

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

ENSAIOS E AVALIAÇÃO DA DIREÇÃO DE
INICIAÇÃO DE TRINCA SOB CONDIÇÕES DE
FRETTING

GABRIEL MAGALHÃES JUVENAL ALMEIDA

ORIENTADOR: JOSÉ ALEXANDER ARAÚJO

PUBLICAÇÃO ENM-DM 266/2017
BRASÍLIA, 11 de setembro de 2017

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

ENSAIOS E AVALIAÇÃO DA DIREÇÃO DE
INICIAÇÃO DE TRINCA SOB CONDIÇÕES DE
FRETTING

GABRIEL MAGALHÃES JUVENAL ALMEIDA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

Banca Examinadora

Prof. José Alexander Araújo, D.Phil. (ENM-FT-UnB)
(Orientador)

Prof. Edson Paulo da Silva, D.Phill. (ENM-FT-UnB)
(Examinador Externo)

Prof. Fábio Comes de Castro, Dr. (ENM-FT-UnB)
(Examinador Interno)

Brasília, 11 de setembro de 2017

FICHA CATALOGRÁFICA

ALMEIDA, GABRIEL MAGALHÃES JUVENAL

ENSAIOS E AVALIAÇÃO DA DIREÇÃO DE INICIAÇÃO DE TRINCA SOB CONDIÇÕES DE *FRETTING*

xv, 92p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2017)

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia, Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Fadiga por <i>Fretting</i>	2. Fadiga Multiaxial
3. Direção de Iniciação de Trinca	4. Al 7050 T7451
I. ENM/FT/UnB	II. Título(ENM-DM 266/2017)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

ALMEIDA, G. M. J., (2017) ENSAIOS E AVALIAÇÃO DA DIREÇÃO DE INICIAÇÃO DE TRINCA SOB CONDIÇÕES DE *FRETTING*. Dissertação de Mestrado, Publicação ENM-DM 266/2017, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, xv, 92p.

CESSÃO DE DIREITOS

Autor: Gabriel Magalhães Juvenal Almeida

TÍTULO: Ensaio e Avaliação da Direção de Iniciação de Trinca sob Condições de *Fretting*

GRAU: Mestre

ANO: 2017

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.

Gabriel Magalhães Juvenal Almeida
Correio Eletrônico: gabrieljuvenal@hotmail.com

Agradecimentos

Agradeço a todos que contribuíram direto e indiretamente com a minha formação, em especial meu pai Jucimar, minha mãe Mariana e meu irmão Bruno. Gostaria de agradecer especialmente também ao meu orientador José Alexander Araújo, o qual considero um exemplo de pesquisador, pelos diversos ensinamentos e críticas construtivas dados ao longo desta trajetória, os quais, com certeza, contribuíram muito para o meu crescimento e também ao professor Fábio Comes de Castro pelas dicas e instruções dadas.

Agradeço a todos os amigos, os quais contribuíram com os momentos fundamentais de abstração, e também agradeço especialmente os amigos Luiz Carneiro e Raphael Araújo que me ajudaram a solucionar diversos problemas relacionados com o meio acadêmico.

Aos técnicos envolvidos neste trabalho, especialmente ao Miguel, pelos serviços prestados e ensinamentos fundamentais para a execução dos ensaios.

Agradeço também todo o apoio fornecido pela CAPES e pela Eletronorte.

Muito obrigado a todos!

Prefácio

Esta dissertação de mestrado é parte do trabalho de pesquisa desenvolvido pelo autor no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília. Este trabalho foi conduzido sob orientação do professor Doutor José Alexander Araújo.

Parte do trabalho descrito nessa dissertação foi publicado nos seguintes artigos:

- Araújo, J. A., Almeida, G. M. J., Ferreira, J. L. A., da Silva, C. R. M., & Castro, F. C. Early cracking orientation under high stress gradients: The fretting case. *International Journal of Fatigue*, v. 100, p. 611-618, 2017.
- Araújo, J. A., Almeida, G. M. J., Ferreira, J. L. A., da Silva, C. R. M., & Castro, F. C. Fatigue Crack Initiation Path under Fretting Conditions. *Proceedings of the 6TH International Symposium on Solid Mechanics*, v. 6, p. 42-55, 2017.

