



DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**INFLUÊNCIA DE MICRODEFEITOS NO LIMITE DE
FADIGA DO AÇO 1045 SUBMETIDO A CARREGAMENTO
AXIAL-TORCIONAL: EXPERIMENTOS E MODELAGEM**

ROBERTO AZEVEDO DA COSTA

Brasília, 03 de março de 2021

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

**INFLUÊNCIA DE MICRODEFEITOS NO LIMITE DE
FADIGA DO AÇO 1045 SUBMETIDO A
CARREGAMENTO AXIAL-TORCIONAL:
EXPERIMENTOS E MODELAGEM**

ROBERTO AZEVEDO DA COSTA

DISSERTAÇÃO DE Mestrado submetida ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Tecnologia da Universidade de Brasília, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências Mecânicas.

APROVADA POR:

Prof. Fábio Comes de Castro, D.Sc. (ENM/UnB)
(Orientador)

Prof. Edgar Nobuo Mamiya, D.Sc. (ENM/UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Francisco Evangelista Júnior, D.Sc. (ENC/UnB)
(Examinador Externo)

Brasília/DF, 03 de março de 2021.

FICHA CATALOGRÁFICA

COSTA, ROBERTO AZEVEDO DA

Influência de microdefeitos no limite de fadiga do aço 1045 submetido a carregamento axial-torcional: Experimentos e modelagem

[Distrito Federal] 2021.

xi, 42 p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2021)

Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília.

Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Limite de Fadiga

2. Microdefeitos

3. Aço 1045

4. Modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$

I. ENM/FT/UnB

II. ENM.DM-___/2021

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

COSTA, R. A., (2021) Influência de microdefeitos no limite de fadiga do aço 1045 submetido a carregamento axial-torcional: Experimentos e modelagem. Dissertação de mestrado, Publicação ENM.DM-___/2021, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 42 p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Roberto Azevedo da Costa.

TÍTULO: Influência de microdefeitos no limite de fadiga do aço 1045 submetido a carregamento axial-torcional: Experimentos e modelagem.

GRAU: Mestre

ANO: 2021

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Roberto Azevedo da Costa
E-mail: robertoac.enm@gmail.com

Agradecimentos

Em primeiro lugar, agradeço aos meus irmãos o apoio e, principalmente, aos meus pais, Gicelda da Costa e Carlos da Costa, todo o esforço e a assistência para que eu chegasse até aqui. Além disso, sou grato ao meu pai pela influência por meio de diálogos e ensinamentos sobre diversos temas ligados à engenharia. Agradeço à minha namorada, Julyete Louly, que me acompanha e auxilia nesta jornada, desde a graduação, com muita paciência e compreensão. Sou grato ao meu grande avô, Geraldo de Azevedo, que, em vida, sempre me ensinou e aconselhou sobre inúmeros assuntos, dentre eles, os que despertaram em mim a admiração pela mecânica.

Quero agradecer ao meu orientador, D.Sc. Fábio Castro, a dedicação e imensa contribuição dada durante meus estudos. Agradeço aos professores Lucival Malcher, Taygoara de Oliveira, José Alexander Araújo, Cosme da Silva e a todos os outros professores que, de alguma forma, me auxiliaram durante esse período de aprendizagem. Agradeço à equipe de servidores do prédio SG9 e do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília por todos os serviços prestados.

Por fim, gostaria de agradecer aos colegas de estudo e pesquisa Cainã Bemfica, Artur Dias, Vinicius Rodrigues, Lucas Carneiro, Vitor Caixeta, Ian Matos, Daniel Oliveira e a todos os outros alunos pelas conversas e conselhos.

Resumo

Este trabalho investigou a influência de microdefeitos no limite de fadiga do aço SAE 1045. Ensaio de fadiga controlados por força/torque foram realizados em corpos de prova contendo um microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$. As trajetórias de carregamento estudadas foram: axial, torcional, em fase e -180° fora de fase, totalmente alternado ou com a presença de tensão média. Em todos os ensaios conduzidos com amplitude de carregamento no limite de fadiga ou logo acima, as orientações das trincas surgidas nas vizinhanças dos microdefeitos foram medidas. Um critério de fadiga baseado no conceito de plano crítico, desenvolvido na Universidade de Brasília, foi avaliado utilizando os novos dados experimentais do aço 1045. As previsões para os testes com tensão média demonstraram que o desempenho do critério para microdefeitos é comparável ao obtido pelos modelos desenvolvidos para metais sem defeitos. As diferenças entre os limites de fadiga previstos e observados ficaram entre -8% e -1% , com exceção do ensaio axial-torcional com defasagem de -180° , cuja diferença foi de -20% . A boa concordância entre os ângulos previstos e observados das trincas sugere que o modo de falha por fadiga do aço 1045 contendo microdefeitos é governado, predominantemente, pelas tensões normais (Modo I de falha).

Abstract

The influence of small defects on the fatigue limit of SAE 1045 steel is investigated in this work. Force/torque controlled fatigue tests were carried out on specimens containing a cylindrical small defect with $\sqrt{\text{area}} = 400 \mu\text{m}$. The loading conditions used in the tests were: axial, torsional, in-phase, -180° out-of-phase, fully-reversed and with mean stress. In all tests conducted with loading amplitude at or just above the fatigue limit, the cracks orientations in the vicinity of the small defects were measured. A critical plane fatigue criterion, developed at the University of Brasilia, was evaluated using the new experimental data of 1045 steel. The predictions for the tests with mean stress demonstrated that the criterion performance for small defects is comparable to that obtained by the models developed for metals without defects. The difference between the predicted and observed fatigue limits were between -8% and -1% with the exception of the -180° out-of-phase axial-torsional test, whose difference was -20% . The overall good agreement between predicted and observed crack angles suggests that the cracking behavior of 1045 steel containing a small defect is predominantly governed by normal stresses (Mode I failure).

Sumário

1	Introdução	1
1.1	Motivação	1
1.2	Objetivos	5
2	Revisão da literatura	6
2.1	Visão geral sobre critérios de fadiga para metais com microdefeitos	6
2.2	Modelo de Murakami e Endo baseado no parâmetro $\sqrt{\text{área}}$	11
2.2.1	Efeito da tensão média	15
2.3	Critério de plano crítico de Castro	17
3	Experimentos de fadiga	23
4	Resultados e discussões	28
4.1	Trincas por fadiga observadas nos microdefeitos	28
4.2	Predição do limite de fadiga	31
4.3	Predição das direções das trincas	33
5	Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	36
5.1	Conclusões	36
5.2	Sugestões para trabalhos futuros	36
	Referências	38

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Microporo presente na liga de alumínio Al-Si. Figura adaptada de Aigner <i>et al.</i> (2018).	1
Figura 1.2 – Limites de fadiga em função da $\sqrt{\text{área}}$ para o aço recozido com: (a) 0,13% de carbono, (b) 0,46% de carbono. Figura adaptada de Murakami e Endo (1983).	2
Figura 1.3 – Exemplos de componentes avaliados usando abordagens baseadas na tolerância à presença de microdefeitos: (a) cubo do rotor de cauda de helicóptero (Giglio <i>et al.</i> , 2010), (b) braço de suspensão automotiva (Nadot e Denier, 2004).	3
Figura 2.1 – Área projetada do microdefeito no plano perpendicular à máxima tensão principal. Figura adaptada de Murakami e Endo (1994).	6
Figura 2.2 – (a) Variação no tempo das tensões axial e torcional, (b) representação do sistema de coordenadas $\xi - \eta$. Figura adaptada de Endo e Ishimoto (2007).	8
Figura 2.3 – Ilustração do conceito de trinca equivalente ao microdefeito. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).	12
Figura 2.4 – Relação entre o fator intensidade de tensão máximo e a $\sqrt{\text{área}}$ para trincas na superfície. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).	13
Figura 2.5 – Relação entre o $\Delta K_{th}/(H_v + 120)$ e a $\sqrt{\text{área}}$. As letras correspondem aos materiais listados na Tabela 2.2. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).	14
Figura 2.6 – Influência da razão de tensão R no limite de fadiga de metais. Figura adaptada de Murakami (2002).	16
Figura 2.7 – (a) Volume material contendo um microdefeito, (b) definição do sistema de coordenadas $x' - y' - z'$ orientado por θ . Figura adaptada de Dias (2020).	18
Figura 2.8 – Valores observados e previstos dos parâmetros de fadiga calculados com a constante m obtida pela Eq. (2.18): (a) aço S10C, (b) aço Maraging.	20

Figura 2.9 – Efeito das tensões biaxiais para um volume de material com um microdefeito. Figura adaptada de Dias (2020).....	21
Figura 2.10 – Ilustração do volume material contendo um microdefeito assimétrico no qual a área projetada varia conforme a mudança na orientação dos planos.	22
Figura 3.1 – Curva tensão-deformação monotônica do aço 1045.....	23
Figura 3.2 – Dimensões do corpo de prova em mm.	24
Figura 3.3 – Micrografia do defeito.....	24
Figura 3.4 – Trajetórias dos carregamentos usados nos ensaios de fadiga.....	25
Figura 4.1 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial totalmente alternado: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = 180$ MPa, (b) trincas não propagantes observadas no ensaio com $\sigma_a = 160$ MPa.	28
Figura 4.2 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial com tensão média: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = 150$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = 130$ MPa.	29
Figura 4.3 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento torcional totalmente alternado: (a) falha observada no ensaio com $\tau_a = 160$ MPa, (b) trincas não propagantes observadas no ensaio com $\tau_a = 140$ MPa.....	30
Figura 4.4 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento torcional com tensão média: (a) falha observada no ensaio com $\tau_a = 140$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\tau_a = 120$ MPa.....	30
Figura 4.5 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial-torcional em fase: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 100$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 80$ MPa.....	31

Figura 4.6 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial-torcional fora de fase em -180° : (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 100$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 80$ MPa.	31
Figura 4.7 – Comparação entre as previsões do critério e os limites de fadiga do aço 1045 (ver Tabela 4.1) baseada no índice de desempenho I	33
Figura 4.8 – Ângulos observados nas trincas e o parâmetro de fadiga para as trajetórias de carregamentos: (a) axial, (b) torcional.	34
Figura 4.9 – Ângulos observados nas trincas e o parâmetro de fadiga para as trajetórias de carregamentos: (a) em fase, (b) com defasagem de -180°	35

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Dados de limites de fadiga da literatura usados para avaliar o critério de Castro.	10
Tabela 2.2 – Materiais avaliados na Figura 2.5. Tabela adaptada de Murakami e Endo (1986).	14
Tabela 2.3 – Resultados experimentais usados para a obtenção da Eq. (2.18). Tabela adaptada de Murakami (2002).	20
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do aço 1045.	23
Tabela 3.2 – Ensaio de fadiga para o aço 1045 contendo microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}}$ = 400 μm	26
Tabela 3.3 – Limites de fadiga e frequências de carregamento do aço SAE 1045.	27
Tabela 4.1 – Limites de fadiga e valores dos índices para o aço 1045.	32

Lista de Símbolos

$\sqrt{\text{área}}$	Raiz quadrada da área obtida pela projeção do microdefeito no plano perpendicular à direção da máxima tensão principal
c	Comprimento da trinca
F_{η}	Fator geométrico de correção para K com tensão na direção η
F_{ξ}	Fator geométrico de correção para K com tensão na direção ξ
FP	Parâmetro de fadiga
H_v	Dureza Vickers
K	Fator intensidade de tensão
k	Constante de sensibilidade às tensões biaxiais
m	Constante da relação de Walker
R	Razão de tensões
t	Tempo
x'	Direção x' do sistema de coordenadas localizado na superfície livre do componente
y'	Direção y' do sistema de coordenadas localizado na superfície livre do componente
z'	Direção z' do sistema de coordenadas localizado na superfície livre do componente
α	Constante do material para o modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ envolvendo tensão média
ΔK	Variação do fator intensidade de tensão
ΔK_{th}	Limiar da variação do fator intensidade de tensão
$\Delta\sigma_0$	Variação da tensão remota aplicada à trinca superficial
η	Direção η do sistema de coordenadas localizado na superfície livre do componente
θ	Orientação da trinca superficial
ξ	Direção ξ do sistema de coordenadas localizado na superfície livre do componente

Σ	Combinação linear das tensões normais no critério de Endo e Ishimoto (2007)
Σ_a	Amplitude da combinação linear Σ
Σ_m	Tensão média no critério de Endo e Ishimoto (2007)
σ	Tensão normal
$\bar{\sigma}$	Combinação linear das tensões normais no critério de Castro
σ_0	Tensão remota aplicada à trinca superficial
σ_1	Amplitude da tensão principal máxima
σ_2	Amplitude da tensão principal mínima
σ_a	Amplitude da tensão normal
σ_m	Tensão média
$\sigma_{\text{máx}}$	Máxima tensão normal em um ciclo de carregamento
$\sigma_{\text{mín}}$	Mínima tensão normal em um ciclo de carregamento
$\sigma_{x'}$	Tensão normal na direção x'
$\sigma_{y'}$	Tensão normal na direção y'
σ_w	Limite de fadiga uniaxial de um material contendo um microdefeito
$\sigma_{w'}$	Limite de fadiga associado com a projeção do microdefeito no plano perpendicular à direção x'
σ_η	Tensão normal na direção η
σ_ξ	Tensão normal na direção ξ
τ	Tensão de cisalhamento
τ_a	Amplitude da tensão de cisalhamento
τ_w	Limite de fadiga torcional de um material contendo um microdefeito
φ	Ângulo de fase entre as histórias de tensão axial e cisalhante
ω	Frequência angular
$\langle \rangle$	Colchetes de Macaulay

1 Introdução

1.1 Motivação

A presença de microdefeitos, tais como ranhuras, inclusões indesejadas, precipitados ou inhomogeneidades, em elementos estruturais usados na engenharia é inevitável. Normalmente, esses microdefeitos são oriundos do processo de fabricação e/ou do manuseio do componente, devido à existência de defeitos inerentes à microestrutura do material (*e.g.*, inclusões e precipitados) ou podem originar-se pela ação do ambiente (*e.g.*, um meio corrosivo) na superfície do corpo. A Figura 1.1 ilustra um exemplo de microdefeito em uma liga de alumínio Al-Si, comumente usada na produção de componentes fundidos para motores automotivos. A micrografia mostra um dos microporos presentes em diferentes partes da peça, dependendo das condições locais de resfriamento (Aigner *et al.*, 2018). Por isso, o desenvolvimento de métodos para a previsão do comportamento à fadiga na presença de microdefeitos é fundamental para a engenharia.

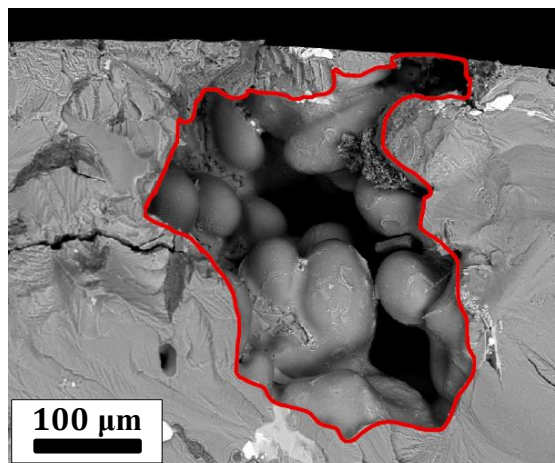


Figura 1.1 – Microporo presente na liga de alumínio Al-Si. Figura adaptada de Aigner *et al.* (2018).

