficam e o limite de fadiga do material τ'_0 , ficam:

$$K_a = 0,96 \text{ (fator de acabamento de } 0,2 \text{ Ra de aço com } \sigma_u = 900 \text{ MPa)} \quad (89)$$

$$K_b = 1,189 \times d^{-0,097} = 0,95 \text{ (fator de tamanho)} \quad (90)$$

$$K_c = 0,58 \text{ (fator de carregamento para torção alternada)} \quad (91)$$

$$\tau'_0 = \begin{cases} 700 \text{ MPa se } \sigma_u \geq 1400 \text{ MPa} \\ 0,5 \times S_{ut} \text{ se } \sigma_u < 1400 \text{ MPa} \end{cases} = 450 \text{ MPa} \quad (92)$$

Portanto:

$$\tau_0 = 0,96 \times 0,95 \times 0,58 \times 450 = 239,7 \text{ MPa} \quad (93)$$

É o limite de fadiga esperado em torção para o corpo de prova de 4140. Agora, precisa-se estimar a amplitude de tensão que resultaria em uma vida de 10^3 ciclos. Utiliza-se para isso a Equação 94.

$$\tau_{10^3} = 0,72 \times \sigma_u \quad (94)$$

logo

$$\tau_{10^3} = 648 \text{ MPa} \quad (95)$$

Nenhum fator de confiabilidade foi utilizado, pois o objetivo desta análise não é fazer uma estimativa conservativa por questões de segurança do limite de fadiga, mas sim obter um valor o mais próximo possível da realidade.

4.3.2 Método da escada modificado

Como explicado na Seção 2.1.3, para que o método da escada modificado seja aplicado, deve-se definir um incremento e um valor inicial de amplitude de tensão sabidamente menor que o limite de fadiga da peça. No caso estudado, o corpo de prova de aço 4140 possui limite de fadiga estimado de $\sigma_0 = 369,4 \text{ MPa}$. Lee et al. (2005a) recomendam utilizar um valor igual ou inferior a 5% deste valor, portanto $18,5 \text{ MPa}$ no máximo. Para os teste, escolheu-se um incremento de 15 MPa nos ensaios uniaxiais (tração-compressão) e de $12,5 \text{ MPa}$ para os ensaios de torção. Os valores iniciais utilizados no método da escada serão 360 MPa para os ensaios de determinação do limite de fadiga uniaxial e $237,5 \text{ MPa}$ para o limite de fadiga em torção.

4.4 DETALHES EXPERIMENTAIS

Nesta seção serão apresentados detalhes experimentais importantes, como por exemplo, o aço 4140 apresentado na Seção 4.4.1 e o projeto o corpo de prova na Seção 4.4.2.

4.4.1 Aço 4140

A composição da liga de aço testada, AISI 4140 está indicada na na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Composição química do aço estudado (fonte: MatWeb, 2018)

Elemento:	C	Cr	Mn	Mo	P	Si	S
Quantidade (%):	0,38	0,80	0,75	0,15	0,035	0,15	0,040

Na Tabela 4.2 as propriedades mecânicas do aço utilizado. A dureza foi medida pelo autor com durômetro disponível no laboratório. O limite de ruptura e de escoamento são resultados de testes realizados em um laboratório externo (PUC-Rio).

Tabela 4.2: Propriedades mecânicas.

σ_u (MPa)	σ_y (MPa)	Dureza (HV)
900	710	300-320

4.4.2 Corpo de prova de fadiga

O corpo de prova utilizado nos ensaios foi projetado seguindo as diretrizes da norma ASTM E466-15 (ASTM International, 2015). As recomendações de geometria baseiam-se nos objetivos dos testes, o tipo de equipamento disponível, a capacidade de carga deste equipamento e a forma como o material está disponível para este propósito. A norma explica como o espécimen deve ser projetado para que a falha por fadiga ocorra na seção de teste, que é a região central do corpo de prova.

Considerando-se o tipo de equipamento disponível nos laboratórios ad UnB, chegou-se à conclusão de que a melhor geometria, dentre as disponíveis na norma, que atenderia à demanda de realizar ensaios de fadiga de elevado número de ciclos (cerca de 2×10^6) é a da Figura 4.2.

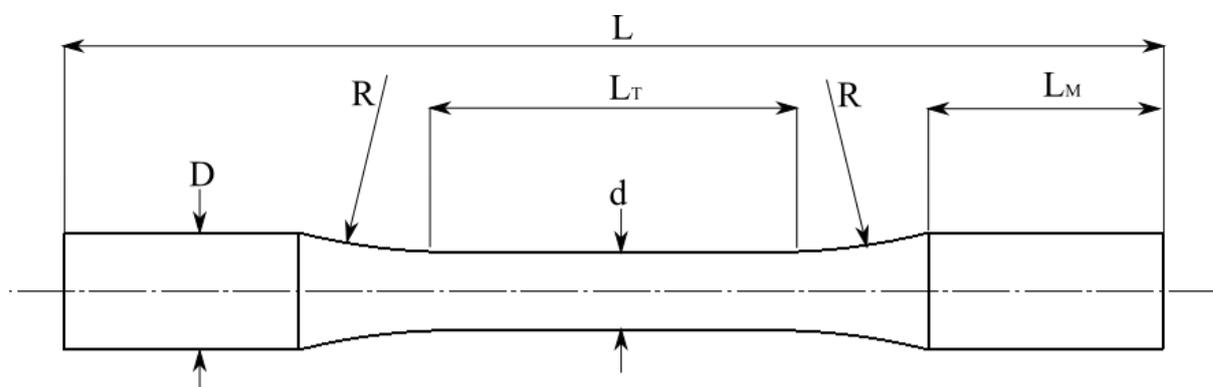


Figura 4.2: Espécimen de seção circular com filetes tangentes à região útil.

Na Tabela 4.3, todas as medidas do corpo de prova em milímetros, tolerâncias e acabamento.

Tabela 4.3: Dimensões do corpo de prova em milímetros, tolerâncias e acabamento.