RESUMO

O fenômeno de fadiga por *fretting* causa enormes prejuízos, principalmente para os setores elétrico e aeronáutico, ao danificar e reduzir a vida útil dos componentes que apresentam este tipo de fadiga, e ainda hoje, muitos dos efeitos causados pelo problema de fadiga por *fretting* continuam desconhecidos. Este trabalho tem como propósitos principais a validação de metodologias utilizadas para prever a direção de iniciação de trincas no caso de *fretting*, além de analisar a influência de parâmetros experimentais sobre a direção de propagação destas trincas. Para alcançar tal fim, dados disponíveis na literatura conjuntamente com testes conduzidos pelo autor foram utilizados para comparar os resultados numéricos obtidos combinando as metodologias propostas e critérios multiaxiais (*Fatemi-Socie*, *Smith-Watson-Topper* e *Modified Curve Wöhler Method*) com as direções experimentais de propagação das trincas. Os resultados apontaram que dentre os critérios em estudo, o de SWT se mostrou superior ao atingir os melhores resultados e que a utilização do Método da Distância Crítica trouxe melhora no desempenho desses critérios, inclusive na captura dos efeitos observados pela variação dos parâmetros analisados.

ABSTRACT

The fretting fatigue phenomenon causes huge losses, mainly to energy and aviation industries, by reducing the life of many components which experience this kind of fatigue and currently, many of the effects caused by the problem of fretting fatigue remain unknown. The main goals of this dissertation are the validation of methodologies used for prediction of crack path propagation on fretting fatigue cases and the analysis of the influence of experimental parameters on the direction of these cracks. To achieve these goals, data available in literature and experimental tests conducted by the author were used to compare the numerical results obtained using different methods and multiaxial criteria (*Fatemi-Socie*, *Smith-Watson-Topper* and *Modified Wöhler Curve Method*) with the experimental results. The results indicate that among the multiaxial criteria in analysis, the SWT has proved itself to be better than the others and the utilization of the Method of Critical Distance has improved the performance of these criteria, as well as the capture of the effects caused by variation of the experimental parameters in study.

Conteúdo

1	INTRODUÇÃO TEÓRICA	1
1.1	Justificativa	1
1.2	Revisão do Estado da Arte	2
1.3	Objetivos	7
1.4	Estrutura do Trabalho	7
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1	Mecânica da Fratura	8
2.1.1	Conceitos Fundamentais	8
2.2	Mecânica do Contato	10
2.2.1	Introdução	10
2.2.2	Contato entre Cilindros - Formulação e Solução do Problema	13
2.2.3	Influência da Carga de Fadiga	21
2.3	Fadiga Multiaxial	23
2.3.1	Introdução	23
2.3.2	Decomposição do Vetor Tensão	23
2.3.3	Definição da Amplitude da Tensão Cisalhante	26
2.3.4	Método da Curva Modificada de Wöhler - MWCM	27
2.3.5	Critério de Fatemi-Socie - FS	28
2.3.6	Critério de Smith-Watson-Topper - SWT	28
3	METODOLOGIAS PROPOSTAS PARA PREVISÃO DE TRINCAS EM CONDIÇÃO DE FADIGA POR <i>FRETTING</i>	30
3.1	Método 1 - Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural	30
3.2	Método 2 - Plano Crítico em cada Ponto	32
3.3	Método 3 - Direção Crítica	33