Observações experimentais conduzidas nas últimas décadas têm mostrado que os microdefeitos reduzem a resistência à fadiga de materiais metálicos (Murakami e Nemat-Nasser, 1983; Murakami e Endo, 1986; Murakami e Endo, 1994; Murakami, 2019). Por exemplo, as

Figuras 1.2a e 1.2b mostram os resultados obtidos por Murakami e Endo (1983) em ensaios de flexão rotativa nos corpos de prova com um microdefeito artificial de diâmetro d e profundidade h perfurado na superfície. Dois aços recozidos com 0,13% (S10C) e 0,46% (S45C) de carbono foram utilizados. O limite de fadiga σ_w é mostrado em função da $\sqrt{\text{área}}$, parâmetro geométrico definido como a raiz quadrada da área projetada do microdefeito no plano perpendicular à máxima tensão principal e que será discutido em detalhes na Seção 2. Note que, os limites de fadiga sem a presença do microdefeito, σ_{w0} , são iguais a 181 MPa e 240 MPa para os aços S10C e S45C, respectivamente. Entretanto, quando um microdefeito com $\sqrt{\text{área}} \cong 590 \mu\text{m}$ foi inserido na superfície, esses limites de fadiga se reduziram para 118 MPa e 147 MPa, respectivamente.

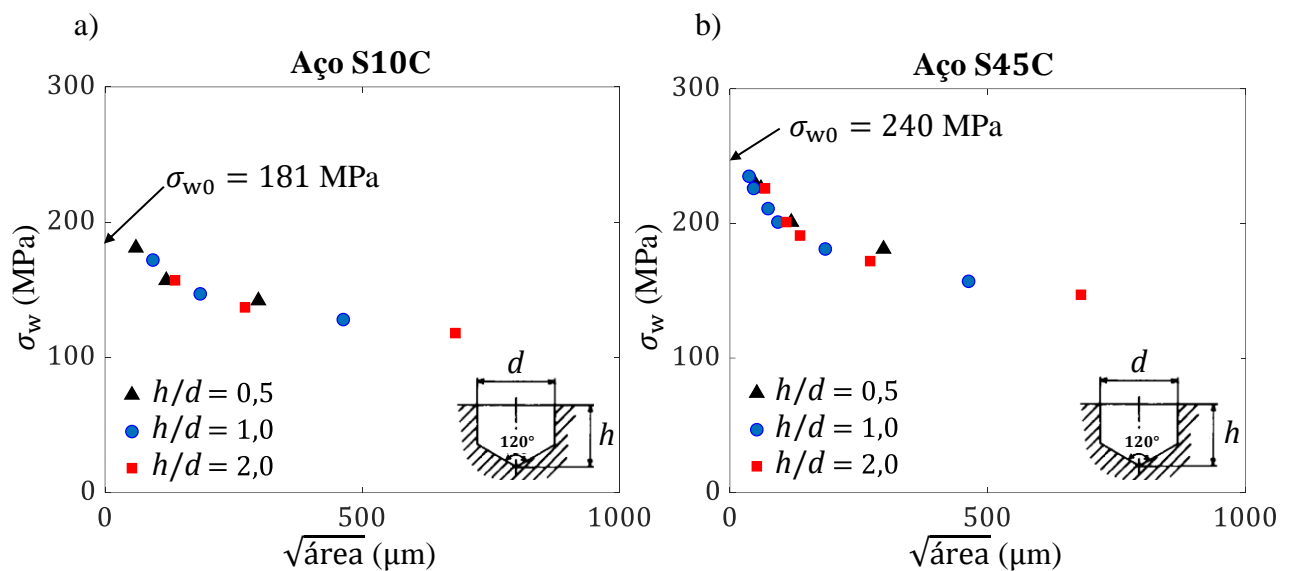


Figura 1.2 – Limites de fadiga em função da $\sqrt{\text{área}}$ para o aço recozido com: (a) 0,13% de carbono, (b) 0,46% de carbono. Figura adaptada de Murakami e Endo (1983).

Estudos (Beretta *et al.*, 1997; Beretta *et al.*, 2006) propuseram metodologias de projeto à fadiga baseadas na tolerância à presença de microdefeitos. O objetivo foi prever qual o tamanho máximo de um microdefeito não detectável para que as trincas nucleadas nas bordas do mesmo não se propaguem até a falha da estrutura. Giglio *et al.* (2010) aplicaram essa metodologia no cubo do rotor de cauda de um helicóptero (Fig. 1.3a), fabricado em liga de titânio Ti-6Al-4V, e estimaram

o raio máximo de um microdefeito superficial semicircular que poderia permanecer não detectável sem causar a falha catastrófica da aeronave. Nadot e Denier (2004) investigaram o tamanho máximo admissível de defeitos de fundição superficiais, como porosidades ou impurezas, no comportamento à fadiga multiaxial de braços de suspensão automotiva (Fig. 1.3b) fabricados em ferro fundido nodular.

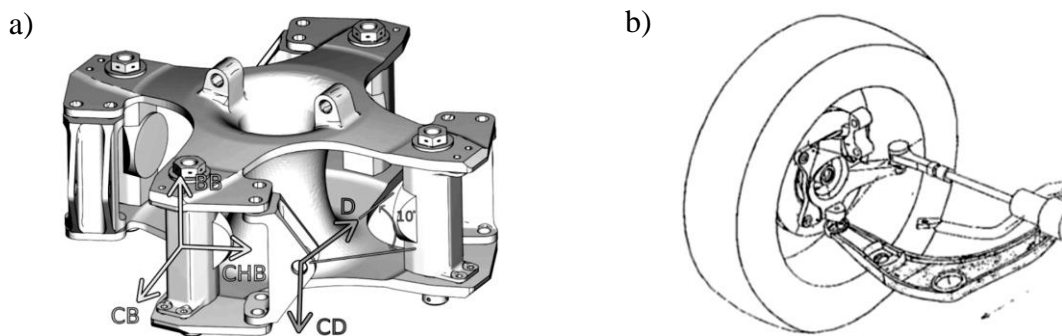


Figura 1.3 – Exemplos de componentes avaliados usando abordagens baseadas na tolerância à presença de microdefeitos: (a) cubo do rotor de cauda de helicóptero (Giglio *et al.*, 2010), (b) braço de suspensão automotiva (Nadot e Denier, 2004).

Muitos estudos propuseram modelos para a predição do limite de fadiga de materiais contendo microdefeitos sob carregamentos uniaxiais ou multiaxiais (Murakami e Endo, 1986; Murakami e Endo, 1994; Endo, 1999; Endo e Ishimoto, 2006; Endo e Ishimoto, 2007; Endo e Yanase, 2014; Nadot e Billaudeau, 2006; Groza *et al.*, 2018; Karolczuk *et al.*, 2008; Murakami, 2019). Entretanto, apesar dos avanços significativos nos métodos de predição da resistência à fadiga de metais com microdefeitos, inúmeras questões permanecem em aberto. Por exemplo: como definir o limite de fadiga para histórias de carregamentos não-proporcionais nas quais as direções principais variam; qual o domínio de uso da abordagem de Murakami e Endo em relação ao tamanho e forma dos microdefeitos; como estender a abordagem de Murakami e Endo para predição de vida à fadiga de microdefeitos sob carregamento multiaxial não-proporcional.

Castro desenvolveu um critério de plano crítico para o limite de fadiga multiaxial de metais contendo microdefeitos (Castro *et al.*, 2019; Dias, 2020). Esse critério considera que a área da

projeção do microdefeito em cada plano material pode variar. Devido a essa característica, o critério pode ser aplicado em microdefeitos com geometrias quaisquer e submetidos a carregamentos cujas direções principais variam com o tempo. Além disso, utiliza uma versão multiaxial da relação de Walker (Walker, 1970; Dowling *et al.*, 2009) para quantificar os efeitos da tensão média na resistência à fadiga. O critério foi avaliado usando dados da literatura de ensaios axiais-torcionais combinados, em fase ou fora de fase, de aços e ferros fundidos contendo microdefeitos cilíndricos, hemisféricos, hemielipsoidais ou na forma de ranhuras (Endo, 1999; Endo e Ishimoto, 2006; Endo e Yanase, 2014; Lorenzino *et al.*, 2015; Billaudeau, 2002; Billaudeau *et al.*, 2004; Nadot e Billaudeau, 2006; Karolczuk, 2008). As orientações das trincas e os limites de fadiga observados e previstos apresentaram boa concordância.

Dias (2020) avaliou o critério de Castro usando dados experimentais do aço inoxidável 304L. Microdefeitos cilíndricos foram introduzidos na superfície dos corpos de prova para a realização dos ensaios de fadiga. As condições de carregamento investigadas foram: axial, torcional, em fase, 90° fora de fase e trajetória quadrada no plano σ vs. τ , todas sem a presença da tensão média. O critério conseguiu prever, de forma satisfatória, tanto as direções de propagação das trincas quanto os limites de fadiga, que apresentaram diferenças de -2% até 3% entre os valores previstos e observados.

Os bons resultados obtidos com o critério de Castro motivam a sua avaliação em condições de carregamentos diferentes daquelas consideradas até agora. Assim, este trabalho irá avaliar o critério considerando novos dados experimentais do aço SAE 1045 contendo um microdefeito cilíndrico artificial com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$. Ensaios de fadiga foram conduzidos sob carregamentos axiais-torcionais em fase ou fora de fase, com ou sem tensão média. Deve-se ressaltar que não foram encontrados dados experimentais na literatura sobre a influência no limite de fadiga de microdefeitos submetidos a carregamentos multiaxiais com tensão média.

1.2 Objetivos

Os objetivos gerais deste estudo são investigar a influência de um microdefeito cilíndrico no limite de fadiga axial-torcional do aço SAE 1045 e avaliar as previsões do critério de fadiga de Castro com base nos resultados experimentais obtidos. Os objetivos específicos são:

- (1) Conduzir ensaios de fadiga controlados por força/torque em corpos de prova cilíndricos feitos em aço 1045 contendo um microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$. As trajetórias de carregamento utilizadas são: axial, torcional, em fase e fora de fase em -180° , totalmente alternado ou com tensão média.
- (2) Identificar o comportamento das trincas por fadiga no aço 1045 medindo as orientações das mesmas nas vizinhanças dos microdefeitos.
- (3) Avaliar o critério de fadiga de Castro usando os limites de fadiga e as orientações das trincas observadas no aço 1045 com microdefeito.

2 Revisão da literatura

2.1 Visão geral sobre critérios de fadiga para metais com microdefeitos

Desde a década de 1950, métodos para prever a influência dos microdefeitos no limite de fadiga uniaxial de metais têm sido propostos. Murakami e Endo (1994) revisaram esses métodos e concluíram que o modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$, desenvolvido por Murakami e colaboradores (Murakami e Nemat-Nasser, 1983; Murakami e Endo, 1986), era vantajoso em relação aos demais. A fórmula desenvolvida por Murakami e colaboradores, cuja formulação será detalhada na Seção 2.2, possui a seguinte forma:

$$\sigma_w = \frac{1,43(H_v + 120)}{(\sqrt{\text{área}})^{\frac{1}{6}}} \quad (2.1)$$

na qual, σ_w é o limite de fadiga uniaxial, H_v é a dureza Vickers do material e $\sqrt{\text{área}}$ é a raiz quadrada da área projetada do microdefeito no plano perpendicular à máxima tensão principal (Fig. 2.1). Note que, nesse modelo, o limite de fadiga σ_w só depende da dureza Vickers do material H_v e da raiz quadrada da área projetada do microdefeito $\sqrt{\text{área}}$. Portanto, não necessita de dados de limite de fadiga que requerem longos ensaios para a sua determinação.

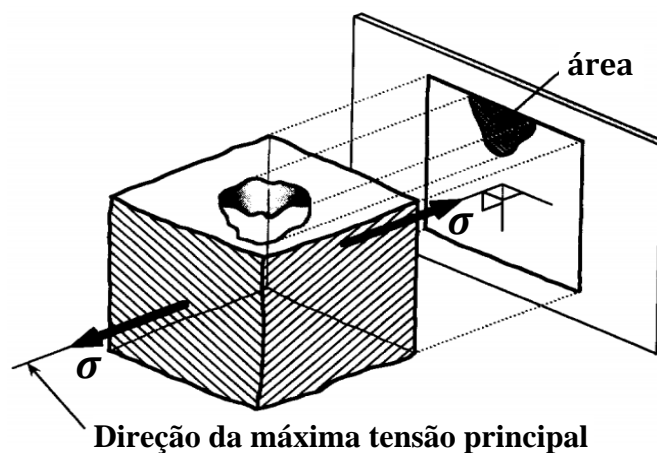


Figura 2.1 – Área projetada do microdefeito no plano perpendicular à máxima tensão principal. Figura adaptada de Murakami e Endo (1994).

A aplicação do modelo em muitos materiais metálicos, como aço carbono, latão e ferro fundido, se mostrou promissora, com erros de previsão menores que 10%, na maioria dos casos (Murakami, 2019). Entretanto, os modelos uniaxiais são limitados pelo fato dos componentes mecânicos, geralmente, serem submetidos à fadiga multiaxial sob condições de serviço com carregamentos não-proporcionais e de amplitudes variáveis (Beretta *et al.*, 1997; Nadot e Denier, 2004; Giglio *et al.*, 2010). Por isso, Endo e colaboradores têm tentado expandir o modelo uniaxial para carregamentos multiaxiais, conforme será resumido a seguir.

Endo (1999) estendeu o modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ para condições multiaxiais de carregamento, desenvolvendo um critério de fadiga que combina as amplitudes máximas e mínimas das tensões principais, σ_1 e σ_2 , e inclui a constante k de sensibilidade às tensões biaxiais:

$$\sigma_1 + k\sigma_2 = \sigma_w \quad (2.2)$$

Esse modelo foi avaliado usando dados de ensaios axiais-torcionais em fase dos: aço Cr-Mo JIS SCM435, aço carbono JIS S35C e latão de alta resistência contendo microfuros artificiais e dois ferros fundidos dúcteis JIS FCD400 e FCD700, com nódulos de grafite como microdefeitos inerentes. As previsões ficaram muito próximas dos resultados experimentais. Posteriormente, o modelo evoluiu para incluir o efeito do ângulo de fase entre as tensões axiais e cisalhantes considerando a máxima combinação entre as amplitudes das tensões principais σ_1 e σ_2 (Endo e Ishimoto, 2006), conforme a equação

$$(\sigma_1 + k\sigma_2)_{\text{máx}} = \sigma_w \quad (2.3)$$

Os aços JIS SCM435 e JIS S35C com um microfuro na superfície foram, novamente, utilizados em ensaios axiais-torcionais combinados. Uma boa aproximação entre os resultados experimentais e as previsões foi obtida para carregamentos em fase e fora de fase.