Dimensão	Valor (mm)
d	$10 \pm 0,025$
D	$15 + 0,025$
R	$80 \pm 0,1$
L_M	$30 \pm 0,1$

L_T	$30,5 \pm 1$
L	$140,3 \pm 1$
Acabamento (seção de teste)	$0,2 Ra$

A dimensão indicada por d , o diâmetro da seção de teste, foi escolhida com base na capacidade das células de carga da MTS 809 e MTS 810. Chegou-se à conclusão de que 10 mm seria um valor ideal para ensaios cíclicos de tração-compressão e de torção, tendo como base o valor estimado de tensão de limite de fadiga a tração-compressão e torção para o corpo de prova de aço 4140 (ver Seção 4.4.1). Com $d = 10\text{ mm}$, necessita-se de cerca de 30 kN para atingir o limite de fadiga em tração-compressão e cerca de 55 Nm para atingir o limite de fadiga em torção. Estes valores estão bem dentro das capacidades das máquinas utilizadas.

O diâmetro D da seção do mordente, foi escolhido seguindo o requerimento imposto pelo próprio mordente do equipamento utilizado, de 15 mm . Portanto, a razão entre os dois valores de diâmetros definidos acima é de 1,5. Este valor é o mínimo indicado pela norma, sendo que a recomendação é que se utilize uma razão de 4. Porém, um diâmetro da seção de teste muito baixo poderia causar imprecisões nas medições, uma vez que seriam usadas cargas muito mais baixas que a capacidade total da máquina.

Inicialmente, projetou-se o corpo de prova com o comprimento L_M de 35 mm , porém, após constatar-se que falhas prematuras ocorriam na nesta região quando o corpo de prova não estava totalmente inserido no mordente da MTS 809, decidiu-se diminuir este valor para 30 mm . Este foi o valor usado em todos os corpos de prova testados nesta máquina.

O comprimento L_T é o comprimento da seção de teste. Para que um teste seja válido, a falha deve ocorrer nesta região. No projeto do corpo de prova decidiu-se utilizar um valor de $30,5\text{ mm}$, para que, caso necessário, um extensômetro pudesse ser acoplado aí. Além disso, a recomendação da norma é que L_T seja cerca de 3 vezes maior que o diâmetro d .

O raio R do filete que mescla a seção do mordente com a seção de teste, deve ser igual a 8 vezes o diâmetro d , de acordo com a norma. Desta forma, o valor usado foi de 80 mm .

Após a definição de todas estas medidas, o comprimento total do corpo de prova L ficou $140,3\text{ mm}$.

A tolerância do diâmetro d foi escolhida com base no que diz a norma, que a dimensão da seção útil deve ser medida até o $0,025\text{ mm}$ mais próximo. A tolerância de D foi definida com base no requerimento do mordente da MTS 809.

5 RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados da aplicação do modelo MWCM corrigido em dados da literatura disponibilizados por Endo e Ishimoto (2006) e nos dados disponibilizados por Yanase e Endo (2014). Estes pesquisadores obtiveram dados de fadiga multiaxial em corpos de prova com microdefeitos introduzidos artificialmente, portando, o objetivo é demonstrar que o modelo MWCM corrigido como proposto na Seção 4.1 pode ser usado nesses casos.

Em seguida, os resultados experimentais de uma análise preliminar do aço 4140 serão apresentados. Com estes resultados, as constantes κ e λ do do modelo MWCM serão calculadas de duas maneiras: seguindo a proposta original dos autores do modelo (Susmel & Lazzarin, 2002) e seguindo a proposta baseada no parâmetro \sqrt{area} apresentada na Seção 4.1. O objetivo é poder estudar a aplicabilidade do modelo MWCM corrigido e não corrigido para aços naturalmente defeituosos, isto é, considerando a presença de inclusões não metálicas.

5.1 MWCM CORRIGIDO EM MICRODEFEITOS ARTIFICIAIS

5.1.1 Dados da literatura de fadiga multiaxial de Endo e Ishimoto (2006)

Nos experimentos de Endo e Ishimoto (2006) cujos resultados estão representados na Figura 5.1, os corpos de prova foram sujeitos a cargas axial e torcional combinadas em máquinas de teste servo-hidráulicas. Os corpos de prova possuíam microfuros artificiais de diâmetros (d) e profundidade (h) de $100 \mu m$ ou $500 \mu m$. Os pesquisadores consideraram que o limite de fadiga é o limiar de amplitude de tensão em que não há propagação de trincas nucleadas. Durante os testes, o *run-out* estabelecido foi de 10^7 ciclos. Quando este valor era atingido sem que houvesse ruptura do corpo de prova, os pesquisadores analisavam os furos sob as lentes de um microscópio em busca de trincas que nuclearam, mas que não se propagaram. Os pontos brancos da Figura 5.1 representa os corpos de prova que não se romperam, mas que apresentaram microtrincas nucleadas nas bordas dos microfuros. Os pontos pretos, representam os corpos de prova que se romperam totalmente. Nos experimentos, dois diferentes tipos de aço foram analisados, o JIS S35C e o JIS SCM435, cujas propriedades mecânicas foram resumidas na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Propriedades dos aços S35C e SCM435.

Material	Limite de escoamento (MPa)	Limite de ruptura (MPa)	Dureza Vickers (HV)
S35C	328	586	160
SCM435	853	948	327

Nos experimentos os materiais foram sujeitos a carregamentos em fase e fora de fase a uma diferença de $\delta = 90^\circ$.

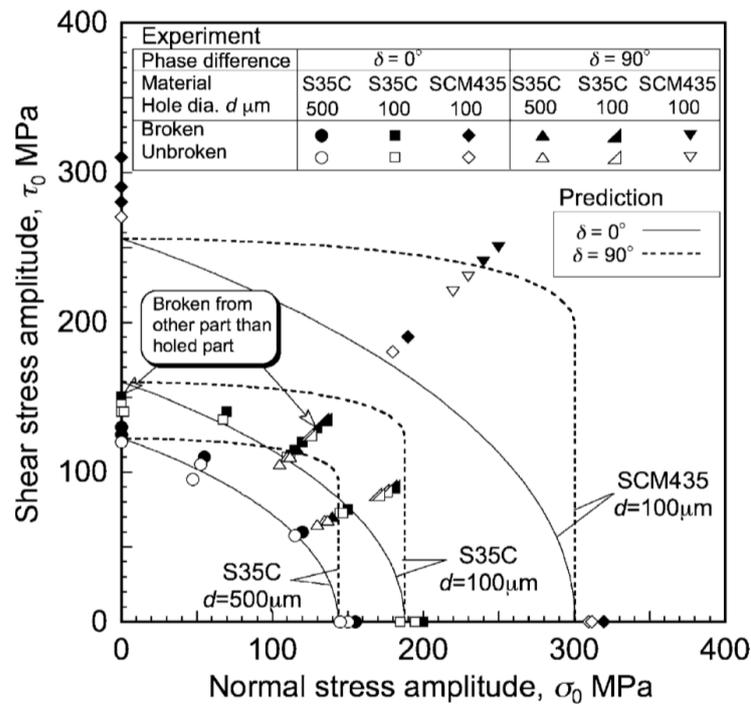


Figura 5.1: Experimentos de Endo e Ishimoto (2006)