4	MATERIAIS E MÉTODOS	35
4.1	Grupo 1 de Testes - Dados da Literatura	35
4.2	Grupo 2 de Testes - Alumínio 7050 T7451	37
4.2.1	Ensaio Planejado	39
4.2.2	Corpos de Prova e Sapatas	41
4.2.3	Máquina de Ensaio de Fadiga por <i>Fretting</i> com dois Atuadores	42
4.2.4	Procedimento de Ensaio	45
4.2.5	Procedimento de Análise Pós-Ensaio	50
5	RESULTADOS	56
5.1	Resultados - Grupo 1	56
5.2	Resultados - Grupo 2	60
5.2.1	Efeito do Aumento da Carga Cisalhante	70
5.2.2	Efeito do Aumento do Tamanho do Contato	71
5.2.3	Efeito do Aumento da Carga Média de Fadiga	72
6	COMENTÁRIOS FINAIS	74
6.1	Conclusões	74
6.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	75
7	APÊNDICES	82
8	ANEXOS	88

Lista de Figuras

1.1	Ilustrações de: (a) Exemplo de grampo utilizado em cabos condutores; (b) Contato entre fios de um cabo condutor (ZHOU et al., 1996).	1
1.2	Ensaio de <i>fretting</i> simulando conexão do tipo <i>dovetail</i> ou rabo de andorinha (NICHOLAS, 1999).	2
2.1	Ilustração do estado de tensão próximo a uma trinca em uma placa submetida a um carregamento uniaxial σ	9
2.2	Ilustração da taxa de crescimento de uma trinca de fadiga.	10
2.3	Ilustração dos Modos I (abertura), Modo II (cisalhamento) e Modo III (rassamento).	10
2.4	Caracterização de contatos: (a) Incompleto e não-conforme; (b) Incompleto e conforme; (c) Completo; (d) Incompleto com singularidade.	11
2.5	Ilustração de contato normal entre dois corpos elasticamente idênticos.	12
2.6	Ilustração das zonas de adesão e escorregamento no contato entre cilindros submetidos a um carregamento normal e tangencial.	13
2.7	Ilustração de um semi-plano carregado com componentes normal, $p(x)$, e cisalhante, $q(x)$, ao longo do contato.	14
2.8	Ilustração do contato entre corpos cilíndricos submetidos a carregamentos normal e cisalhante.	16
2.9	Perfis das distribuições normalizadas normal ($p(x)/p_0$) e cisalhante ($q(x)/fp_0$) para uma razão de carregamento $Q/fP = 0,59$. Zona de adesão $ x/a \leq 0,6403$	18
2.10	Variação da carga tangencial $Q(t)$ ao longo de um ciclo completo de fadiga por <i>fretting</i>	18
2.11	Variação das tensões cisalhantes normalizadas superficiais durante um ciclo completo de $Q(t)$. $Q_{max}/(fP) = 0,6$. $ c/a \leq 0,6325$. $ c'/a \leq 1; 0,9220; 0,8367; 0,7416; 0,6325$ respectivamente para as razões $Q/fP = 0,6$ a $-0,6$	21
2.12	Configuração de fadiga por <i>fretting</i> com presença de tensão de fadiga constante.	22

2.13	Distribuição da tensão cisalhante na superfície com e sem carga média de fadiga.	22
2.14	Condição de equilíbrio aplicada no tetraedro de Cauchy. F_1, F_2, F_3 são tensões genéricas aplicadas nas faces externas.	24
2.15	Decomposição do tensor \mathbf{t} considerando as bases $\mathbf{e}_a, \mathbf{e}_b$ e \mathbf{n} , no plano material Δ	26
2.16	Ilustração da aplicação do Método MRH no plano material Δ	27
3.1	Diferentes definições de tensão efetiva para a TDC: (a) Método do Ponto; (b) Método da Linha; e (c) Método da Área.	31
3.2	Ilustração do Método Plano Crítico aplicado no Centro do Volume Estrutural.	32
3.3	Ilustração do Método do Plano Crítico em cada Ponto.	33
3.4	Ilustração do Método da Direção Crítica.	34
4.1	Perfil de propagação da trinca encontrada no aço 35NCD16.	37
4.2	Microestrutura do Alumínio 7050 T7451 em diferentes ampliações.	39
4.3	Ilustração do esquema de carregamento utilizado nos ensaios.	41
4.4	Corpo de prova e diferentes tipos de sapatas utilizados nos ensaios experimentais.	42
4.5	Máquina MTS de fadiga por <i>fretting</i> com dois atuadores.	43
4.6	Esquemático detalhado da Máquina de fadiga por <i>fretting</i> com dois atuadores.	44
4.7	Sistema hidráulico manual Enerpac anexado à máquina de fadiga por <i>fretting</i>	45
4.8	Impressões do campo de pressão em diferentes configurações.	46
4.9	Aparato de <i>fretting</i> conectado ao atuador de 100 kN da Máquina de fadiga por <i>fretting</i>	47
4.10	Sinais de resposta adquiridos pelo programa <i>Basic TestWare</i> : (a) Atuador de Fadiga; (b) Atuador de <i>Fretting</i>	48
4.11	Comparação entre os laços de histerese da força cisalhante e do deslocamento entre pontos ao longo de um ciclo de carregamento: (a) Laço de histerese teórico (HILLS, 1994); (b) Laço de histerese experimental.	48