Endo e Ishimoto (2007) propuseram um critério que incluiu os efeitos da tensão média no

limite de fadiga de materiais com microdefeitos submetidos a carregamentos combinados. A elaboração do critério considera o sistema de coordenadas $x - y$ na superfície do material em que o eixo x coincide com o eixo do corpo de prova (Fig. 2.2a). Outro sistema de coordenadas $\xi - \eta$ assume que o plano contendo a trinca surgida no microdefeito coincide com o eixo η e o eixo ξ forma um ângulo θ , no sentido anti-horário, a partir do eixo x (Fig. 2.2b). As tensões normais σ_ξ e σ_η atuam nas direções normal e paralela ao plano da trinca, respectivamente, e determinam o fator intensidade de tensão K_{biaxial} , no Modo I de falha, para uma trinca sob carregamento biaxial, conforme a equação

$$K_{\text{biaxial}} = F_\xi \sigma_\xi \sqrt{\pi c} + F_\eta \sigma_\eta \sqrt{\pi c} = F_\xi \Sigma \sqrt{\pi c} \quad (2.4)$$

na qual c é o comprimento da trinca, F_ξ e F_η são fatores geométricos de correção, Σ é a combinação $\sigma_\xi + k\sigma_\eta$ e $k = F_\eta/F_\xi = -0,18$, conforme relatado por Beretta e Murakami (2000).

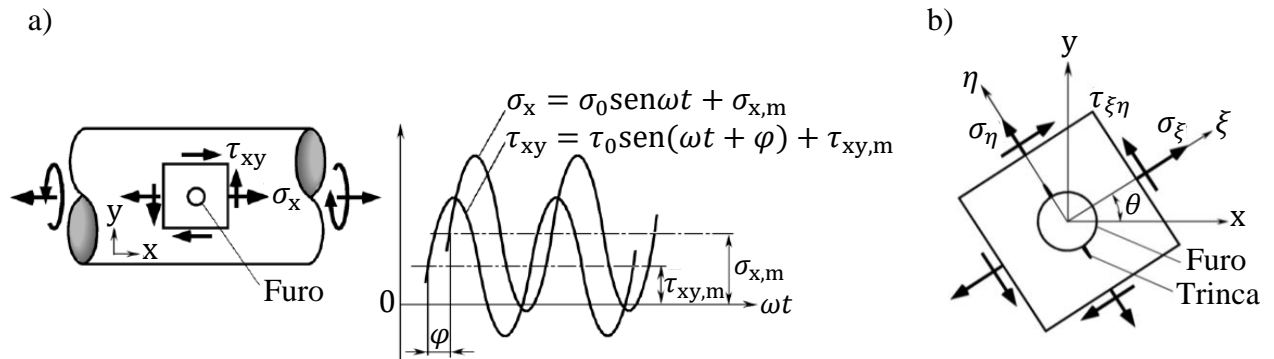


Figura 2.2 – (a) Variação no tempo das tensões axial e torcional, (b) representação do sistema de coordenadas $\xi - \eta$. Figura adaptada de Endo e Ishimoto (2007).

A variação de Σ no tempo, calculada pelas equações de transformação de tensões no plano, tem comportamento senoidal, com amplitude Σ_a e valor médio Σ_m , como mostrado na expressão

$$\Sigma = \Sigma_a \sin(\omega t + \varphi) + \Sigma_m \quad (2.5)$$

Consequentemente, o K_{biaxial} , definido na Eq. (2.4), também tem comportamento senoidal dado por

$$K_{\text{biaxial}} = F_{\xi} \sqrt{\pi c} [\Sigma_a \text{sen}(\omega t + \varphi) + \Sigma_m] \quad (2.6)$$

Para um corpo de prova submetido ao carregamento cíclico uniaxial com uma dada tensão média, o valor do fator intensidade de tensão em uma trinca surgida a partir do microdefeito, no limite de fadiga, é expresso por

$$K_{\text{uniaxial}} = F_{\xi} \sqrt{\pi c} [\sigma_w \text{sen}(\omega t + \varphi) + \sigma_m] \quad (2.7)$$

em que σ_w é o limite de fadiga uniaxial e σ_m é a tensão média. Quando o valor do K , variando sob carregamento biaxial, coincide com o do K uniaxial, assume-se que o mesmo fenômeno ocorrerá à frente da trinca, então, igualando as Eqs. (2.6) e (2.7), o critério que relaciona o limite de fadiga biaxial com o uniaxial pode ser expresso pela relação

$$\Sigma_a = \sigma_w \quad \text{e} \quad \Sigma_m = \sigma_m \quad (2.8)$$

Ele foi inicialmente baseado nas considerações da Mecânica da Fratura, mas, na sua forma final, não depende do comprimento da trinca e apresenta apenas tensões como variáveis. Cabe ressaltar que esse critério inclui os apresentados por Endo (1999) e Endo e Ishimoto (2006), conforme mostrados nas Eqs. (2.2) e (2.3).

Abordagens alternativas ao parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ de Murakami e Endo têm sido desenvolvidas. Por exemplo, os critérios clássicos de fadiga multiaxial foram modificados pela introdução de um termo de correção no gradiente de tensão (Nadot e Billaudeau, 2006; Groza *et al.*, 2018) ou pela média das tensões em áreas críticas (Karolczuk *et al.*, 2008). Nesses estudos, os autores argumentaram a favor da realização de uma análise elastoplástica tridimensional para obter a distribuição de tensões em torno do defeito. Então, os resultados foram utilizados como dados de entrada para um critério de fadiga não local. No trabalho de Nadot e Billaudeau (2006), os erros de previsão foram menores que 15% na maioria dos ensaios axiais-torcionais conduzidos com três

tipos de microdefeitos. Comparando esse critério ao modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$, a simplicidade e as boas previsões desse último são atraentes do ponto de vista da engenharia.

Motivado pelo modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ de Murakami e Endo (1986), Castro desenvolveu um critério de plano crítico para o limite de fadiga de metais com microdefeitos (Castro *et al.*, 2019; Dias, 2020). O conceito de resistência à fadiga dependente do plano de corte foi introduzido para permitir a análise de microdefeitos com geometrias quaisquer. Castro avaliou o critério usando dados de limites de fadiga da literatura, mostrados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Dados de limites de fadiga da literatura usados para avaliar o critério de Castro.

Material	Microdefeito	Carregamento	R	Referência
Aço S35C	Cilíndrico	Uniaxial e Combinado em fase ou fora de fase	-1	Endo (1999); Endo e Ishimoto (2006)
Aço SMC 435	Cilíndrico	Uniaxial e Combinado em fase ou fora de fase	-1	Endo e Ishimoto (2006)
Aços JIS S15C e JIS-S45C	Ranhura Semielíptica	Uniaxial	-1	Lorenzino <i>et al.</i> (2015)
Ferro fundido FCD 400	Nódulo de grafite	Uniaxial e Combinado em fase ou fora de fase	-1	Endo e Yanase (2014)
Aço C36	Hemisférico e Hemielipsoidal	Uniaxial e Combinado em fase	-1; 0,1; -0,5	Billaudeau (2002); Nadot e Billaudeau (2006); Karolczuk (2008)

Castro utilizou os resultados produzidos por Endo e colaboradores para o aço Cr-Mo JIS SCM435 e o aço carbono JIS S35C, contendo microdefeitos na superfície, e para o ferro fundido JIS FCD400 com nódulos de grafite inerentes à microestrutura (Endo, 1999; Endo e Ishimoto, 2006; Endo e Yanase, 2014). Os limites de fadiga previstos e observados apresentaram uma boa correlação. Para avaliar os efeitos da orientação do microdefeito no limite de fadiga, o critério foi aplicado aos dados produzidos por Lorenzino *et al.* (2015) em aços de baixo e médio carbono JIS-S15C e JIS-S45C contendo pequenas ranhuras inclinadas sob tensão-compressão totalmente

alternada. As previsões dos planos críticos e dos limites de fadiga também estavam de acordo com as observações experimentais. Por fim, o critério foi testado com os dados do aço C36 obtidos por Nadot e Billaudeau (Billaudeau, 2002; Billaudeau *et al.*, 2004; Nadot e Billaudeau, 2006; Karolczuk, 2008). Microdefeitos hemisféricos e hemielipsoidais com diferentes orientações, submetidos a carregamentos axiais-torcionais (com e sem tensão média), foram avaliados. As diferenças entre os limites de fadiga previstos e observados ficaram dentro da faixa de -12% até 12% , com exceção de um teste axial com microdefeito hemielipsoidal, no qual a diferença foi de 19% .

Dias (2020) avaliou o critério de Castro utilizando os dados experimentais de fadiga do aço inoxidável 304L. Corpos de prova contendo microdefeitos cilíndricos com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$ foram submetidos a carregamentos axial, torcional, em fase, 90° fora de fase e com trajetória quadrada no plano σ vs. τ , todos sem a presença da tensão média. As previsões das direções de propagação das trincas apresentaram boa correlação com os valores observados. As diferenças entre os limites de fadiga experimentais e os previstos pelo critério ficaram entre -2% e 3% .

A seguir, o modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$, desenvolvido por Murakami e Endo (1986) para condições de carregamento uniaxial, é resumido. Posteriormente, são apresentados os efeitos da tensão média no limite de fadiga de metais com microdefeitos obtidos da literatura. Por último, tomando o modelo de Murakami e Endo como ponto de partida, o critério de fadiga de Castro é descrito.

2.2 Modelo de Murakami e Endo baseado no parâmetro $\sqrt{\text{área}}$

Esta Seção apresenta, de forma concisa, o modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ proposto por Murakami e Endo (1986) para condições de carregamento uniaxiais. Na Seção 2.3, esse modelo servirá como base em um critério de fadiga multiaxial para metais contendo microdefeitos.

Murakami e Endo desenvolveram um modelo baseado em conceitos da Teoria da Mecânica

da Fratura para estimar os efeitos de microdefeitos no limite de fadiga de metais (Murakami e Nemat-Nasser, 1983; Murakami e Endo, 1983; Murakami e Endo, 1986; Murakami, 2012; Murakami, 2019). O modelo foi avaliado a partir dos dados experimentais de fadiga do ferro fundido, latão e de alguns aços de baixo e médio carbono. As observações indicaram a existência de trincas não propagantes nas bordas dos microdefeitos quando atingido o limite de fadiga. Assim, o limite de fadiga de um material contendo um microdefeito deve ser associado à condição limiar para a não propagação de uma trinca iniciada na vizinhança do microdefeito e não para o surgimento dela. Em termos matemáticos, esta condição pode ser expressa como

$$\Delta K = \Delta K_{th} \quad (2.9)$$

em que ΔK é a variação do fator intensidade de tensão e ΔK_{th} é o valor limiar da variação do fator intensidade de tensão. A seguir, são apresentadas as fórmulas desenvolvidas por Murakami e Endo para calcular o ΔK e o ΔK_{th} de microdefeitos.

Na avaliação do fator intensidade de tensão em microdefeitos tridimensionais na superfície, Murakami e Endo consideraram que o domínio (área) ocupado pela projeção do microdefeito no plano perpendicular à máxima tensão principal poderia ser considerado como o de uma trinca equivalente (Fig. 2.3). Assim, o ΔK seria determinado a partir dessa trinca.

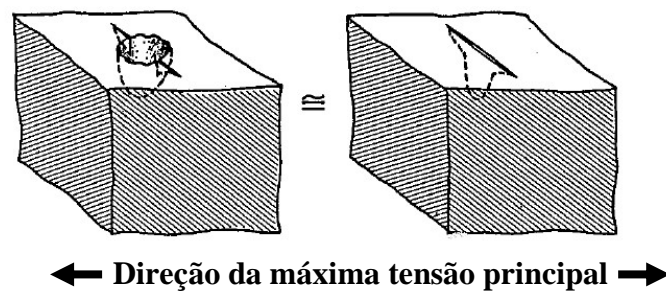


Figura 2.3 – Ilustração do conceito de trinca equivalente ao microdefeito. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).

Além disso, o valor máximo do fator intensidade de tensão à frente de várias trincas na superfície, com geometrias retangulares, triangulares, semicirculares e semielípticas, foi determinado por

análise numérica elástica tridimensional e correlacionado com a área projetada (Fig. 2.4), conforme a equação

$$K = 0,65\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{\text{área}}} \quad (2.10)$$

sendo K o fator intensidade de tensão máxima à frente da trinca, σ_0 é a tensão remota aplicada à trinca superficial e $\sqrt{\text{área}}$ é a raiz quadrada da área projetada da trinca. Da Eq. (2.10), a variação do fator intensidade de tensão sob carregamento totalmente alternado pode ser escrita como

$$\Delta K = 0,65\Delta\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{\text{área}}} \quad (2.11)$$

na qual $\Delta\sigma_0$ é a variação da tensão remota aplicada ao microdefeito.

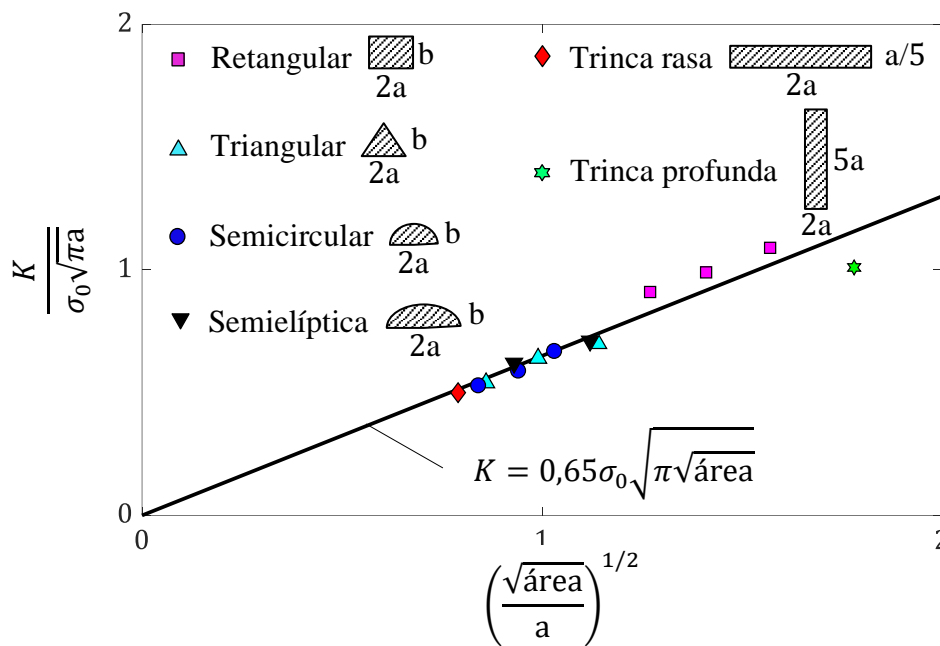


Figura 2.4 – Relação entre o fator intensidade de tensão máxima e a $\sqrt{\text{área}}$ para trincas na superfície. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).

A relação entre ΔK_{th} e $\sqrt{\text{área}}$ foi confirmada por Murakami e Endo (1986) com base nos ensaios de fadiga realizados em diferentes aços, latão e liga de alumínio contendo microfuros,

entalhes, indentação por dureza Vickers ou trincas (Tabela 2.2). A Figura 2.5 mostra a comparação entre os dados experimentais e a correlação com a seguinte equação

$$\Delta K_{th} = 3,3 \times 10^{-3} (H_v + 120) (\sqrt{\text{área}})^{\frac{1}{3}} \quad (2.12)$$

em que H_v é a dureza Vickers do material.