Para utilizar os dados disponibilizados pela Figura 5.1, o programa Plot Digitizer foi utilizado. Assim, os valores numéricos da amplitude de tensão cisalhante $\tau_{a,xy}$ (devido ao torque aplicado) e da amplitude de tensão normal $\sigma_{a,y}$ (devido às cargas de tração e compressão) puderam ser extraídos com a maior precisão possível. Na Tabela 5.2 e Tabela 5.3 estes valores foram indicados para cada tipo de defeito, para os carregamento sem fase e fora de fase e para os aços S35C e SCM435 respectivamente. Para calcular o τ_a e o $\sigma_{n,max}$ as metodologias apresentadas na Seções 2.2 foram usadas.

Tabela 5.2: Cálculo da amplitude da tensão cisalhante (τ_a) e da máxima tensão normal ($\sigma_{n,max}$) no plano crítico. Testes no aço S35C.

S35C									
$\delta = 0$									
$d = 500 \mu\text{m}$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				
$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$

145,0	0,0	145,0	0,0	0,0	0,0	125,0	61,4	74,0	1,2
150,0	0,0	150,0	0,0	0,0	0,0	130,0	63,9	77,0	1,2
115,0	57,5	115,0	58,0	0,5	55,0	110,0	76,8	67,2	0,9
47,5	95,0	65,9	58,3	0,9	120,0	60,0	120,0	60,0	0,5
52,5	105,0	72,9	64,4	0,9	155,0	0,0	155,0	0,0	0,0
0,0	120,0	59,1	71,2	1,2					
$d = 100 \mu m$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				
$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$
0,0	140,0	69,3	83,5	1,2	0,0	150,0	74,2	89,4	1,2
0,0	145,0	71,8	86,4	1,2	70,0	140,0	97,8	85,5	0,9
0,0	140,0	69,3	83,5	1,2	115,0	115,0	126,8	78,6	0,6
67,5	135,0	93,9	82,7	0,9	120,0	120,0	132,3	82,0	0,6
110,0	110,0	121,3	75,2	0,6	150,0	75,0	150,0	75,0	0,5
145,0	72,5	145,0	72,5	0,5	200,0	0,0	200,0	0,0	0,0
145,0	72,5	145,0	72,5	0,5					
185,0	0,0	184,0	0,0	0,0					
195,0	0,0	194,0	0,0	0,0					
$\delta = 90^\circ$									
$d = 500 \mu m$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				
$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$
105,0	105,0	105,0	105,0	1,0	115,0	115,0	115,0	115,0	1,0
110,0	110,0	110,0	110,0	1,0	140,0	70,0	140,0	70,0	0,5
110,0	110,0	110,0	110,0	1,0					
130,0	65,0	130,0	65,0	0,5					
135,0	67,5	135,0	67,5	0,5					
135,0	67,5	135,0	67,5	0,5					
$d = 100 \mu m$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				
$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$
125,0	125,0	125,0	125,0	1,0	130,0	130,0	130,0	130,0	1,0
125,0	125,0	125,0	125,0	1,0	135,0	135,0	135,0	135,0	1,0
170,0	85,0	170,0	85,0	0,5	135,0	135,0	135,0	135,0	1,0
170,0	85,0	170,0	85,0	0,5	180,0	90,0	180,0	90,0	0,5
175,0	87,5	175,0	87,5	0,5	180,0	90,0	180,0	90,0	0,5
175,0	87,5	175,0	87,5	0,5					

Tabela 5.3: Cálculo da amplitude da tensão cisalhante (τ_a) e da máxima tensão normal ($\sigma_{n,max}$) no plano crítico. Testes no aço SCM435.

SCM435									
$\delta = 0$									
$d = 100 \mu m$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				

$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$
0,0	270,0	132,7	159,8	1,2	0,0	290,0	142,5	171,7	1,2
180,0	180,0	198,5	123,0	0,6	0,0	280,0	137,6	165,8	1,2
310,0	0,0	310,0	0,0	0,0	0,0	310,0	152,4	183,5	1,2
310,0	0,0	310,0	0,0	0,0	190,0	190,0	209,6	129,8	0,6
					320,0	0,0	320,0	0,0	0,0
$\delta = 90^\circ$									
$d = 100 \mu m$									
Trincas nucleadas nos defeitos					Rompido				
$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$	$\tau_{a,xy}$	$\sigma_{a,y}$	τ_a	$\sigma_{n,max}$	$\frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}$
220,0	220,0	220,0	220,0	1,0	240,0	240,0	240,0	240,0	1,0
230,0	230,0	230,0	230,0	1,0	250,0	250,0	250,0	250,0	1,0

Calibração do MWCM com modelo de Murakami

Para testar a aplicabilidade do MWCM corrigido, as constantes materiais do modelo κ e λ devem ser calculadas a partir da estimativa de σ_w e τ_w feitas com o modelo de Murakami do \sqrt{area} . Para isso, primeiro deve-se calcular o \sqrt{area} para os microdefeitos artificiais de profundidade e diâmetro conhecidos de acordo com a Equação 96.

$$\sqrt{area} = \sqrt{d \left(h - \frac{d}{4\sqrt{3}} \right)} \quad (96)$$

portando, se $h = d = 100 \mu m$, tem-se

$$\sqrt{area}_{100} = \sqrt{100 \left(100 - \frac{100}{4\sqrt{3}} \right)} = 92.5 \mu m \quad (97)$$

e se $h = d = 500 \mu m$

$$\sqrt{area}_{100} = \sqrt{100 \left(100 - \frac{100}{4\sqrt{3}} \right)} = 92.5 \mu m \quad (98)$$

No caso de torção, os valores de \sqrt{area}_{100} e \sqrt{area}_{500} tiveram que ser multiplicados por $\cos 45^\circ$, que é o ângulo do plano do maior componente da tensão principal. Além disso, a razão de aspecto F , dada pela Equação 59, deve ser calculada. No caso destes furos artificiais, tem-se que a/b é aproximadamente 0,5 em todos os casos (uma vez que $h = d$). Portanto, $F = 0,7097$. Com os valores de \sqrt{area} calculados nas Equações 97 e 98 pode-se estimar o limite de fadiga axial e torcional pelas Equações 54 e 58 respectivamente, resultando nos valores da Tabela 5.4.