4.12	Organograma do ensaio de fadiga por <i>fretting</i>	49
4.13	Esquema de cortes realizados no CP e sistema de orientação utilizado. Zona em vermelho representa a região de contato de <i>fretting</i>	50
4.14	Fotos da zona de contato da amostra C2 E3: (a) Condição original, com detritos. (b) Condição atacada, sem detritos.	51
4.15	Metodologia de medição adotada neste trabalho para mensurar as zonas de escorregamento e de adesão.	51
4.16	Diferentes procedimentos adotados para medição da direção de propagação da maior trinca encontrada.	53
4.17	Observação no MEV da marca de <i>fretting</i> da amostra C2 E1. Setas indicam trincas aparentes.	54
4.18	Organograma do procedimento pós-ensaio adotado neste trabalho.	55
5.1	Trincas observadas e predições baseadas no Método 1 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.	58
5.2	Trincas observadas e predições baseadas no Método 2 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.	59
5.3	Trincas observadas e predições baseadas no Método 3 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.	60
5.4	Marcas experimentais de fadiga por <i>fretting</i> obtidas para a liga Al7050 T7451.	61
5.5	Análise fractográfica da amostra do teste C9 E2: (a) Perfil lateral da fratura; (b) Superfície da fratura e medição do ângulo inicial de propagação (parte inferior).	63
5.6	Imagens realizadas no Microscópio Confocal da amostra direita do teste C2 E2. (a) Trincas em detalhe (ampliação de 1080x). (b) Região interna do contato (ampliação de 216x).	65
5.7	Imagem realizada no MEV na amostra C2 E2: detalhe das trincas e da zona de escorregamento.	66

5.8	Vistas isométrica (a), lateral (b) e frontal (c) das trincas encontradas na amostra C2 E1.	68
5.9	Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 1 (Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural) e dos critérios multiaxiais.	69
5.10	Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 2 (Plano Crítico em cada Ponto) e dos critérios multiaxiais.	70
5.11	Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 3 (Direção Crítica) e dos critérios multiaxiais.	70

Lista de Tabelas

2.1	Componentes cisalhantes normalizadas em diferentes regiões de um ciclo de <i>fretting</i>	19
4.1	Propriedades mecânicas dos aços AISI 1034 e 52100 (FOUVRY et al., 2008).	36
4.2	Propriedades mecânicas dos aços 35NCD16 e 100C6 (BAIETTO et al., 2013).	36
4.3	Parâmetros experimentais utilizados (FOUVRY et al., 2008; BAIETTO et al., 2013).	36
4.4	Resultados das medições realizadas no aço 35NCD16 (BAIETTO et al., 2013).	37
4.5	Composição química da liga Al7050 (DAVIS, 1994).	37
4.6	Propriedades mecânicas da liga de alumínio 7050 T7451 (ASM, 1990).	38
4.7	Configuração dos ensaios experimentais planejados.	41
4.8	Rugosidades superficiais das amostras utilizadas.	42
5.1	Tabela comparativa dos resultados numéricos e experimentais do Grupo 1 de dados.	58
5.2	Comparação da largura das zonas experimentais com as teóricas.	62
5.3	Direções de iniciação em diferentes posições e comprimento de trincas obtidos para os testes na liga Al 7050 T7451.	64
5.4	Direções médias de iniciação e comprimentos médios de trincas obtidos para os testes na liga Al 7050 T7451.	65
5.5	Resultados numéricos das direções de iniciação de propagação de trinca em diferentes configurações de fadiga por <i>fretting</i>	69