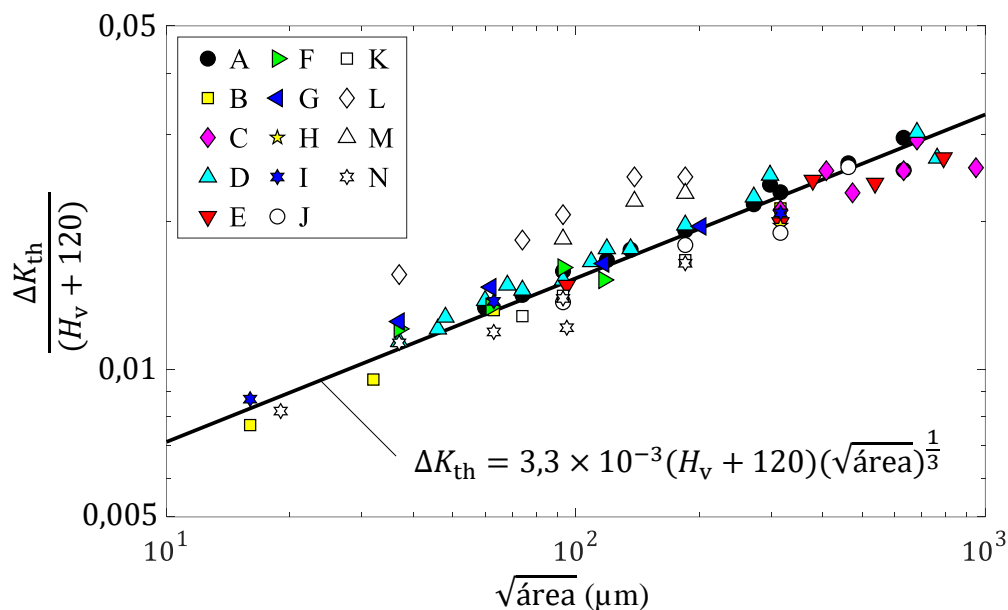


Figura 2.5 – Relação entre o $\Delta K_{th}/(H_v + 120)$ e a $\sqrt{\text{área}}$. As letras correspondem aos materiais listados na Tabela 2.2. Figura adaptada de Murakami e Endo (1986).

Tabela 2.2 – Materiais avaliados na Figura 2.5. Tabela adaptada de Murakami e Endo (1986).

Material	Dureza H_v (kgf/mm ²)	Microdefeito
A: aço S10C (recozido)	120	Entalhe ou furo
B: aço S30C (recozido)	153	Entalhe
C: aço S35C (recozido)	160	Entalhe ou furo
D: aço S45C (recozido)	170	Entalhe ou furo
E: aço S50C (recozido)	177	Entalhe ou trinca circunferencial
F: aço S45C (revenido)	650	Furo
G: aço S45C (temperado e revenido)	520	Furo
H: aço S50C (temperado e revenido)	319	Entalhe
I: aço S50C (temperado e revenido)	375	Entalhe
J: latão 70/30	70	Entalhe ou furo
K: liga de alumínio 2017-T4	114	Furo
L: aço inoxidável SUS603	335	Furo
M: aço inoxidável YUS170	244	Furo
N: aço Maraging	720	Indentação H_v , entalhe ou furo

Substituindo as Eqs. (2.11) e (2.12) na Eq. (2.9), a seguinte fórmula para a predição do limite de fadiga é obtida:

$$\sigma_w = \frac{1,43(H_v + 120)}{(\sqrt{\text{área}})^{\frac{1}{6}}} \quad (2.13)$$

na qual o limite de fadiga uniaxial σ_w é expresso em MPa, H_v em kgf/mm² e $\sqrt{\text{área}}$ em μm . As diferenças entre os limites de fadiga observados e previstos são, geralmente, menores que 10% para $\sqrt{\text{área}}$ inferior a 1000 μm e H_v entre 70 e 720 kgf/mm² (Murakami e Endo, 1994). Observe que o modelo de Murakami e Endo é, frequentemente, chamado de modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$, uma vez que a $\sqrt{\text{área}}$ é considerada o parâmetro geométrico adequado para estimar a influência de um microdefeito no limite de fadiga.

2.2.1 *Efeito da tensão média*

As tensões médias estão presentes em diversas aplicações na engenharia, tais como vasos de pressão, dentes de engrenagens ou molas que são pré-deformadas na montagem e, conseqüentemente, submetidas a uma tensão estática de cisalhamento. Também podem aparecer em componentes devido às tensões residuais compressivas ou trativas provenientes de processos de soldagem, usinagem, esmerilhamento ou jateamento (Wehner e Fatemi, 1991).

Um modelo para predizer o limite de fadiga em materiais metálicos precisa, entre outros aspectos, considerar as condições gerais de carregamento com ou sem a tensão média. Dessa forma, vários estudos têm sido feitos com dados experimentais para prever a influência da tensão média ($R \neq -1$) no limite de fadiga de metais. Por outro lado, são poucos os trabalhos envolvendo materiais com microdefeitos.

Murakami (2002) relatou que a resistência à fadiga de metais contendo microdefeitos diminui quando submetidos a carregamentos com tensão média trativa. Em contrapartida, a resistência à

fadiga aumenta sob uma tensão média de compressão, mesmo na presença dos microdefeitos e inclusões. Conseqüentemente, tratamentos térmicos e superficiais que possam produzir tensões residuais compressivas são utilizados para elevar o limite de fadiga.

Um método para a avaliação quantitativa do efeito de pequenos defeitos na resistência à fadiga uniaxial com tensão média foi estabelecido (Murakami, 2002; Endo e Ishimoto, 2007; Gadouini *et al.*, 2008; Deguchi *et al.*, 2017; Nishimura *et al.*, 2019). O modelo com o parâmetro $\sqrt{\text{área}}$ (Eq. 2.13) foi modificado pela introdução de um termo que depende da razão de tensão $R = \sigma_{\text{mín}}/\sigma_{\text{máx}}$, mostrado na equação

$$\sigma_w = \frac{1,43(H_v + 120)}{(\sqrt{\text{área}})^{\frac{1}{6}}} \left[\frac{1 - R}{2} \right]^\alpha \quad (2.14)$$

em que α depende da dureza Vickers H_v do material e pode ser obtido pela expressão

$$\alpha = 0,226 + H_v \times 10^{-4} \quad (2.15)$$

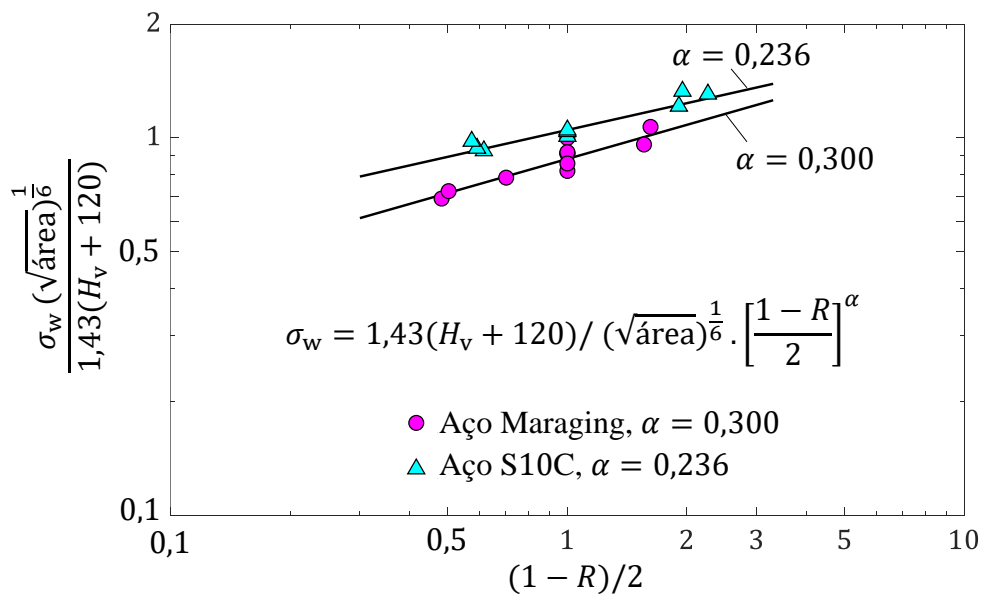


Figura 2.6 – Influência da razão de tensão R no limite de fadiga de metais. Figura adaptada de Murakami (2002).

O modelo foi avaliado por Murakami (2002) com os dados experimentais do aço S10C ($H_v = 105$

kgf/mm²) e do aço Maraging ($H_v = 740$ kgf/mm²) contendo um microfuro cilíndrico (Fig. 2.6). Os limites de fadiga previstos e observados nos ensaios de tensão-compressão apresentaram diferenças entre -15% e 15%.

Os efeitos da tensão cisalhante média na presença de microdefeitos ainda não são claros devido à quantidade limitada de dados experimentais disponíveis. Takahashi e Murakami (2002) investigaram esses efeitos no aço JIS S45C contendo uma pré-trinca introduzida por tensão-compressão. Os dados mostraram uma leve redução do limite de fadiga torcional com o aumento da tensão média de cisalhamento. Para o aço C35 com microdefeitos esféricos artificiais, o limite de fadiga torcional foi insensível à tensão de cisalhamento média, desde que a tensão de cisalhamento máxima fosse menor do que o limite de escoamento (Gadouini *et al.*, 2008; Nasr *et al.*, 2012). Fios de aço temperado JIS G3561 com uma pequena ranhura introduzida na superfície foram submetidos aos ensaios de fadiga torcional com $R_t > -1$. O efeito da tensão de cisalhamento média foi muito pequeno e o limite de fadiga em torção diminuiu de maneira semelhante nos espécimes com ou sem o microdefeito (Nishimura *et al.*, 2019).

2.3 Critério de plano crítico de Castro

Castro utilizou a formulação de Murakami e Endo (1986) como ponto de partida no desenvolvimento de um critério de plano crítico para o limite de fadiga de metais contendo microdefeitos (Castro *et al.*, 2019; Dias, 2020). A ideia é comparar um parâmetro de fadiga baseado em tensões normais com a resistência à fadiga uniaxial expressa em termos da $\sqrt{\text{área}}$.

A elaboração do critério de fadiga considera um volume material contendo o microdefeito e o sistema de coordenadas $x - y - z$, localizado na superfície livre com o eixo z perpendicular a ela e o eixo x paralelo ao eixo do corpo de prova (Fig. 2.7). Um novo sistema de coordenadas $x' - y' - z'$ é obtido pela rotação do original, determinada por um ângulo θ em torno do eixo z . As duas tensões normais associadas ao sistema de coordenadas, orientado por θ , são representadas por

$\sigma_{x'}(\theta, t)$ e $\sigma_{y'}(\theta, t)$, onde t é o tempo. A combinação linear dessas tensões normais é dada por

$$\bar{\sigma}(\theta, t) = \sigma_{x'}(\theta, t) + k\sigma_{y'}(\theta, t) \quad (2.16)$$

na qual k fornece uma medida da sensibilidade do microdefeito às tensões biaxiais. O critério de limite de fadiga tem a seguinte forma:

$$PF = \bar{\sigma}_a^m \langle \bar{\sigma}_{\text{máx}} \rangle^{1-m} \leq \sigma_{w'} \quad (2.17)$$

em que PF é o parâmetro de fadiga. Os subscritos “a” e “máx” representam a amplitude e o valor máximo de $\bar{\sigma}$, respectivamente. O símbolo m é uma constante do material e o termo $\sigma_{w'}$ é a resistência à fadiga uniaxial expressa em função da $\sqrt{\text{área}}$, a raiz quadrada da área obtida pela projeção do microdefeito no plano perpendicular à direção x' . Para garantir que o parâmetro de fadiga seja zero sempre que o valor máximo de $\bar{\sigma}$ for negativo, são utilizados os colchetes de Macaulay $\langle \cdot \rangle$, definidos como $\langle x \rangle = 0,5(x + |x|)$. Observe que, tanto o parâmetro de fadiga PF quanto a resistência à fadiga $\sigma_{w'}$ podem variar com o plano. Portanto, o plano crítico é definido como o plano no qual o parâmetro de fadiga atinge seu valor máximo em relação à resistência à fadiga, ou seja, o plano em que a quantidade $PF - \sigma_{w'}$ é máxima.

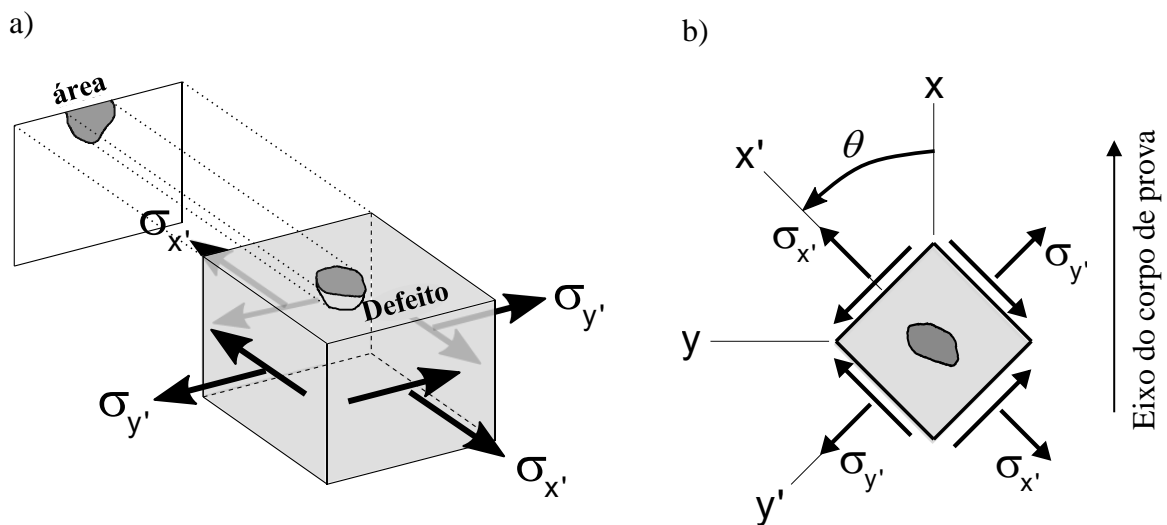


Figura 2.7 – (a) Volume material contendo um microdefeito, (b) definição do sistema de coordenadas $x' - y' - z'$ orientado por θ . Figura adaptada de Dias (2020).

Uma "condição segura" está prevista para ocorrer se o parâmetro for menor que a resistência à fadiga, $PF < \sigma_w'$. A falha por fadiga é esperada se $PF > \sigma_w'$ e a condição limite de fadiga corresponde à igualdade $PF = \sigma_w'$.

A relação de Walker (Walker, 1970; Dowling *et al.*, 2009) é utilizada na Eq. (2.17) para melhorar as previsões de limites de fadiga quando as trajetórias de carregamento envolvem a presença da tensão média. Castro observou que as previsões geradas pela relação de Walker para dados de ensaios em aço carbono tiveram melhorias significantes quando comparadas com as fornecidas pela relação do tipo Smith-Watson-Topper ($m = 0,50$). Para facilitar a obtenção da constante m na prática da engenharia, desenvolveu-se a expressão

$$m = 0,76 - 1,73 \times 10^{-4} H_v \quad (2.18)$$

que estabelece uma relação linear entre a constante m da relação de Walker e a dureza Vickers H_v do material. Essa expressão é derivada de um procedimento de melhor ajuste dos dados de testes uniaxiais com tensão média, relatados em Murakami (2002) e reunidos na Tabela 2.3, usando o Método dos Mínimos Quadrados.