Tabela 5.4: Estimativa de σ_w e τ_w a partir do parâmetro \sqrt{area} .

τ_w (MPa)	σ_w (MPa)
----------------	------------------

	$d = 100 \mu m$	$d = 500 \mu m$	$d = 100 \mu m$	$d = 500 \mu m$
S35C	192,1	146,9	188,3	144,0
SCM435	306.6	-	300.6	-

Agora as constantes κ e λ do MWCM dadas pelas Equações 27 e 28 podem ser calculadas.

Os resultados estão na Tabela 5.5.

Tabela 5.5: Constantes κ e λ de cada material e microdefeito.

A \sqrt{area} de cada defeito (μm)	S35C		SCM435	
	κ	λ	κ	λ
92,5	97,9	192,1	156,3	306,6
462,5	74,9	146,9	-	-

MWCM corrigido e experimentos

A Figura 5.2, Figura 5.3 e Figura 5.4 mostram a curva do limite de fadiga modelo MWCM corrigido (linha azul contínua) para os aços S35C e SCM435 e com diferentes tamanhos de defeitos ($d = 100 \mu m$ e $500 \mu m$) e carregamentos combinados a diferentes fases ($\delta = 0$ e $\delta = 90^\circ$). Duas linhas tracejadas representam uma faixa de $\pm 10\%$ de erro.

Os pontos experimentais circulares representam corpos de prova que atingiram o *run-out* de 10^7 ciclos, possuíam trincas não propagadas, mas não se romperam. Os pontos marcados com um “x” representam corpos de prova que se romperam completamente. Estes pontos são os resultados apresentados nas Tabela 5.2 e na Tabela 5.3.

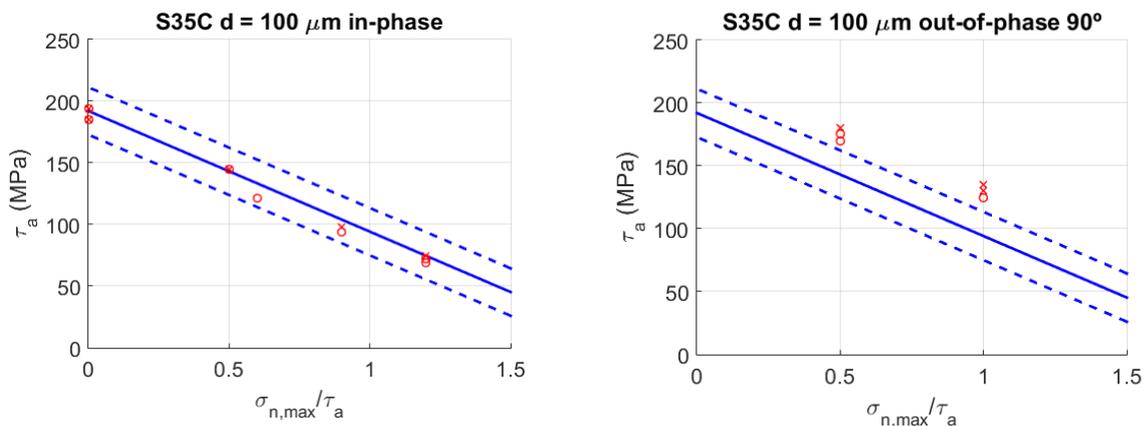


Figura 5.2: Diagrama MWCM para aço S35C com defeitos de tamanho $d = 100 \mu m$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90° .

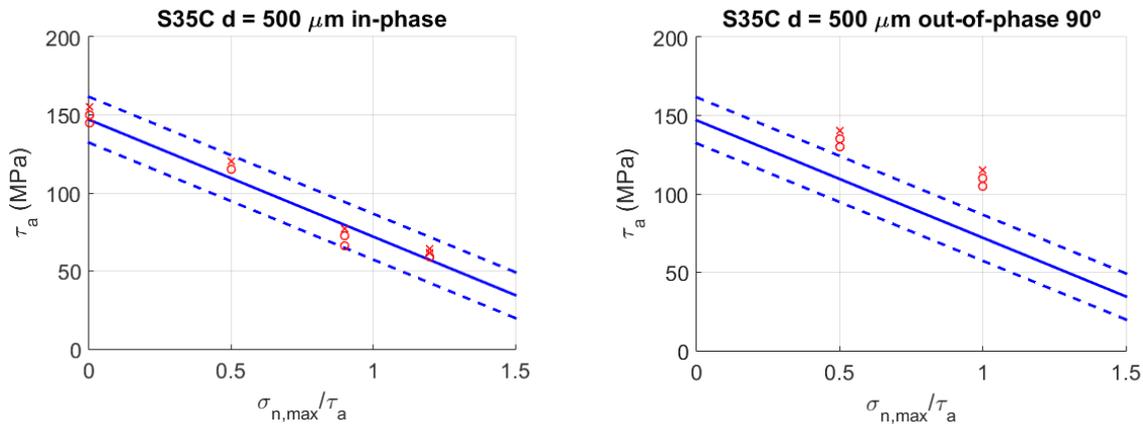


Figura 5.3: Diagrama MWCM para aço S35C com defeitos de tamanho $d = 500 \mu\text{m}$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90° .