Lista de Símbolos

Abreviações

LVDT	<i>linear variable differential transformer</i>
CP	corpo de prova
USAF	<i>United States Air Force</i>
SWT	<i>Smith-Watson-Topper</i>
FS	<i>Fatemi-Socie</i>
MWCM	<i>Modified Wöhler Curve Method</i>
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
TCD	Teoria das Distâncias Críticas
comp.	comprimento
config.	configuração

Símbolos Gregos e Latinos

x, y, z	eixos do sistema cartesiano
r, θ	eixos do sistema polar
ν	coeficiente de Poisson
θ, ϕ, λ	ângulos
σ_{sut}	tensão de ruptura
σ_{-1}	limite de resistência à fadiga completamente reversivo
σ_y	módulo de elasticidade
E	módulo de elasticidade
ΔK_{th}	limiar do fator intensidade de tensão
K_c	máximo valor do fator intensidade de tensão
ΔK_I	amplitude do fator intensidade de tensão no Modo I
$\Delta \sigma_{fl}$	faixa do limite de resistência à fadiga
σ_n	tensão normal
σ_x, σ_{xx}	tensão normal na direção x
σ_y, σ_{yy}	tensão normal na direção y
σ_z, σ_{zz}	tensão normal na direção z
$\Delta \sigma_x$	amplitude de tensão normal na direção x
$\Delta \sigma_y$	amplitude de tensão normal na direção y
$\Delta \sigma_z$	amplitude de tensão normal na direção z
$\Delta \tau_{xy}$	amplitude de tensão cisalhante no plano xy
σ_B, σ_m	carregamento <i>bulk</i> ou tensão média
$\Phi(z)$	função potencial de Muskhelishvili
\mathbf{t}	vetor tensão
\mathbf{t}_n	vetor tensão normal
$\boldsymbol{\tau}$	vetor tensão cisalhante
\mathbf{n}	vetor direção normal
\mathbf{e}_a	vetor direção a
\mathbf{e}_b	vetor direção b
t	tempo
T	período
P	carregamento normal por unidade de comprimento
Q	carregamento cisalhante por unidade de comprimento
$p(x)$	distribuição de tensão normal por unidade de comprimento
$q(x)$	distribuição de tensão cisalhante por unidade de comprimento
$q'(x), q''(x)$	perturbações da $q(x)$
p_0	pressão de pico por unidade de comprimento
R_{eq}	raio equivalente
E_{eq}	módulo de elasticidade equivalente

$h(x)$	função de interpenetração
$g(x)$	movimento relativo tangencial
$\sigma^n(x, y)$	tensor de tensões devido a carga normal na coordenada (x, y)
$\sigma^t(x, y)$	tensor de tensões devido a carga tangencial na coordenada (x, y)
τ_a	Amplitude de tensão cisalhante
$\tau_{a,MRH}$	Amplitude de tensão cisalhante definida pelo MRH
L	distância crítica
F_B	força de fadiga ou carregamento <i>Bulk</i>

Constantes e Parâmetros Materiais

C, m, k, α

Subscritos

max	máximo
min	mínimo
i, j	índices
a	alternado(a)
m	médio(a)
ef	efetiva
eq	equivalente