Os valores de m foram determinados para dois aços com baixa e alta dureza e, posteriormente, realizada uma interpolação linear. Assumindo a relação linear entre a constante m e a dureza H_v , o ajuste realizado com os valores dos parâmetros de fadiga fornece a Eq. (2.18). A Figura 2.8 mostra a comparação entre os parâmetros de fadiga observados experimentalmente e as previsões representadas pelas retas com inclinação igual a $-1/6$, obtidas isolando-se a $\sqrt{\text{área}}$ no lado direito da Eq. (2.17). Para o aço de baixo carbono S10C (Fig. 2.8a), que possui baixa dureza ($H_v = 105$ kgf/mm²), o valor $m = 0,74$ determinou os resultados previstos e observados dos parâmetros de fadiga com diferenças entre -10% e 10% . Para o aço Maraging (Fig. 2.8b), que possui elevada dureza ($H_v = 704\sim 780$ kgf/mm²) e o valor $m = 0,63$, as diferenças entre os dados previstos e observados dos parâmetros de fadiga ficaram entre -20% e 20% .

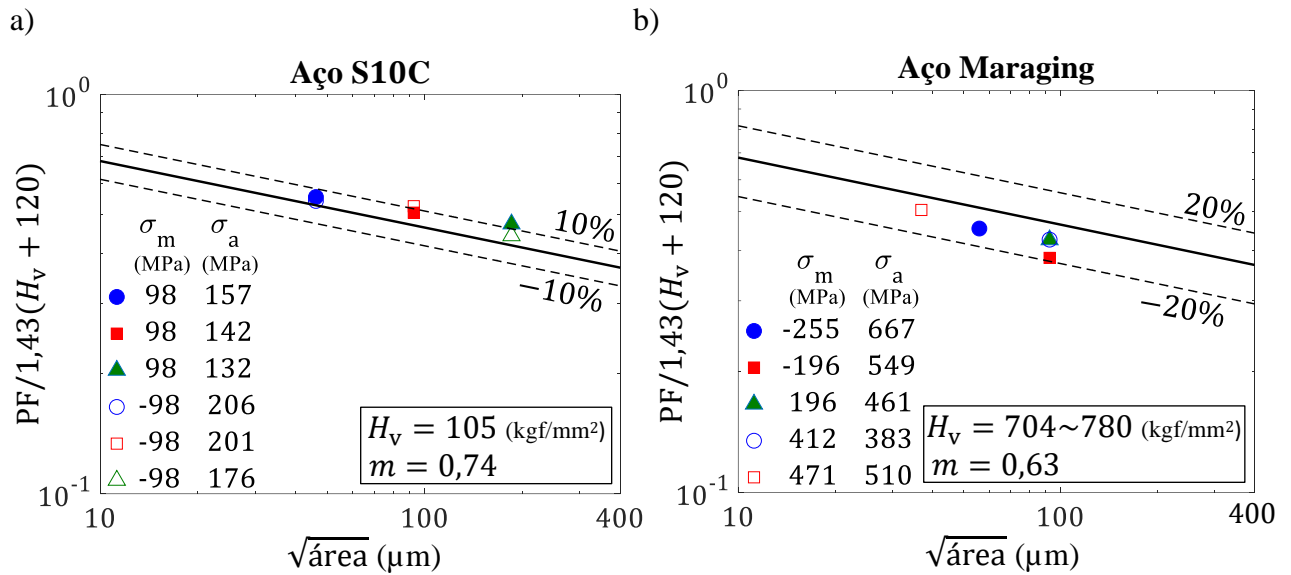


Figura 2.8 – Valores observados e previstos dos parâmetros de fadiga calculados com a constante m obtida pela Eq. (2.18): (a) aço S10C, (b) aço Maraging.

Tabela 2.3 – Resultados experimentais usados para a obtenção da Eq. (2.18). Tabela adaptada de Murakami (2002).

H_v (kgf/mm ²)	σ_m (MPa)	σ_a (MPa)	R	$\sqrt{\text{área}}$ (μm)
Aço S10C				
105	98	157	-0,23	46,2
	98	142	-0,18	92,5
	98	132	-0,15	185,0
	-98	206	-2,81	46,2
	-98	201	-2,90	92,5
	-98	176	-3,51	185,0
Aço Maraging				
740	-255	667	-2,24	56,0
730	-196	549	-2,11	92,5
744	196	461	-0,40	92,5
704	412	383	0,04	92,5
780	471	510	-0,04	37,0

Outra característica do critério é a sensibilidade do parâmetro de fadiga à tensão normal $\sigma_{y'}$ paralela ao plano contendo a projeção do microdefeito. Isso permite descrever o efeito das tensões biaxiais (Murakami e Takahashi, 1998; Beretta e Murakami, 2000). Para ilustrar esse efeito, a

Figura 2.9 mostra um corpo de prova com um pequeno furo sob tensão axial totalmente alternada e outro sob torção totalmente alternada, ambos no limite de fadiga. No primeiro caso, o plano crítico ocorre em $\theta = 0^\circ$, onde $\bar{\sigma}_a = \bar{\sigma}_{m\acute{a}x} = \sigma_w$ e o parâmetro de fadiga $PF = \sigma_w$. No segundo caso, o plano crítico ocorre em $\theta = 45^\circ$ e 135° , $\bar{\sigma}_a = \bar{\sigma}_{m\acute{a}x} = (1 - k)\tau_w$ e o parâmetro de fadiga $PF = (1 - k)\tau_w$. Igualando os dois parâmetros, a seguinte expressão é obtida:

$$k = 1 - \frac{\sigma_w}{\tau_w} \quad (2.19)$$

O valor típico de k é $-0,18$ e o valor médio da razão τ_w/σ_w é $0,85$, conforme os limites de fadiga relatados por Beretta e Murakami (2000).

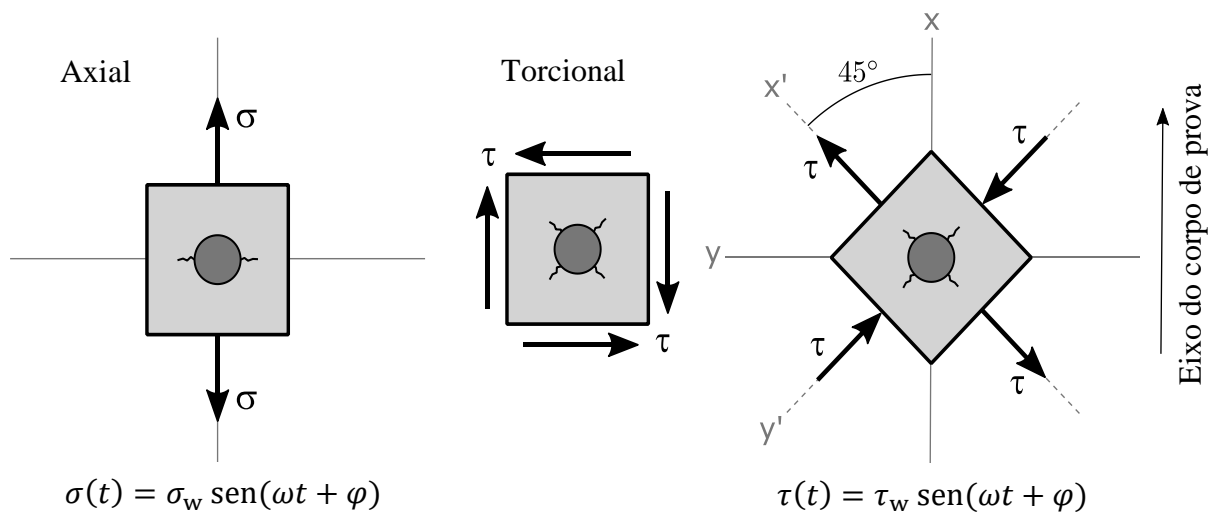


Figura 2.9 – Efeito das tensões biaxiais para um volume de material com um microdefeito. Figura adaptada de Dias (2020).

Uma característica particular do critério de plano crítico proposto é que, para cada plano perpendicular a uma dada direção x' , descrita por um ângulo θ , o parâmetro de fadiga $PF(\theta)$ é comparado com a resistência à fadiga uniaxial $\sigma_w' = \sigma_w(\sqrt{\text{área}(\theta)})$. Assim, a área é obtida pela projeção do microdefeito no referido plano. Portanto, o critério incorpora a possibilidade da resistência à fadiga de um volume de material contendo um microdefeito de forma irregular variar com o plano.

Para fornecer uma visão mais detalhada sobre a possibilidade da variação da área projetada e, consequentemente, da resistência à fadiga conforme a mudança na orientação dos planos, considere um metal contendo um microdefeito submetido ao carregamento torcional totalmente alternado. O valor máximo do parâmetro de fadiga ocorre nos planos definidos por $\theta = 45^\circ$ e 135° . Se o microdefeito possui uma geometria de tal forma que a área projetada no plano orientado a 45° (Fig. 2.10a) seja maior do que a projetada no plano a 135° (Fig. 2.10b), o surgimento da trinca será esperado apenas no plano a 45° , pois a resistência à fadiga é menor. Esse comportamento é consistente com os resultados relatados na literatura (Billaudeau, 2002) para um microdefeito hemielipsoidal com inclinação de 45° e sob torção cíclica.

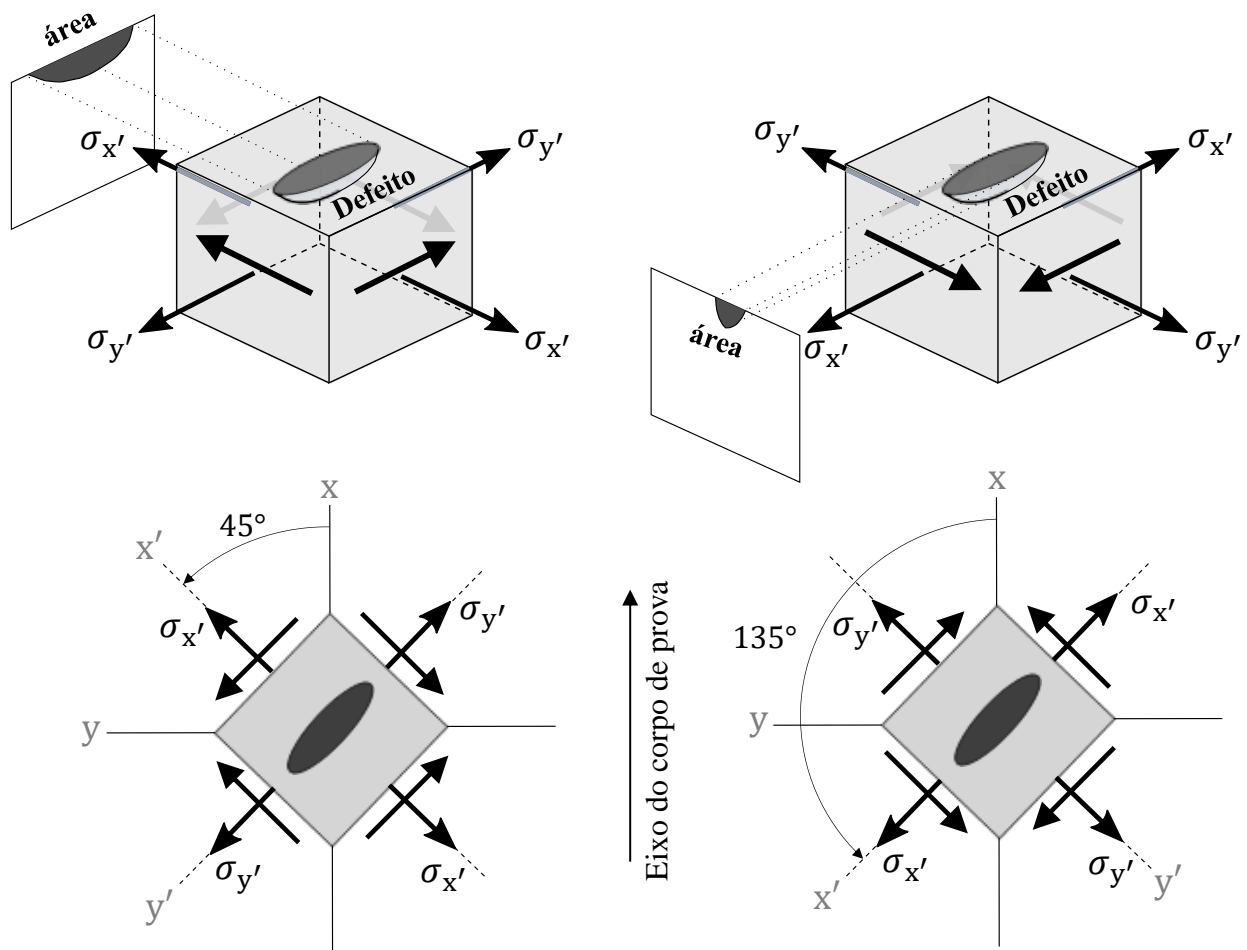


Figura 2.10 – Ilustração do volume material contendo um microdefeito assimétrico no qual a área projetada varia conforme a mudança na orientação dos planos.

3 Experimentos de fadiga

O material investigado neste estudo é um aço de médio carbono (aço SAE 1045) que foi adquirido na forma de barras cilíndricas trefiladas com 19,05 mm de diâmetro. A composição química em porcentagem de massa é: 0,46% C; 0,66% Mn; 0,19% Si; 0,012% S; 0,022% P e o restante de Fe. As barras foram recozidas a 845° C por 45 minutos para aliviar as tensões residuais provenientes do processo de trefilação. A Figura 3.1 mostra a curva tensão-deformação monotônica do aço 1045 obtida mediante um ensaio de tração, realizado de acordo com a norma ASTM E8 (2016). A dureza Vickers do material foi medida conforme a norma ASTM E92 (2017). As propriedades mecânicas estão listadas na Tabela 3.1.

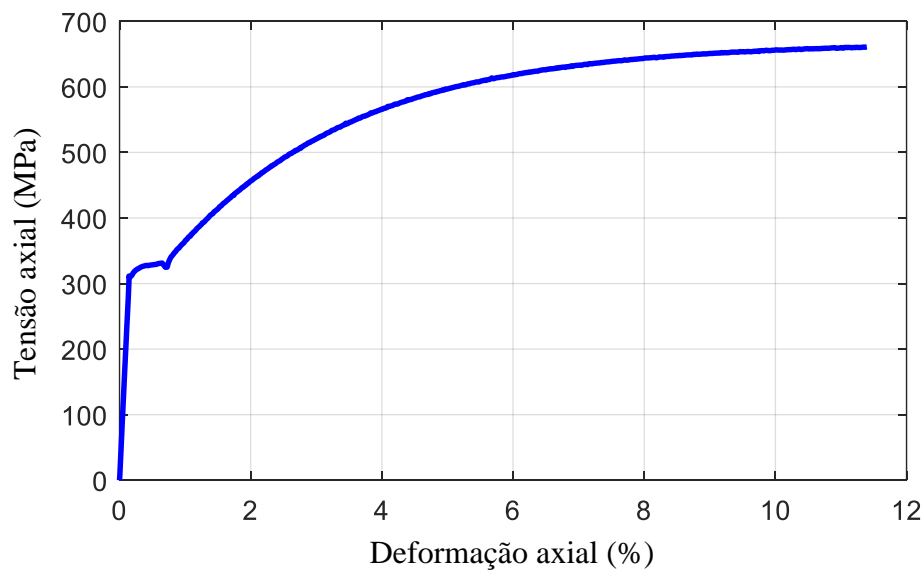


Figura 3.1 – Curva tensão-deformação monotônica do aço 1045.