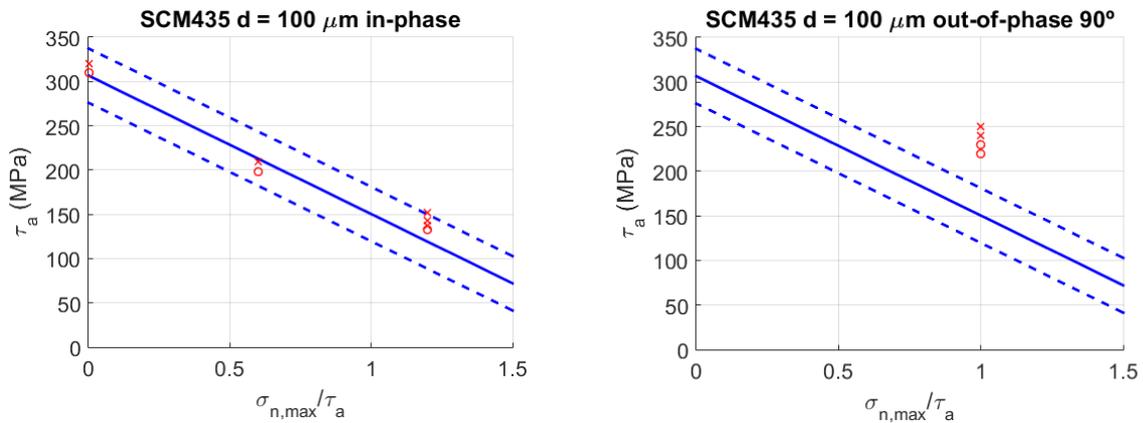


Figura 5.4: Diagrama MWCM para aço SCM435 com defeitos de tamanho $d = 100 \mu\text{m}$ e (a) carregamento em fase; (b) fora de fase a 90° .

Para avaliar a precisão do modelo MWCM corrigido, a Equação 99 foi utilizada. Como pode-se observar no gráfico da Figura 5.5, a grande maioria dos dados experimentais encontram-se na faixa de $\pm 10\%$ de erro (32 valores em um total de 53), indicando uma boa previsão do modelo MWCM corrigido pelo parâmetro raiz de área. Além disso, a previsão do modelo foi na maioria dos caso conservativa.

$$IE\% = \frac{\tau_a(\theta_c, \phi_c) + \kappa \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}(\theta_c, \phi_c) - \lambda}{\lambda} \quad (99)$$

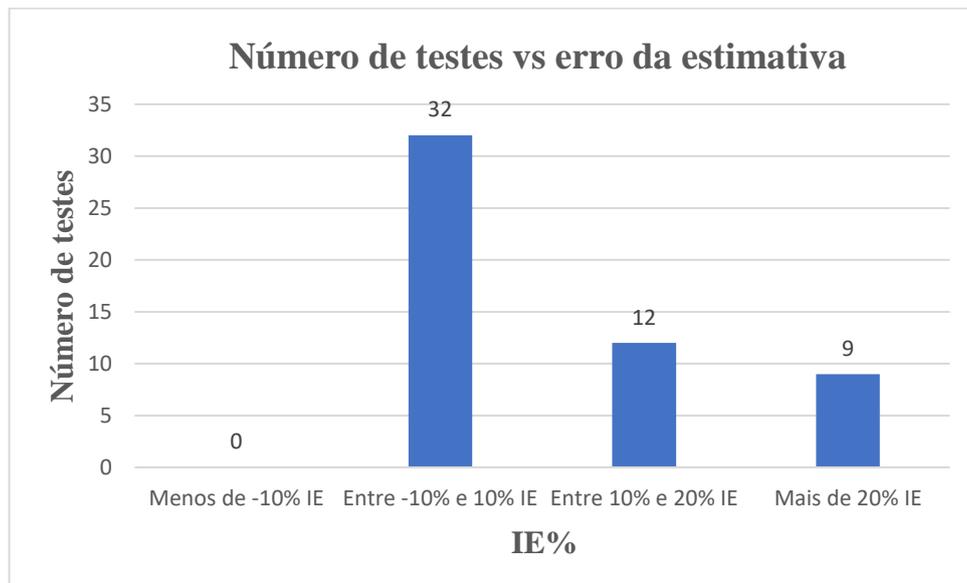


Figura 5.5: Índice de erro do modelo MWCM corrigido aplicado aos experimentos de Endo e Ishimoto (2006)

5.1.2 Dados da literatura de fadiga multiaxial de Yanase e Endo (2014)

Nos experimentos de Yanase e Endo (2014) os pesquisadores testaram diversos tipos diferentes de microdefeitos, como trincas e furos. O parâmetro \sqrt{area} para cada um deles está indicado na Tabela 5.6. Novamente os pesquisadores consideraram que os corpos de prova estavam em condição de limite de fadiga quando 10^7 ciclos eram atingidos sem ruptura. Neste experimento, os pesquisadores adicionaram pequenos cortes nos microdefeitos na direção perpendicular ao máximo componente da tensão principal para simular trincas nucleadas, pois queriam estudar se as trincas de fadiga se propagariam nesta direção. Isto significa que provavelmente o modelo MWCM não é o mais apropriado para prever o comportamento em fadiga neste caso, uma vez que neste modelo foi originalmente proposto que a trinca se nuclearia na direção de máxima amplitude de tensão cisalhante (Susmel L., 2009).

Tabela 5.6: Dados experimentais disponibilizados por Yanase e Endo (2014)

Material	Nº	Tipo de teste	Tipo de defeito	\sqrt{area} (μm)	Resultados Experimentais	
					τ_a (MPa)	$\sigma_{n,max}$ (MPa)
S35C (Hv = 164)	1	A	Sem defeitos	-	113,0	136,2
	2	A	1 furo	94	95,8	115,4
	3	A	1 furo	462	73,7	88,8
	4	A	3 furos	462	71,3	85,8
	5	C	Sem defeitos	-	119,1	73,8
	6	C	1 furo	94	113,6	70,4
	7	B	Sem defeitos	-	119,0	0,0

	8	B	1 furo	94	123,0	0,0
	9	B	1 furo	462	102,0	0,0
	10	B	3 furos	462	97,0	0,0
	11	A	Sem defeitos	-	240,8	290,1
	12	A	1 furo	94	152,4	183,5
	13	A	1 furo	102	157,3	189,4
	14	A	2 furos	102	152,4	183,5
	15	A	Trinca	251	113,0	136,2
SCM435	16	A	Trinca	752	69,3	60,0
(Hv=306)	17	C	1 furo	94	185,3	114,8
	18	C	Trinca	251	144,5	89,5
	19	B	1 furo	94	229,0	0,0
	20	B	1 furo	102	220,0	0,0
	21	B	2 furos	102	229,0	0,0
	22	B	Trinca	251	195,0	0,0
	23	B	Trinca	752	119,0	0,0

Calibração do MWCM com modelo de Murakami

Neste trabalho, escolheu-se por agrupar os tipos de microdefeitos criados por Yanase e Endo somente entre os de mesma \sqrt{area} . O objetivo é comprovar que a geometria do defeito não influi no limite de fadiga, somente o seu tamanho dado pela \sqrt{area} .