Sobrescritos

-	conjugado ou valor médio
t	componente tangencial
n	componente normal

1 INTRODUÇÃO TEÓRICA

1.1 Justificativa

O estudo do problema de fadiga por *fretting* é algo relativamente recente, porém, o entendimento deste fenômeno é de fundamental importância visto que ocorre em inúmeros casos práticos de engenharia. Casos de *fretting* podem ser encontrados em: trens de pouso de avião; placas de ligação ferroviárias; molas de suspensão; eixos com polias e rolamentos; acoplamentos de eixos; conexões parafusadas e tipo rabo de andorinhas; cabos condutores elétricos; entre outros (WARLOW-DAVIES, 1941; UHLIG et al., 1953; RUIZ; BODDINGTON; CHEN, 1984; ZHOU et al., 1995; ZHOU et al., 1996; WAGLE; KATO, 2009).

Os setores aeronáutico e elétrico têm particular interesse no entendimento do caso de *fretting*. A ação dos ventos gera vibração nos cabos de distribuição de energia elétrica, dessa forma, estes cabos podem estar sujeitos à fadiga por *fretting*, mais especificamente na região de grampeio, como ilustrado na Fig. 1.1a, e caso venham a falhar, podem provocar grandes prejuízos na vida de serviço da linha de transmissão (ZHOU et al., 1995; ZHOU et al., 1996).

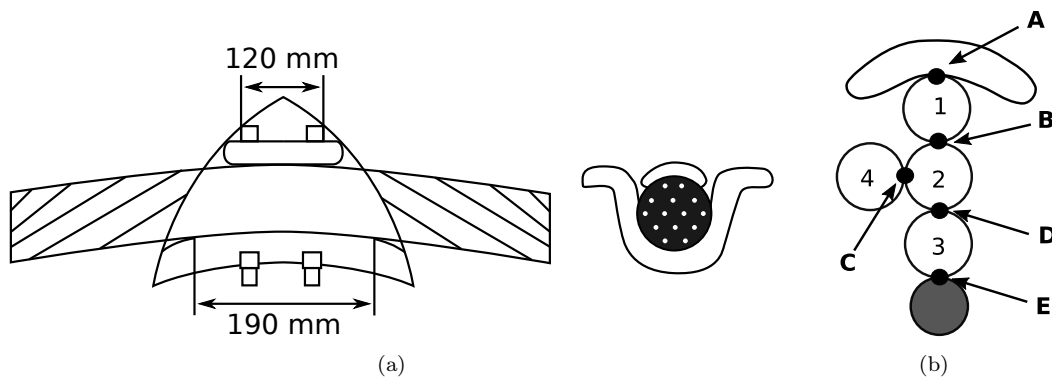


Figura 1.1: Ilustrações de: (a) Exemplo de grampeio utilizado em cabos condutores; (b) Contato entre fios de um cabo condutor (ZHOU et al., 1996).

Já no setor aeronáutico, a fadiga por *fretting* é muito presente no contato entre as pás e o rotor da turbina. Geralmente, estas peças são fabricadas separadamente e montadas por conexão tipo rabo de andorinha. De acordo com estimativas, um a cada seis problemas de fadiga de alto ciclo que ocorrem nos motores da força aérea americana (USAF) estão

associados ao dano por *fretting* (THOMSON, 1998). Nicholas (1999) realizou ensaios com corpos de prova de formato rabo de andorinha, como exibido na Figura 1.2, e também afirma que *fretting* é o fator que mais gera custos com manutenção relacionados com fadiga de alto ciclo para a USAF.

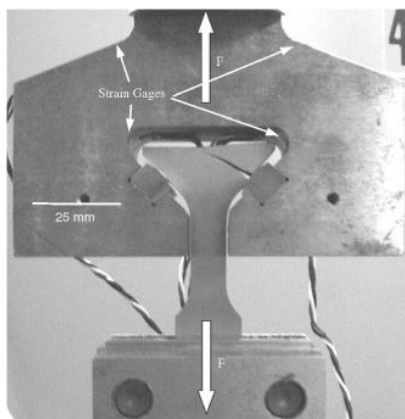


Figura 1.2: Ensaio de *fretting* simulando conexão do tipo *dovetail* ou rabo de andorinha (NICHOLAS, 1999).