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do aço 1045.

Módulo de Young	216 GPa
Tensão de escoamento	326 MPa
Resistência à tração	661 MPa
Redução na área	31%
Dureza Vickers	199 kgf/mm ²

Corpos de prova sólidos (Fig. 3.2) foram usinados de acordo com a norma ASTM E466 (2015). A superfície da seção útil de cada espécime foi polida com lixas de granulações na seguinte ordem: 220, 400, 600, 800, 1200 e 2500. A rugosidade medida com um microscópio confocal a laser Olympus LEXT OLS4100 3D ficou abaixo de $0,1 \mu\text{m}$ e atende à rugosidade máxima de $0,2 \mu\text{m}$ na superfície, especificada na norma ASTM E466 (2015). Posteriormente, um microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$ (Fig. 3.3) foi introduzido no centro da parte útil do corpo de prova pelo processo de microfresagem usando um centro de usinagem vertical Vega modelo MVU920. As dimensões dos furos observadas em um microscópio confocal a laser resultaram em uma média de $419 \mu\text{m}$ no diâmetro e $377 \mu\text{m}$ na profundidade. Isso gerou um pequeno desvio (menor que 5%) no valor de $400 \mu\text{m}$ da $\sqrt{\text{área}}$.

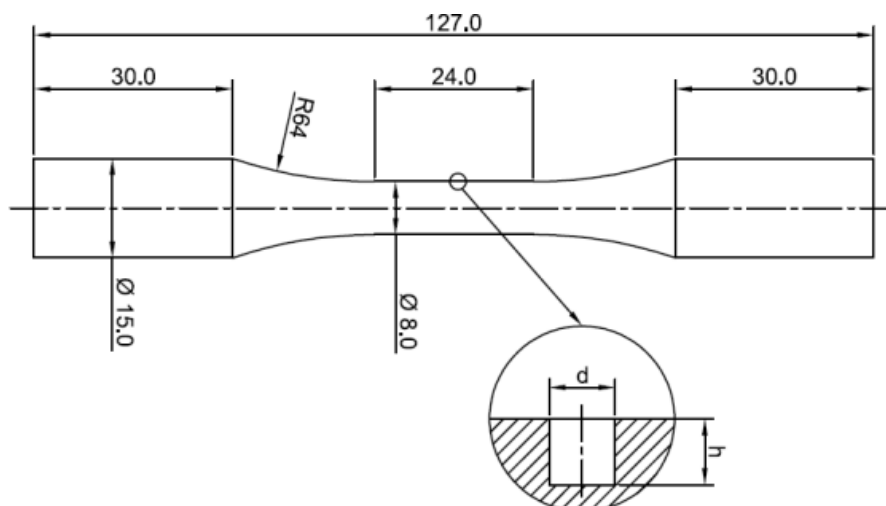


Figura 3.2 – Dimensões do corpo de prova em mm.

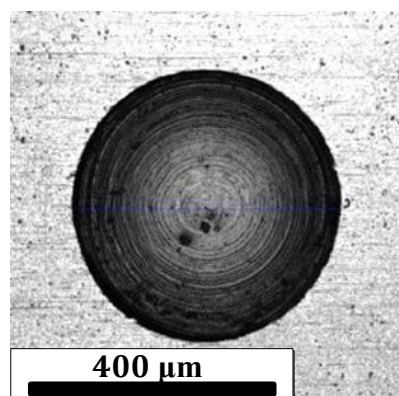


Figura 3.3 – Micrografia do defeito.

Ensaio de fadiga controlados por força/torque foram realizados em uma máquina servo-hidráulica MTS 809, com capacidade de 100 KN de força axial e 1100 Nm de torque. Seis trajetórias de carregamento definidas no plano σ vs. τ foram estudadas (Fig. 3.4), onde σ é a tensão axial e τ é a tensão cisalhante na superfície do corpo de prova. A tensão usada é a tensão nominal calculada na secção mínima do corpo de prova, desconsiderando a existência do microdefeito. As Figuras 3.4a–d mostram as trajetórias dos carregamentos axiais conduzidos com razões de tensão $R_\sigma = -1$ e $0,1$ e torcionais realizados com razões de tensão $R_\tau = -1$ e $-0,5$, respectivamente. A Figura 3.4e mostra a trajetória em fase conduzida com a razão entre as amplitudes de tensão cisalhante e tensão axial igual a 1 e $R_\sigma = R_\tau = 0$. A Figura 3.4f representa o carregamento fora de fase em -180° com $\tau_a/\sigma_a = 1$ e $\sigma_m = \tau_m = 50$ MPa. Deve-se ressaltar que essa última é a única trajetória de carregamento não-proporcional dentre as seis estudadas, ou seja, a única em que as direções principais variam com o tempo.

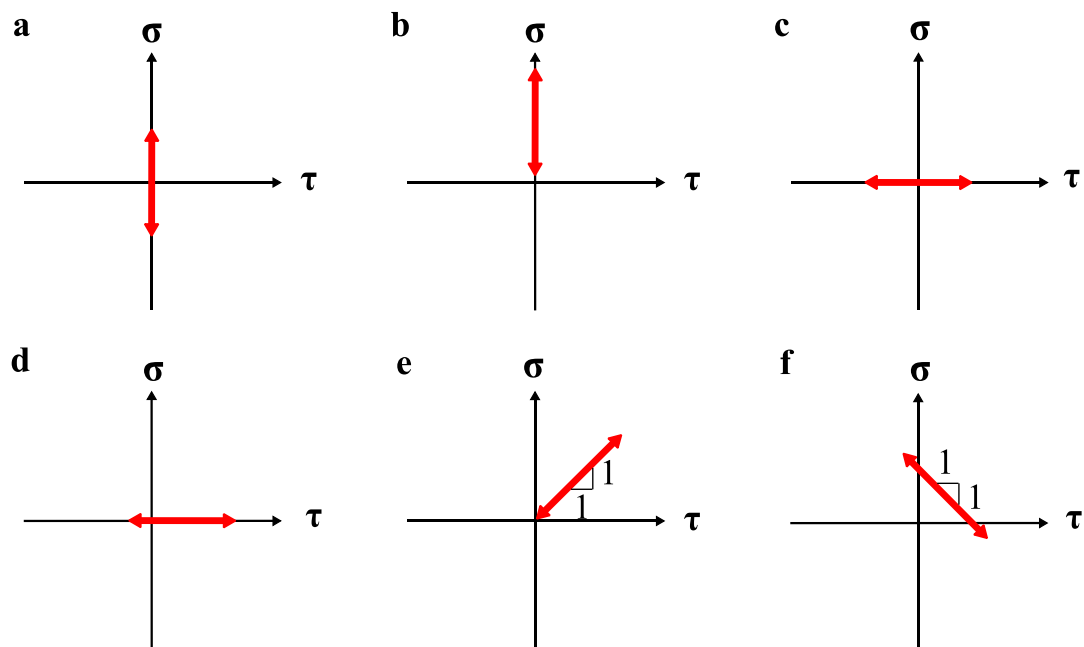


Figura 3.4 – Trajetórias dos carregamentos usados nos ensaios de fadiga.

Os experimentos foram conduzidos até a fratura total do corpo de prova ou interrompidos em 10^7 ciclos de carregamento, valor este usado para identificar o limite de fadiga. Uma série de ensaios foi realizada variando-se a amplitude de tensão em 20 MPa até a obtenção do limite de fadiga, conforme mostrado na Tabela 3.2. As frequências dos ciclos de carregamento adotadas ficaram entre 6 Hz e 45 Hz. O limite de fadiga foi definido como a maior amplitude de tensão em que o corpo de prova resistiu 10^7 ciclos de carregamento. A Tabela 3.3 apresenta os limites de fadiga obtidos neste trabalho e as frequências de carregamento utilizadas. Nos ensaios, conduzidos até o limite de fadiga ou logo acima dele, foram observadas as orientações das trincas nas vizinhanças dos microdefeitos. O ângulo θ foi definido de acordo com o sistema de coordenadas mostrado na Figura 2.7, com o eixo x paralelo ao eixo do corpo de prova.

Tabela 3.2 – Ensaios de fadiga para o aço 1045 contendo microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$.

Carregamento	σ_a (MPa)	σ_m (MPa)	τ_a (MPa)	τ_m (MPa)	θ (°)	N_f (ciclos)	Observação
Axial, $R_\sigma = -1$	220					$8,7 \times 10^4$	Falha originada no defeito
	200					$4,5 \times 10^5$	Falha originada no defeito
	180					$5,7 \times 10^6$	Falha originada no defeito
	160				0	$>10^7$	Trincas presentes no defeito
Axial, $R_\sigma = 0,1$	150	183			0	$6,7 \times 10^5$	Falha originada no defeito
	130	159				$>10^7$	Sem a presença de trincas
Torcional, $R_\tau = -1$			160			$5,5 \times 10^5$	Falha originada no defeito
			140		45/135	$>10^7$	Trincas presentes no defeito
Torcional, $R_\tau = -0,5$			140	47	45/135	$8,5 \times 10^5$	Falha originada no defeito
			120	40		$>10^7$	Sem a presença de trincas
Em fase	100	100	100	100	36	$3,1 \times 10^5$	Falha originada no defeito
	80	80	80	80		$>10^7$	Sem a presença de trincas
-180° fora de fase	120	50	120	50	150	$6,6 \times 10^5$	Falha originada no defeito
	100	50	100	50		$4,6 \times 10^6$	Falha originada no defeito
	80	50	80	50		$>10^7$	Sem a presença de trincas

Tabela 3.3 – Limites de fadiga e frequências de carregamento do aço SAE 1045.

Id	Carregamento	σ_a (MPa)	σ_m (MPa)	τ_a (MPa)	τ_m (MPa)	Frequência (Hz)
1	Axial, $R_\sigma = -1$	160				10~40
2	Axial, $R_\sigma = 0,1$	130	159			15~45
3	Torcional, $R_\tau = -1$			140		16~19
4	Torcional, $R_\tau = -0,5$			120	40	12~18
5	Em fase	80	80	80	80	5~16
6	-180° fora de fase	80	50	80	50	10~20

4 Resultados e discussões

4.1 Trincas por fadiga observadas nos microdefeitos

A orientação das trincas formadas nos microdefeitos é examinada nesta Seção. A observação das trincas foi realizada após a fratura do corpo de prova ou após a interrupção de um ensaio que atingiu 10^7 ciclos de carregamento. As orientações dos planos críticos foram medidas de acordo com o ângulo θ , definido na Figura 2.7b, formado entre a direção normal ao plano crítico e o eixo do corpo de prova (eixo x).

O corpo de prova submetido ao carregamento axial totalmente alternado, com amplitude de tensão igual a 180 MPa, falhou após $5,7 \times 10^6$ ciclos (Figura 4.1a). No limite de fadiga, que ocorreu com amplitude de tensão de 160 MPa, foram observadas trincas não propagantes no microdefeito (Fig. 4.1b). A direção normal ao plano das trincas coincidiu com a da tensão principal máxima, ou seja, o eixo x' formou um ângulo $\theta = 0^\circ$ em relação ao eixo do corpo de prova.

Carregamento Axial ($R_\sigma = -1$)

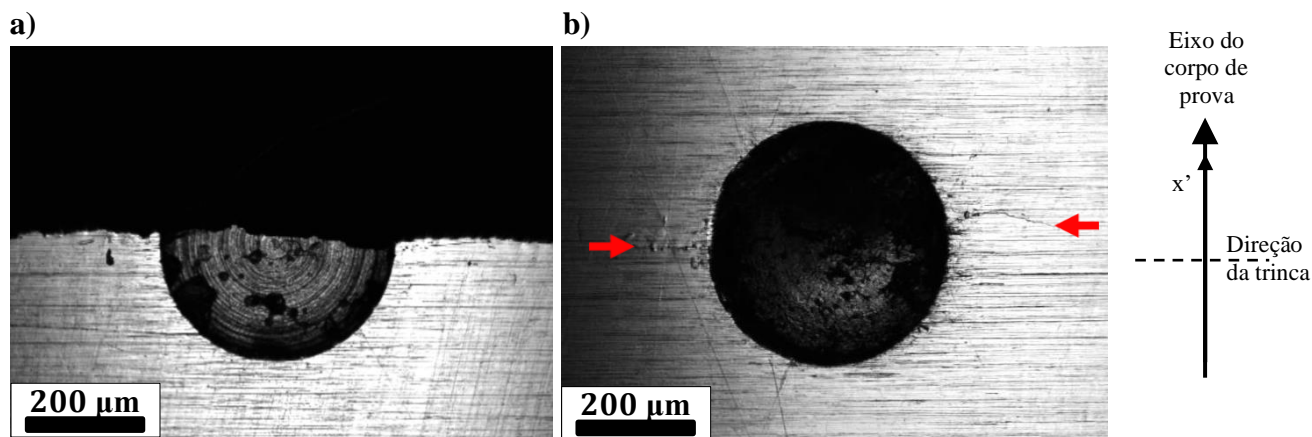


Figura 4.1 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial totalmente alternado: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = 180$ MPa, (b) trincas não propagantes observadas no ensaio com $\sigma_a = 160$ MPa.

Carregamento Axial ($R_\sigma = 0, 1$)

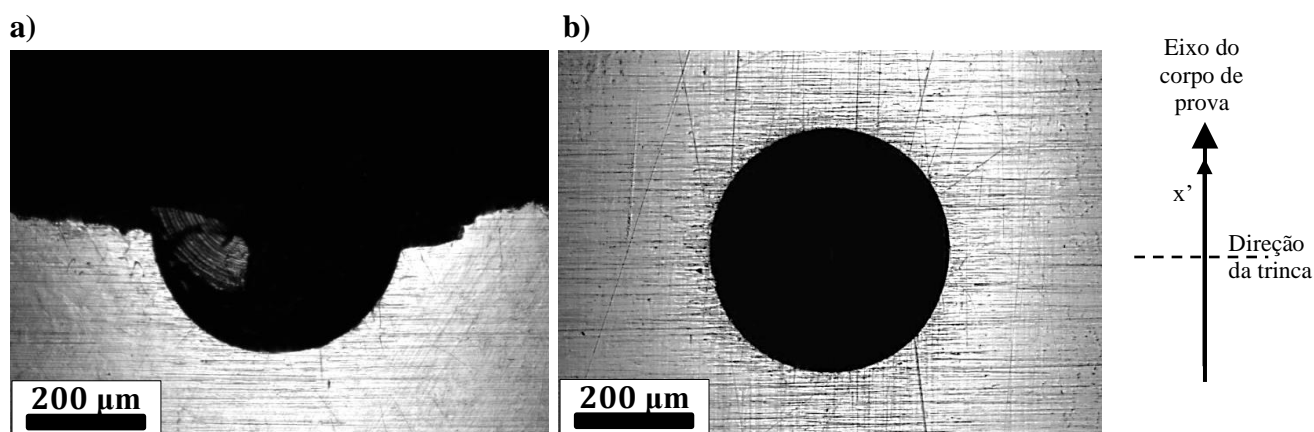


Figura 4.2 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial com tensão média: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = 150$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = 130$ MPa.