Na Tabela 5.7, os parâmetros κ e λ para cada material e cada tamanho de defeito. Estes valores foram calculados a partir das estimativas de σ_w e τ_w com as Equações 54 e 58, logo κ e λ foram calculados com as Equações 27 e 28 respectivamente.

Tabela 5.7: Valores de κ e λ calculados para cada \sqrt{area} .

The \sqrt{area} of the defect (μm)	S35C		SCM435	
	κ	λ	κ	λ
94	53.9	149.2	80.9	223.8
102	-	-	79.8	220.7
251	-	-	68.7	190.0
462	41.4	114.4	-	-
752	-	-	57.2	158.2

MWCM corrigido e experimentos

Na Figura 5.6, Figura 5.7 e Figura 5.8 a curva do modelo MWCM corrigido pelo modelo de Murakami é a linha contínua, e duas linhas de erros de $\pm 10\%$ tracejadas foram plotadas também para comparação.

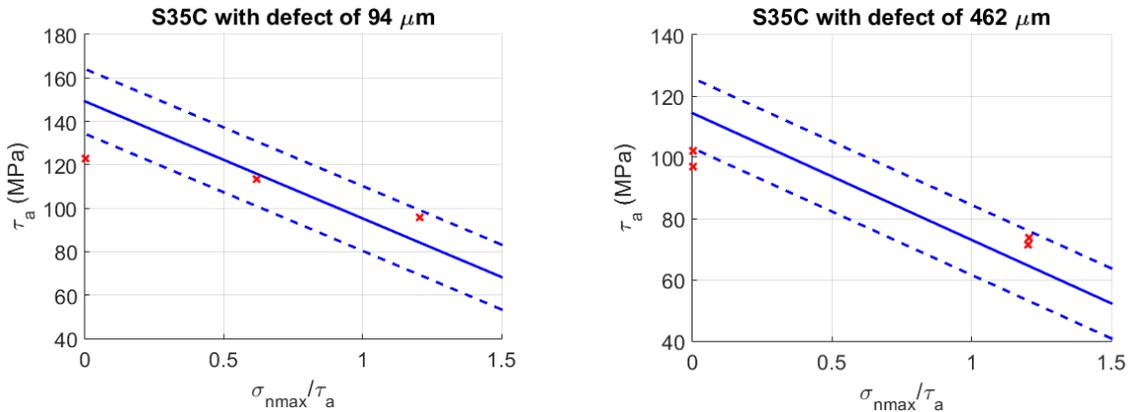


Figura 5.6: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço S35C com (a) 1 furo e $\sqrt{area} = 94 \mu\text{m}$; (b) 1 ou 3 furos com $\sqrt{area} = 462 \mu\text{m}$.

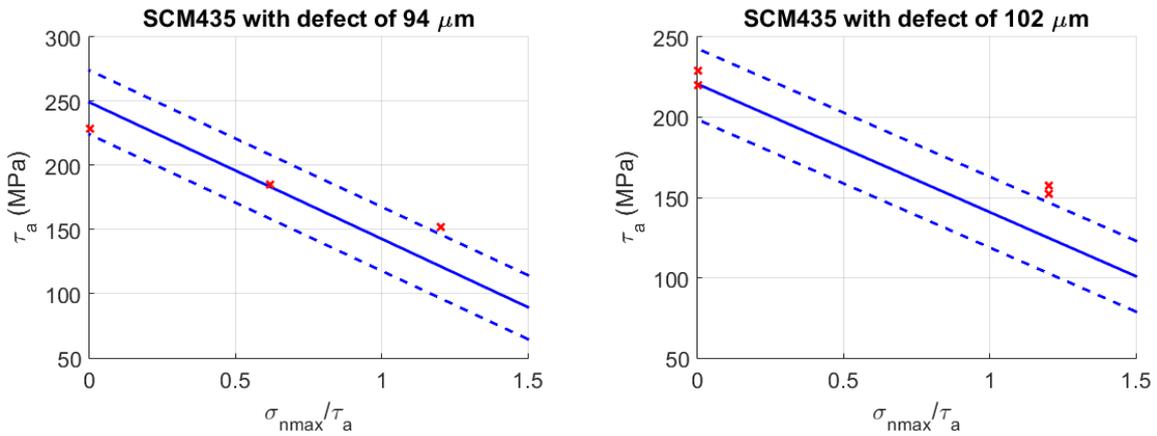


Figura 5.7: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço SCM435 com (a) 1 furo e $\sqrt{area} = 94 \mu\text{m}$; (b) 1 ou 3 furos com $\sqrt{area} = 102 \mu\text{m}$.