Apesar de muitos avanços feitos na área de fadiga por *fretting*, muitos efeitos continuam desconhecidos. Em consequência disso, para alguns casos, medidas paleativas são adotadas pela indústria (LINDLEY; NIX, 1992; BEARD, 1994; FOUVRY et al., 2006). Desta forma, uma das grandes motivações e justificativas deste trabalho é contribuir com a pesquisa sobre fadiga por *fretting* para que a comunidade científica possa melhor compreender este fenômeno, e assim, apresentar soluções para os casos práticos de engenharia relacionados com o efeito de *fretting*.

1.2 Revisão do Estado da Arte

O termo *fretting* refere-se a um fenômeno tribológico caracterizado pelo desgaste superficial provocado por forças oscilatórias que geram um pequeno movimento relativo em pontos correspondentes das superfícies em contato. Já a fadiga por *fretting* é um processo de dano acumulativo caracterizado pela iniciação e propagação de trincas na presença de *fretting*. Este tipo de dano pode rapidamente destruir tolerâncias, tornar as peças mais susceptíveis à fadiga ou até mesmo bloquear o movimento de peças móveis devido aos detritos gerados (UHLIG et al., 1953). Segundo McDowell (1952), este fenômeno tem causado problemas em máquinas desde o dia em que peças usinadas foram montadas

juntas.

Eden, Rose e Cunningham (1911) fizeram umas das primeiras observações de fadiga por *fretting*. Os autores observaram a iniciação de trincas na região de contato entre o corpo de prova e as garras de uma máquina de teste. Com o passar dos anos e o desenvolvimento de máquinas de altas velocidades, este efeito se tornava cada vez mais frequente e o interesse em compreender esse fenômeno se tornava cada vez maior. A fim de descobrir as possíveis causas deste tipo de desgaste, Tomlinson (1927) realizou vários experimentos de contato entre duas superfícies, sendo uma plana e outra cilíndrica, e impôs um pequeno movimento relativo no ponto de contato. Warlow-Davies (1941) fez experimentos com dois tipos de aços (aço de médio carbono e aço liga cromo-níquel-molibdênio) e constatou que sob severas condições de *fretting* as perdas de resistência à fadiga para estes materiais foram de 13% e 18%, respectivamente. Estudos posteriores realizados por McDowell (1952) mostram que a ação conjunta de *fretting* e fadiga podem causar danos muito maiores ao produzirem altos fatores de redução de resistência nos materiais.

Em 1956, Horger associou o fenômeno de fadiga por *fretting* a algo semelhante à fadiga por corrosão. Entretanto, alguns anos depois, Waterhouse e Allery (1965) realizam experimentos de *fretting* em uma atmosfera de gás inerte e constataram que, apesar da formação de detritos ter sido menor comparada com os experimentos em ar atmosférico, os efeitos de redução da resistência à fadiga em ambos os casos foram praticamente os mesmos. Sendo assim, a corrosão por *fretting* não estaria tão fortemente relacionada com a redução da resistência à fadiga.

Desde o primeiro relato de fadiga por *fretting*, a comunidade científica demonstrou interesse em compreender este importante fenômeno comum em muitos casos de engenharia, mas até então, nenhuma abordagem completa e detalhada do problema havia sido feita. Finalmente em 1968, Nishioka, Nishimura e Hirakawa, seguidas das publicações de Nishioka e Hirakawa (1969a, 1969b, 1969c, 1969d) e Nishioka (1972), conduziram vários experimentos com o intuito de avaliar a influência de diversos fatores presentes no caso de *fretting*, como por exemplo os efeitos da: frequência, tensão média de fadiga; amplitude do escorregamento; pressão do contato; dureza dos materiais; e outros.