Na presença da tensão média, o corpo de prova submetido ao carregamento axial com amplitude de tensão de 150 MPa falhou após $6,7 \times 10^5$ ciclos (Fig. 4.2). O limite de fadiga foi atingido logo abaixo, com amplitude de tensão de 130 MPa e sem a presença de trincas não propagantes na vizinhança do microdefeito.

No ensaio torcional totalmente alternado, com amplitude de tensão de 160 MPa, a fratura também ocorreu no plano perpendicular à direção da máxima tensão principal, com ângulos de $45^\circ/135^\circ$ (Fig. 4.3a), após $5,5 \times 10^5$ ciclos. Para a mesma condição de carregamento, com amplitude de tensão de 140 MPa, trincas não propagantes surgiram na vizinhança do microdefeito depois de 10^7 ciclos (Fig. 4.3b). Na presença da tensão média e com amplitude de 140 MPa, a falha ocorreu após $8,5 \times 10^5$ ciclos (Fig. 4.4a). O limite de fadiga foi atingido com amplitude de tensão logo abaixo e sem o aparecimento de trincas nas bordas do microdefeito (Fig. 4.4b).

Carregamento Torcional ($R_\sigma = -1$)

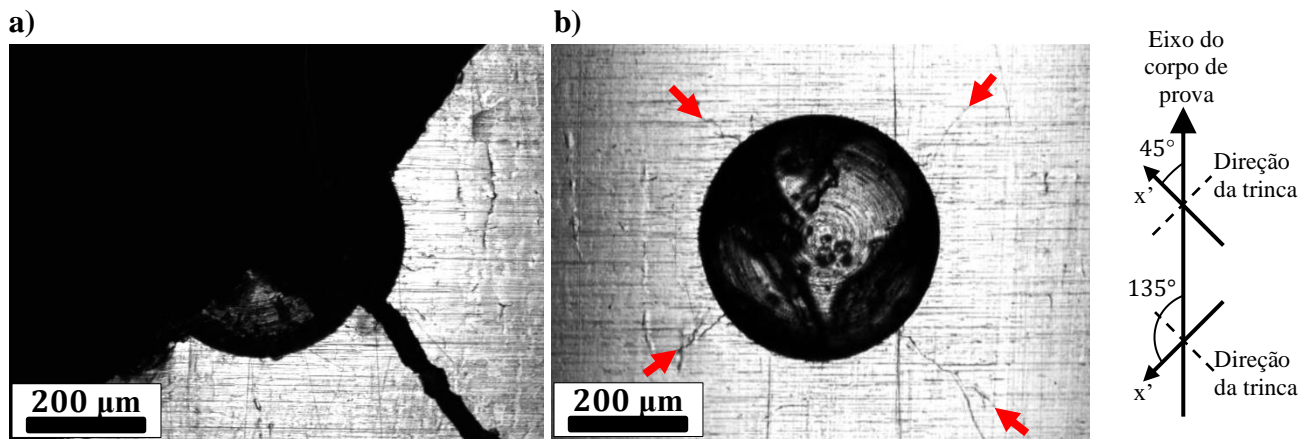


Figura 4.3 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento torcional totalmente alternado: (a) falha observada no ensaio com $\tau_a = 160$ MPa, (b) trincas não propagantes observadas no ensaio com $\tau_a = 140$ MPa.

Carregamento Torcional ($R_\sigma = -0,5$)

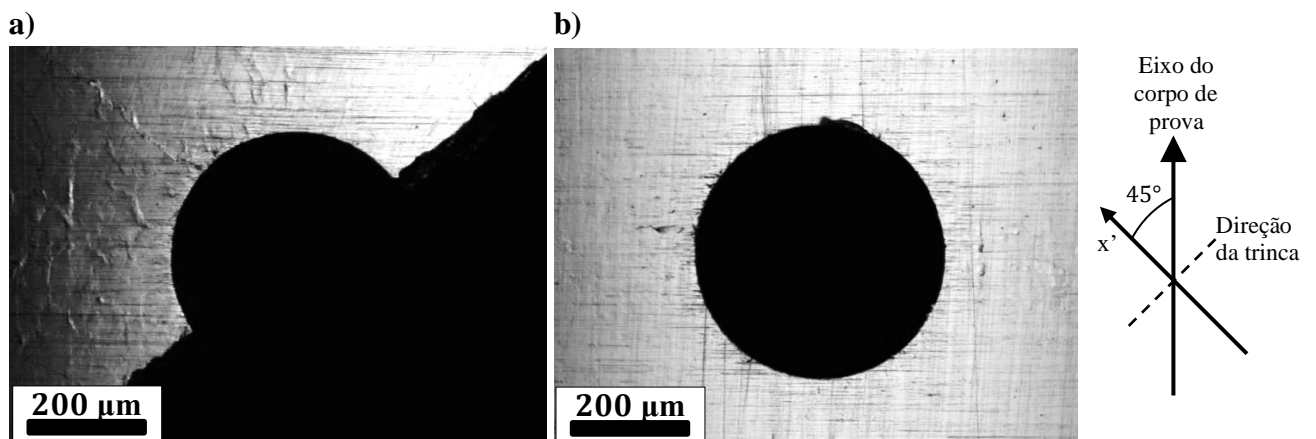


Figura 4.4 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento torcional com tensão média: (a) falha observada no ensaio com $\tau_a = 140$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\tau_a = 120$ MPa.

Os experimentos conduzidos com carregamentos combinados não apresentaram trincas não propagantes na condição limite de fadiga. O ensaio axial-torcional em fase, com amplitude de tensão de 100 MPa, falhou na direção com o ângulo $\theta = 36^\circ$ e depois de $3,1 \times 10^5$ ciclos (Fig. 4.5a). O limite de fadiga foi alcançado logo abaixo, com amplitude de tensão de 80 MPa (Fig. 4.5b). Para o carregamento axial-torcional fora de fase em -180° , com amplitude de tensão de 100 MPa e 50

MPa de tensão média, o corpo de prova falhou após $4,6 \times 10^6$ ciclos (Fig. 4.6a). Na amplitude de tensão logo abaixo, o limite de fadiga foi atingido sem trincas no microdefeito (Fig. 4.6b).

Carregamento Axial-Torcional em Fase

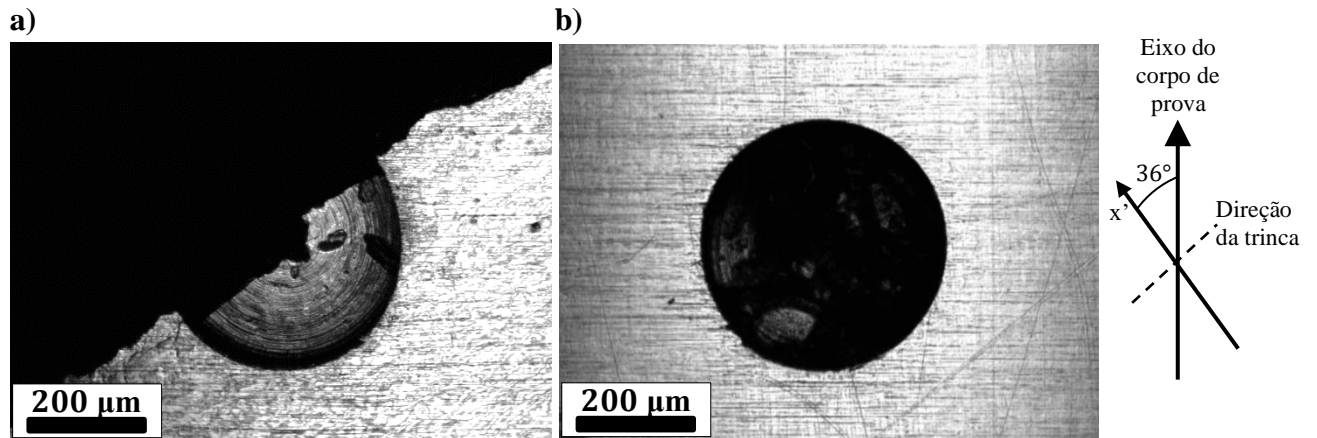


Figura 4.5 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial-torcional em fase: (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 100$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 80$ MPa.

Carregamento Axial-Torcional com Defasagem de -180°

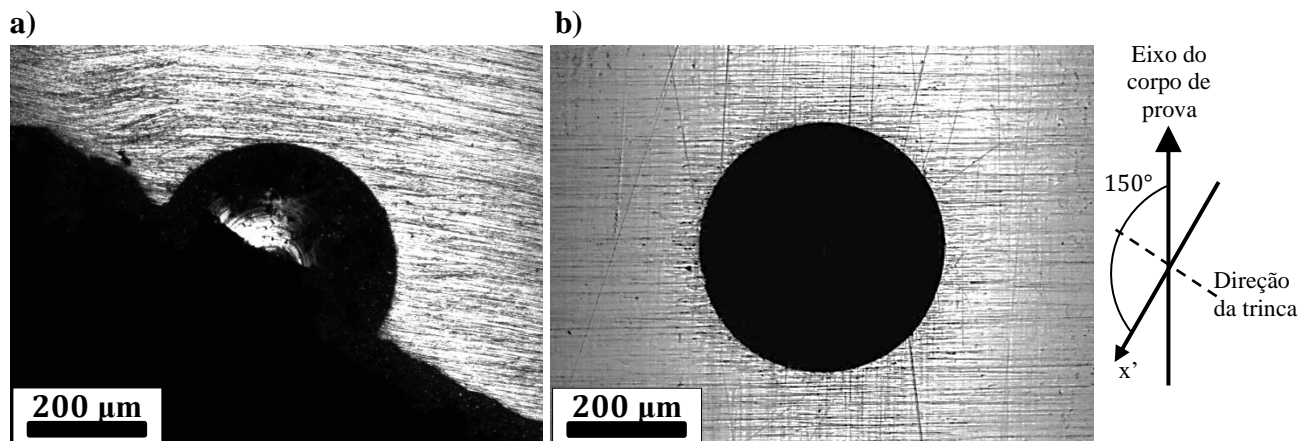


Figura 4.6 – Trincas originadas nos microdefeitos sob carregamento axial-torcional fora de fase em -180° : (a) falha observada no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 100$ MPa, (b) sem a presença de trincas no ensaio com $\sigma_a = \tau_a = 80$ MPa.

4.2 Predição do limite de fadiga

As predições de limite de fadiga do critério descrito na Seção 2.3 foram feitas considerando $k = -0,18$. Este valor foi calculado com a Eq. (2.19) usando $\tau_w / \sigma_w = 0,85$, que é o valor médio

da razão entre os limites de fadiga torcional e axial de microdefeitos (Beretta e Murakami, 2000). Cabe ressaltar que a razão entre os limites de fadiga torcional e axial observada no presente trabalho é igual a 0,88 (Tab. 3.3) e consistente com o valor médio de 0,85. O valor de m foi determinado pela Eq. (2.18) e fornece uma estimativa da constante de ajuste da relação de Walker em função da dureza Vickers do material. Para o aço 1045, tem-se $m = 0,73$.

Para avaliar o desempenho do critério, adotou-se o índice

$$I = \frac{PF - \sigma_w}{\sigma_w} (\%) \quad (4.1)$$

que fornece uma medida da proximidade do limite de fadiga previsto em relação ao valor observado. Índices positivos e negativos indicam previsões conservadoras e não conservadoras, respectivamente. A Tabela 4.1 reúne os tipos de carregamentos, as tensões limites e os índices. Por comparação, também são mostrados os valores de I para $m = 0,50$, ou seja, quando a Equação (2.17) se reduz a uma relação similar à de Smith-Watson-Topper.

Tabela 4.1 – Limites de fadiga e valores dos índices para o aço 1045.

Id	Carregamento	σ_a	σ_m	τ_a	τ_m	I (%)	I (%)
		(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	$m = 0,73$	$m = 0,50$
1	Axial, $R_\sigma = -1$	160				-5	-5
2	Axial, $R_\sigma = 0,1$	130	159			-4	15
3	Torcional, $R_\tau = -1$			140		-2	-2
4	Torcional, $R_\tau = -0,5$			120	40	-8	-2
5	Em fase	80	80	80	80	-1	16
6	-180° fora de fase	80	50	80	50	-20	-21

Os índices para $m = 0,73$ ficaram entre -8% e -1%, exceto no carregamento com -180° fora de fase, que atingiu -20%. Para $m = 0,50$, as previsões variaram de -21% até 16% em todas as trajetórias de carregamentos (Fig. 4.7). As previsões para os testes com tensão média são menos acuradas do que as obtidas para $m = 0,73$ e demonstram que o desempenho do critério para

microdefeitos é comparável ao obtido pelos modelos desenvolvidos para metais sem defeitos (Papadopoulos *et al.*, 1997).

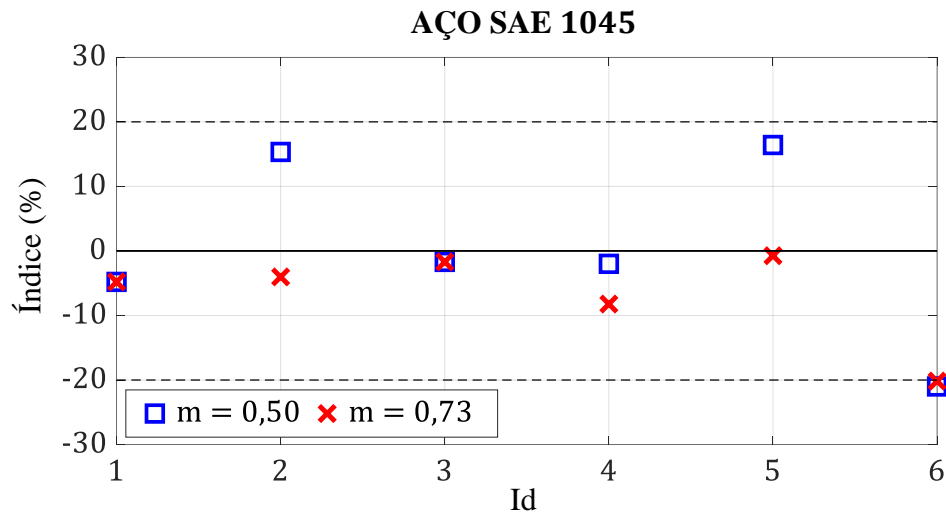


Figura 4.7 – Comparação entre as previsões do critério e os limites de fadiga do aço 1045 (ver Tabela 4.1) baseada no índice de desempenho I .

A variação de 20 MPa nas amplitudes de tensão dos ensaios, conforme mencionado na Seção 3, representa 25% dos limites de fadiga para as trajetórias de carregamento axial-torcional. Isso pode ter contribuído para a imprecisão no valor do índice relativo à história de carregamento com defasagem de -180° .

4.3 Predição das direções das trincas

Além de ser capaz de prever a resistência à fadiga para uma variedade de condições de carregamento, um critério de plano crítico também deve ser consistente com o dano fisicamente observado (Socie e Bannantine, 1988; Jiang *et al.*, 2007). Em outras palavras, é desejável que a orientação do plano crítico, prevista pelo critério de fadiga, esteja de acordo com os ângulos das trincas observados. Nesta Seção, este tipo de avaliação experimental é realizado para o critério de plano crítico proposto usando os ângulos das trincas observados no aço 1045.