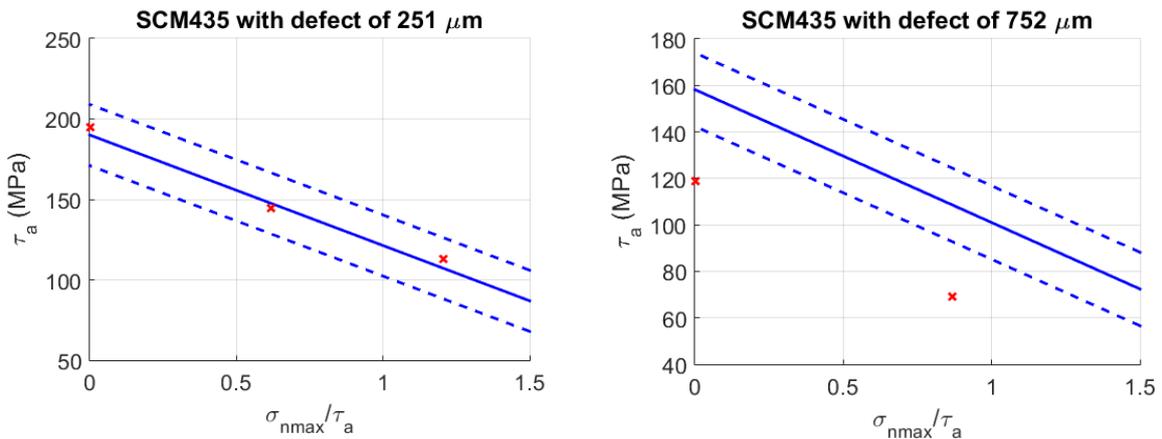


Figura 5.8: Diagramas MWCM corrigido e dados de aço SCM435 com (a) trinca com $\sqrt{area} = 94 \mu\text{m}$; (b) trinca com $\sqrt{area} = 102 \mu\text{m}$.

Para avaliar o modelo, a Equação 99 foi novamente usada e os índices de erro (IE%) para cada valor experimental estão indicados na Tabela 5.8. Os testes número 16 e 23 apresentaram erros muito elevados e no lado não-conservativo do modelo. Porém, estranhamente, o mesmo ocorreu com o modelo proposto por Yanase e Endo (2014) no artigo onde estes dados foram extraídos.

Tabela 5.8: Índice de erro do modelo MWCM corrigido aplicado aos experimentos de Yanase e Endo (2014)

Material	Tipo de defeito	Nº	IE (%)
S35C (Hv=164)	1 furo	2	7.8
	1 furo	3	8.0
	3 furos	4	7.3
	1 furo	6	-1.4
	1 furo	8	-17.5
	3 furos	9	-10.8
	3 furos	10	-15.2
SCM435 (Hv=306)	1 furo	12	11.7
	1 furo	13	14.8
	2 furos	14	12.6
	Trinca	15	3.1
	Trinca	16	-24.9
	1 furo	17	5.2
	Trinca	18	-1.5
	1 furo	19	2.3
	1 furo	20	-0.3
	2 furos	21	-3.7
	Trinca	22	-2.6
Trinca	23	-24.8	

6 CONCLUSÕES

Neste trabalho uma versão calibrada do modelo MWCM para materiais com microdefeitos foi proposta. O modelo foi aplicado a dados dos artigos de Yanase e Endo (2014) e Endo e Ishimoto (2006). Estes dados eram de corpos de prova de aço S35M e SCM435 com microfuros e outros defeitos artificiais de diversos tamanhos diferentes. Nestes experimentos, os corpos de prova foram sujeitos a carregamentos combinados em fase e fora de fase. Para adaptar o modelo MWCM aos casos dos materiais com microdefeitos artificiais, o modelo proposto por Murakami (2002e) para estimar os limites de fadiga nominais (axial e em torção) do material foi utilizado para calcular as constantes κ e λ . Desta forma, a principal vantagem do modelo do Murakami, que é a facilidade de aplicá-lo, pôde ser transferida para um modelo multiaxial de fadiga, o MWCM. Neste contexto, foi mostrado que:

- É possível determinar as constantes materiais de um modelo como o MWCM sem precisar realizar testes de fadiga, como o método da escada, que são caros e demorados.
- Com o parâmetro \sqrt{area} foi possível prever o limite de fadiga sob carregamento multiaxial com precisão de aproximadamente $\pm 10\%$ em todos os casos analisados.
- As previsões para os casos de carregamentos fora de fase foram bem conservativos.

REFERÊNCIAS

- Araújo, J. A., Dantas, A. P., Castro, F. C., & Mamiya, E. N. (2011). On the characterization of the critical plane with a simple and fast alternative measure of the shear stress amplitude in multiaxial fatigue. *International Journal of Fatigue*, 1092-1100.
- ASTM International. (2010). E739-10. *Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*.
- ASTM International. (2011). E468-11. *Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials*.
- ASTM International. (2015). E466-15. *Standard Practice for Controlled Constant Amplitude Axial Tests of Metallic Materials*.
- B. Li, J. S. (2000). A Unified numerical approach for multiaxial fatigue limit evaluation. *Mechanics of Structures and Machines*, 85-103.
- Beirlant, J., Goegebeur, Y., & Teugels, J. (2004). *Statistics of Extremes - Theory and Applications*. Chichester: John Wiley & Sons, Ltd.
- Beretta, S., & Murakami, Y. (2000). SIF and threshold for small cracks at small notches under torsion. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 97-104.
- Bernasconi, A. (2001). Efficient algorithms for calculation of shear stress amplitude and amplitude of the second invariant of the stress deviator in fatigue criteria applications. 649-657.
- C. Gonçalves, J. A. (2002). A simple multiaxial fatigue criterion for metals. *Comptes Rendus - Mecanique*, 963-968.
- Callister, W. D., & Rethwisch, D. G. (2010). Fatigue. Em W. D. Callister, *Materials Science and Engineering: an Introduction 8th Edition* (pp. 255-265). John Wiley & Sons, Inc.
- Crossland, B. (1956). Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. *Proceedings of the international conference on fatigue of metals* (pp. 138-149). London: Institution of Mechanical Engineers.
- Dowling, N. E. (2013). *Mechanical Behaviour of Materials*. Pearson.
- Dowling, N. E. (2013a). Fracture of Cracked Members. Em N. E. Dowling, *Mechanical Behaviour of Materials* (pp. 336-417). Pearson Education Limited.
- Dowling, N. E. (2013b). Multiaxial Stresses. Em N. E. Dowling, *Mechanical Behaviour of Materials* (pp. 463-464). Pearson Education Limited.
- Dowling, N. E. (2013c). Fatigue Crack Growth. Em N. E. Dowling, *Mechanical Behaviour of Materials* (pp. 562-625). Pearson Education Limited.

- Dowling, N. E. (2013d). Fatigue of Materials: Introduction and Stress-Based Approach. Em N. E. Dowling, *Mechanical Behaviour of Materials* (pp. 418-482). Pearson.
- Endo, M., & Ishimoto, I. (24 de Maio de 2006). The fatigue strength of steels containing small holes under out-of-phase combined loading. *International Journal of Fatigue*, pp. 592-597.
- Fatemi, A., & Socie, D. F. (1988). A Critical Plane Approach to Multiaxial Fatigue Damage Including Out-of-Phase Loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 149-165.
- Findley, W. N. (1959). A theory for the effect of mean stress on fatigue of metals under combined torsion and axial load or bending.
- Frost, N. E. (1959). A Relation between the Critical Alternating Propagation Stress and Crack Length for Mild Steel. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 811-836.
- Gough, H. J. (1949). Engineering Steels Under Combined Cyclic and Static Stresses. *Journal of the American Society for Naval Engineers*, 649-682.
- International Council on Combustion Engines. (Outubro de 2009). IACS UR M53, Appendix IV. *Guidance for Evaluation of Fatigue Tests*.
- Kitagawa, H., & Takahashi, S. (1976). Applicability of fracture mechanics to very small cracks. *ASM Proceedings of 2nd international conference on mechanical behaviour of materials*, 62731.
- Lee, Y.-L., Pan, J., Hathaway, R., & Barkey, M. (2005). *Fatigue and Testing Analysis - Theory and Practice*. Elsevier Butterworth Heinemann.
- Lee, Y.-L., Pan, J., Hathaway, R., & Barkey, M. (2005a). Fatigue Strength Testing. Em Y.-L. Lee, J. Pan, R. Hathaway, & M. Barkey, *Fatigue Testing and Analysis* (pp. 119-129). Elsevier Butterworth Heinemann.
- Little, R. (1975). *Manual on Statistical Planning and Analysis STP 588*. Lutherville: ASTM.
- Lu, C., Meledez, J., & Martínez-Esnaola, J. M. (2018). Multiaxial fatigue criterion considering the influence of out-of-phase failure and loading condition. *International Journal of Fatigue*, 323-330.
- Matake, T. (1977). And explanation on fatigue limit under combined stress. *Bull JSME*, 20:257-63.
- MatWeb. (20 de 11 de 2018). *AISI 4140 Steel, oil quenched, 25 mm (1 in.) round [845°C (1550°F) quench, 540°C (1000°F) temper]*. Fonte: MatWeb: <http://www.matweb.com>

- McDiarmid, D. L. (1991). A general criterion for high cycle multiaxial fatigue failure. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 14:429-53.
- McEvily, A. J. (2013). IV. Casting Defects. Em A. J. McEvily, *Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention* (pp. 328-329). New Jersey: Wiley.
- McEvily, A. J., Eifler, D., & Macherauch, E. (1991). An analysis of the growth of short fatigue cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 571-584.
- Murakami, Y. (Julho de 1994). Inclusion Rating by Statistics of Extreme Values and Its Applications to Fatigue Strength Prediction and Quality Control of Materials. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, pp. Volume 99, Número 4.
- Murakami, Y. (2002). *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. Oxford: Elsevier.
- Murakami, Y. (2002a). Effect of Size and Geometry of Small Defects on the Fatigue Limit. Em Y. Murakami, *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (pp. 52-73). Oxford: Elsevier.
- Murakami, Y. (2002b). Torsional Fatigue. Em Y. Murakami, *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (pp. 264-289). Oxford: Elsevier.
- Murakami, Y. (2002c). Mechanism of Fatigue in the Absence of Defects and Inclusions. Em Y. Murakami, *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (pp. 18-27). Oxford: Elsevier.
- Murakami, Y. (2002d). Stress Concentration. Em Y. Murakami, *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (pp. 28-41). Elsevier.
- Murakami, Y. (2002e). Effect of Hardness Hv on Fatigue Limits of Materials Containing Defects, and Fatigue Limit Prediction Equations. Em Y. Murakami, *Metal Fatigue, Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions* (pp. 74-87). Elsevier.
- Murakami, Y., & Endo, M. (1983). A Geometrical Parameter for the Quantitative Estimation of the Effects of Small Defects on Fatigue Strength of Metals. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, 127-136.
- Murakami, Y., & Endo, M. (1986). Effects of hardness and crack geometries on ΔK_{th} of small cracks emanating from small defects. *The Behaviour of Short Fatigue Cracks*, 275-293.
- Murakami, Y., & Endo, M. (1986b). The Behaviour of Short Fatigue Cracks. *Mechanical Engineering Publications*, pp. 275-293.
- Murakami, Y., & Endo, M. (1994). Effects of Defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journal of Fatigue*, 163-182.

- Nadot, Y., & Billaudeau, T. (2006). Multiaxial fatigue limit criterion for defective materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 112-133.
- Papadopoulos, I. V. (1994). A new criterion of fatigue strength for out-of-phase bending and torsion of hard metals. *International Journal of Fatigue*, 377-384.
- Papadopoulos, I. V. (2001). Long life fatigue under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue*, 23:839-49.
- Schönbauer, B. M., & Yanese, K. (Junho de 2017). The influence of various types of small defects on the fatigue limit of precipitation-hardened 17-4PH stainless steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 35-49.
- Smith, K. N., Watson, P., & Topper, T. H. (1970). A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. *Journal of Materials*, 767-778.
- Susmel, L. (2009). The Modified Wöhler Curve Method in fatigue. Em L. Susmel, *Multiaxial notch fatigue: From nominal to local stress/strain quantities* (1ª ed., pp. 98-123).
- Susmel, L., & Lazzarin, P. (2002). A bi-parametric Wöhler Curve for High Cycle Multiaxial Fatigue Assesment. *Fatigue & Fracture of Engineerig Materials and Structures*, 63-78.
- Van, D. (1973). Sur la résistance à la fatigue des métaux. Em D. Van, *Sci Tech L'armement* (pp. 429-453).
- Y. Murakami, M. Endo. (1994). Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journa of Fatigue*, 163-182.
- Yamashita, Y., Murakami, T., Mihara, R., Masami, O., & Murakami, Y. (2018). Defect analysis and fatigue design basis for Ni-based superalloy 718 manufactured by selective laser melting. *International Journal of Fatigue*, 485-495.
- Yanase, K., & Endo, M. (1 de Abril de 2014). Multiaxial high cycle fatigue threshold with small defects nd cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, pp. 182-196.