As Figuras 4.8 e 4.9 mostram os ângulos das trincas observados e a variação do parâmetro de fadiga em função do ângulo θ para cada condição de carregamento. O parâmetro de fadiga foi normalizado para que seu valor máximo seja unitário. Os ângulos das trincas observados estão representados pelas linhas tracejadas verticais e foram medidos nos ensaios realizados com amplitudes de tensão no limite de fadiga ou logo acima dele, como discutido na Seção 4.1. Observa-se que, para o microdefeito cilíndrico investigado, o lado direito da Equação (2.17) é constante devido à área projetada não variar com o plano. Portanto, os planos nos quais o parâmetro de fadiga é máximo são aqueles onde se esperam a nucleação das trincas por fadiga. Os ângulos das trincas previstos e observados estão em excelente concordância para os carregamentos axial, torcional, em fase e fora de fase em -180° .

Para o ensaio realizado sob carregamento em fase, o ângulo da trinca previsto de 32° ficou próximo ao ângulo observado de 36° . Na trajetória de carregamento fora de fase em -180° , o plano crítico foi previsto em um ângulo de 153° e a trinca observada estava orientada a 150° . Tanto para as trajetórias axiais quanto para as torcionais, sem ou com tensão média, as direções previstas e observadas coincidiram.

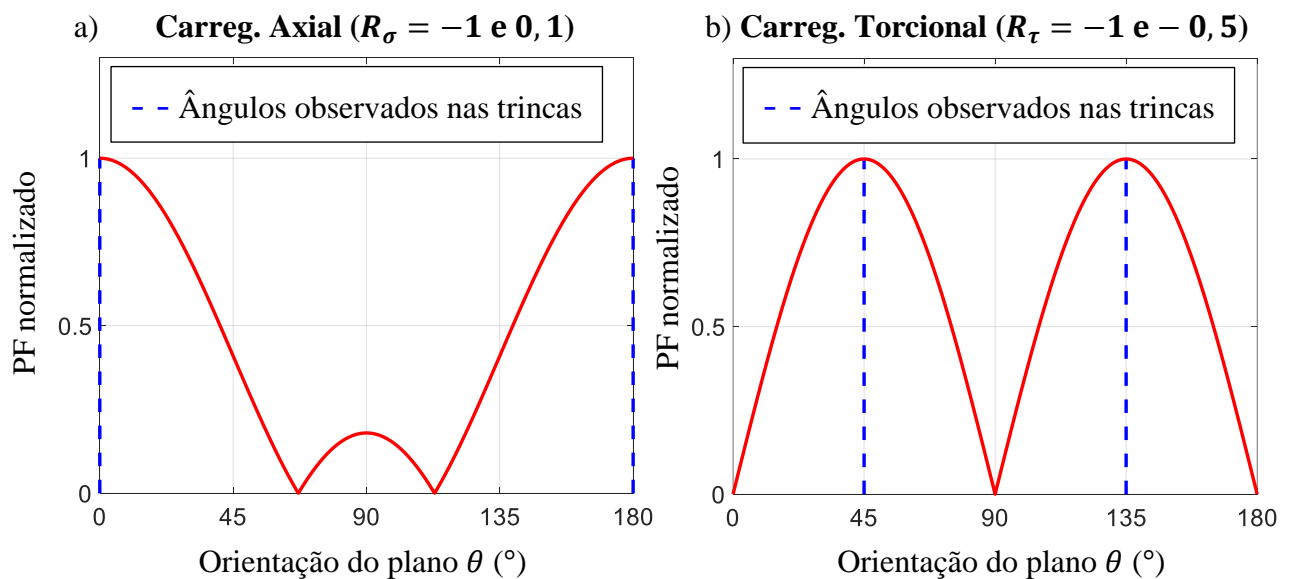


Figura 4.8 – Ângulos observados nas trincas e o parâmetro de fadiga para as trajetórias de carregamentos: (a) axial, (b) torcional.

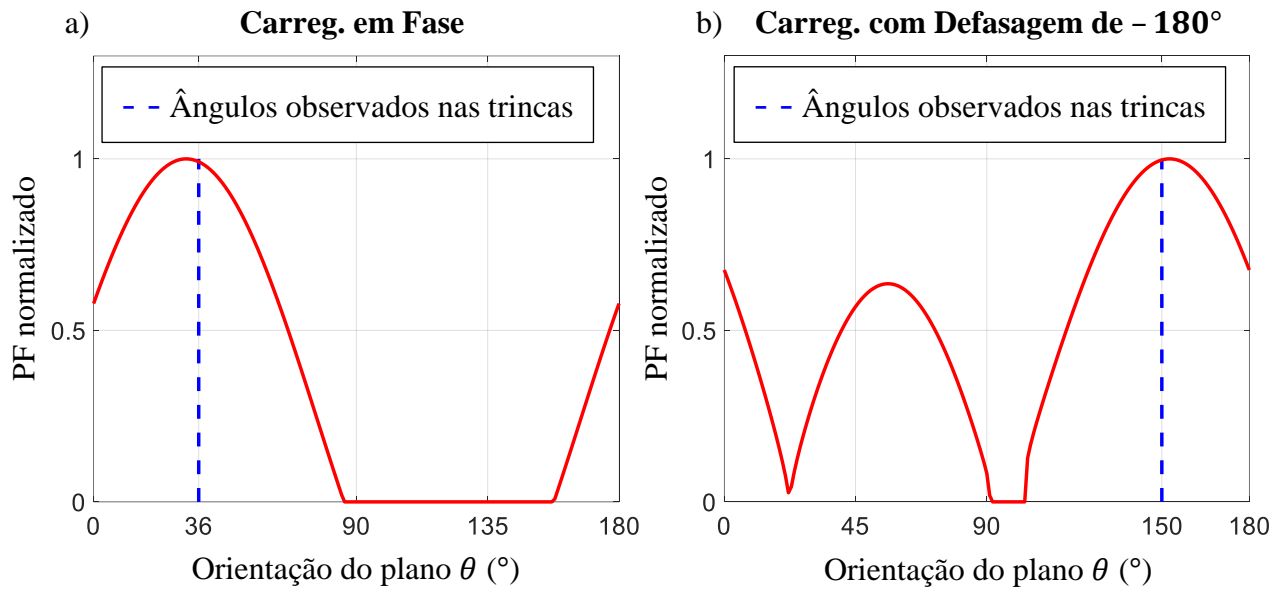


Figura 4.9 – Ângulos observados nas trincas e o parâmetro de fadiga para as trajetórias de carregamentos: (a) em fase, (b) com defasagem de -180° .

5 Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 Conclusões

Ensaio de fadiga controlados por força/torque foram realizados em corpos de prova de aço SAE 1045 contendo um microdefeito cilíndrico com $\sqrt{\text{área}} = 400 \mu\text{m}$. Os ensaios consideraram trajetórias de carregamento axial, torcional, em fase e fora de fase em -180° , com ou sem a presença de tensão média. Os limites de fadiga obtidos foram usados para avaliar o critério de fadiga desenvolvido por Castro. As principais observações e conclusões advindas do trabalho estão reunidas a seguir:

- (1) A razão entre os limites de fadiga torcional e axial observados é igual a 0,88. Esse valor é consistente com o valor médio de 0,85 observado em metais com microdefeitos. Isso indica que o limite de fadiga do aço 1045 contendo microdefeito é sensível à presença de tensões biaxiais.
- (2) As diferenças entre os limites de fadiga previstos pelo critério e os observados experimentalmente ficaram entre -8% e -1% , com exceção do ensaio axial-torcional com defasagem de -180° , cuja diferença foi de -20% . Cabe ressaltar que as previsões para os testes com tensão média demonstram que o desempenho do critério para microdefeitos é comparável ao obtido pelos modelos desenvolvidos para metais sem defeitos.
- (3) Os ângulos das trincas previstos e observados estão em excelente concordância e indicam que as trincas propagaram no plano perpendicular à direção da máxima tensão principal. Isso sugere que o modo de falha por fadiga do aço 1045 com microdefeitos é governado, principalmente, por tensões normais (Modo I de falha).

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

As predições fornecidas pelo critério de fadiga de Castro foram satisfatórias tanto para os limites de fadiga quanto para as direções de propagação das trincas. Os resultados do presente estudo

corroboram os de trabalhos anteriores que consideraram aços de baixo e médio carbono, ferro fundido e aço inoxidável 304L. Entretanto, uma avaliação mais abrangente do critério deve ser conduzida considerando experimentos de fadiga em microdefeitos com diferentes formas, orientações e tamanhos, submetidos a condições de carregamento mais complexas.

Referências

- Aigner, R., Garb, C., Leitner, M., Stoschka, M., Grün, F., 2018. Application of a $\sqrt{\text{area}}$ -Approach for Fatigue Assessment of Cast Aluminum Alloys at Elevated Temperature. *Metals*, 8, 1033.
- ASTM E8 / E8M-16ae1, 2016. Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM standard E466, 2015. Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials. ASTM International. West Conshohocken, PA.
- ASTM standard E92, 2017. Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken, PA.
- Beretta, S., Blarasin, A., Endo, M., Giunti, T. and Murakami, Y., 1997. Defect tolerant design of automotive components. *International Journal of Fatigue* 19, 319–333.
- Beretta, S., Desimone, H., Madia, M. and Poli, A., 2006. Multiaxial fatigue and defect assessment of truck stabilisers. *International Journal of Vehicle Design*. Vol. 40, Nos 1/2/3.
- Beretta, S. and Murakami, Y., 2000. SIF and threshold for small cracks at small notches under torsion. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 23(1), 97–104.
- Billaudeau, T., 2002. Fatigue multiaxiale des matériaux à défauts: mécanismes et critère d'endurance. Thèse, École doctorale des sciences pour l'ingénieur et aéronautique, Université de Poitiers.
- Billaudeau, T., Nadot, Y. and Bezine, G., 2004. Multiaxial fatigue limit for defective materials: mechanisms and experiments. *Acta Materialia* 52, 3911–3920.

Castro, F.C., Mamiya, E.N., Bemfica, C., 2019. A critical plane model to multiaxial fatigue of metals containing small defects. Internal Report, Department of Mechanical Engineering, University of Brasilia.

Deguchi, T., Kim, H. J., Ikeda, T. and Yanase, K., 2017. Influence of mean stress on fatigue strength of ferritic-pearlite ductile cast iron with small defects. *Journal of Physics: Conf. Series* 843-012049.

Dias, A. L., 2020. Influence of small defects on the fatigue limit of 304L stainless steel: axial-torsional experiments and modeling. Dissertação de mestrado, Publicação ENM.DM-___/2020, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 33 p.

Dowling, N.E., Calhoun, C.A. and Arcari, A., 2009. Mean stress effects in stress-life fatigue and the Walker equation. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 32, 163–79.

Endo, M., 1999. Effects of small defects on the fatigue strength of steel and ductile iron under combined axial/torsional loading. *Small fatigue cracks: mechanics, mechanisms and applications*. Amsterdam: Elsevier, 375–387.

Endo, M. and Ishimoto, I., 2006. The fatigue strength of steels containing small holes under out-of-phase combined loading. *International Journal of Fatigue* 28, 592–597.

Endo, M. and Ishimoto, I., 2007. Effects of phase difference and mean stress on the fatigue strength of small-hole-containing specimens subjected to combined load. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering* 1, 343–354.

Endo, M. and Yanase, K., 2014. Effects of small defects, matrix structures and loading conditions on the fatigue strength of ductile cast irons. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 69, 34–43.

Gadouini, H., Nadot, Y. and Rebour, C., 2008. Influence of mean stress on the multiaxial fatigue behavior of defective materials. *International Journal of Fatigue* 30(9): 1623–1633.

Giglio, M., Beretta, S., Mariani, U. and Ratti, G. 2010. Defect tolerance assessment of a helicopter component subjected to multiaxial load. *Engineering Fracture Mechanics* 77, 2479–2490.

Groza, M., Nadot, Y. and Varadi, K., 2018. Defect size map for nodular cast iron components with ellipsoidal surface defects based on the defect stress gradient approach. *International Journal of Fatigue* 112, 206–215.

Jiang, Y., Hertel, O. and Vormwald, M., 2007. An experimental evaluation of three critical plane multiaxial fatigue criteria. *Int J Fatigue*; 29:1409–502.

Karolczuk, A., Nadot, Y. and Dragon, A., 2008. Non-local stress gradient approach for multiaxial fatigue of defective material. *Computational Materials Science* 44, 464–475.

Lorenzino, P., Okazaki, S., Matsunaga, H. and Murakami, Y., 2015. Effect of small defect orientation on fatigue limit of carbon steels. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38, 1076–86.

Murakami, Y., 2002. *Metal fatigue: Effects of small defects and nonmetallic inclusions*. Elsevier.

Murakami, Y., 2012. Material defects as the basis of fatigue design. *International Journal of Fatigue* 41, 2–10.

Murakami, Y., 2019. *Metal fatigue: Effects of small defects and nonmetallic inclusions*. Second Edition. Elsevier.

Murakami, Y. and Endo, M., 1983. Quantitative evaluation of fatigue strength of metals containing various small defects or cracks. *Engineering Fracture Mechanics* 17(1), 1–15.

Murakami, Y. and Endo, M., 1986. Effects of Hardness and Crack Geometries on ΔK_{th} of Small Cracks Emanating from Small Defects. In: K.J. Miller, E.R. de Los Rios (Eds.), *The Behavior of Short Fatigue Crack*, Mechanical Engineering Publications 1(1), 275–293.

Murakami, Y. and Endo, M., 1994. Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journal of Fatigue* 16(3), 163–182.

Murakami, Y. and Nemat-Nasser, S., 1983. Growth and stability of interacting surface flaws of arbitrary shape. *Engineering Fracture Mechanics* 17(3), 193–210.

Murakami, Y. and Takahashi, K., 1998. Torsional fatigue of a medium carbon steel containing an initial small surface crack introduced by tension-compression fatigue: crack branching, non-propagation and fatigue limit. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 21, 1473–84.

Nadot, Y. and Billaudeau, T., 2006. Multiaxial fatigue limit criterion for defective materials. *Engineering Fracture Mechanics* 73, 112–133.

Nadot, Y. and Denier, V., 2004. Fatigue failure of suspension arm: experimental analysis and multiaxial criterion. *Engineering Failure Analyses* 11, 485–499.

Nasr, A., Nadot, Y., Bouraoui, C. and Fathallah, R., 2012. Effect of artificial defect and mean shear stress on torsional fatigue behaviour. *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 146, pp 74-82.

Nishimura, Y., Yanase, K., Tanaka, Y., Miyamoto, N., Miyakawa, S. and Endo, M., 2019. Effects of mean shear stress on the torsional fatigue strength of a spring steel with small scratches. *International Journal of DamageMechanics*; 0(0) 1–15.

Papadopoulos, I.V., Davoli, P., Gorla, C., Filippini, M., Bernasconi, A., 1997. A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals. *Int J Fatigue* 19(3), 219–35.

Socie, D. and Bannantine, J., 1988. Bulk deformation fatigue damage models. *Mater Sci Eng A*; 103:3-13.

Takahashi, K. and Murakami, Y., 2002. Torsional fatigue of specimens containing an initial small crack introduced by tension-compression fatigue. (Effects of shear mean stress and tensile or compressive mean stress), *Nippon Kikai Gakkai Ronbunshu, A Hen/Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Part A*;68(4):645-52.

Walker, K., 1970. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum. In: *Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life*, ASTM STP 462. Am. Soc. for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1-14.

Wehner, T. and Fatemi, A., 1991. Effects of mean stress on fatigue behaviour of a hardened carbon steel. *International Journal of Fatigue* 13(3), 241-248.