No primeiro trabalho, Nishioka, Nishimura e Hirakawa (1968) fizeram importantes

contatações, dentre elas, que dificilmente existe efeito frequência sobre a amplitude de deslizamento. Ao analisar posteriormente alguns fenômenos e mecanismos de trincas superficiais, foi constatado que geralmente surgem inclusões na região onde ocorre o contato, mas que estes não influenciam significativamente no processo de fadiga por *fretting* (NISHIOKA; HIRAKAWA, 1969b). Neste mesmo artigo, os autores disseram que a redução da resistência à fadiga é causada pela concentração de tensão gerada pela força de atrito de *fretting* e que trincas foram observadas especificamente nessas regiões onde a concentração de tensões é elevada. No seu estudo seguinte, Nishioka e Hirakawa (1969c) analisaram o efeito da tensão média de fadiga e segundo seus resultados, para a completa fratura, o limite de fadiga mostrou-se dependente da tensão média aplicada, aumentando quando a tensão média aplicada fosse de origem compressiva e reduzindo caso fosse trativa. Entretanto, o limite de fadiga para a iniciação de trinca mostrou-se indiferente sobre o tipo de tensão média (trativa ou compressiva) aplicada. Em relação ao efeito da amplitude de deslizamento relativo, a tensão para iniciar trincas é amplificada pela ação abrasiva da fadiga por *fretting* quando o deslizamento é consideravelmente alto. Além de que, a resistência à fadiga contra iniciação de trincas pode se tornar maior à medida que se reduz a amplitude de deslizamento relativo (NISHIOKA; HIRAKAWA, 1969d).

Em 1973, Bramhall realizou um intenso estudo sobre *fretting*. O autor analisou a influência do tamanho do contato mantendo o mesmo campo de tensões. Os resultados encontrados mostraram que o efeito de *fretting* reduz a vida em fadiga para tamanhos de contato acima de um determinado valor crítico. Futuramente, estudos e experimentos conduzidos por Nowell (1988) e Araujo (2000) também constataram o mesmo efeito.

Desde a primeira notícia de um caso de *fretting* tem-se estudado o caso a fim de entender seus mecanismos de ação. Para isso, diversos autores têm utilizado diferentes abordagens para modelar este fenômeno. Ciavarella e Demelio (2001) consideram como principais três tipos de abordagens, sendo elas: (i) Modelos baseados em Micro-deslizamento; (ii) Modelos baseados em Mecânica da fratura; (iii) Associação com concentradores de tensão.

Tomlinson (1927) foi um dos primeiros autores a sugerir que os micro-deslizamentos tangenciais poderiam ser utilizados para quantificar o fenômeno de *fretting*. Este modelo foi muito utilizado e ainda hoje continua sendo uma forma prática e simples para orientar medidas de engenharia diante de um problema tão complexo (CIAVARELLA; DEMELIO, 2001).

A segunda abordagem teve como pioneiros Endo e Goto (1976). Os autores perceberam que em um estágio inicial, as trincas do caso de *fretting* se propagavam mais rápido, porém de forma semelhante com casos de fadiga simples. Recentemente, esforços têm sido concentrados para tentar prever a iniciação de trincas (NOWELL; HILLS, 1990; FOUVRY et al., 1998) e a iniciação de trincas curtas (ARAÚJO; NOWELL, 1999; DINI; NOWELL; DYSON, 2006; FOUVRY et al., 2008).

A terceira abordagem diz que o caso de fadiga por *fretting* por ser tratado como um caso convencional de fadiga submetido a um concentrador de tensão. Giannakopoulos et al. (2000) foram um dos pioneiros a considerar esta abordagem. Os autores notaram semelhanças entre o campo de tensão do caso de fadiga por *fretting* com o campo de tensão gerado por um concentrador de tensão. Desta forma, é dado mais peso para o efeito gerado pelo concentrador de tensão e o efeito do desgaste é minimizado. Porém, quando submetido a altas tensões, estudos realizados por Fouvry, Elleuch e Simeon (2002) mostraram resultados insatisfatórios para esta análise. Entretanto, Araujo e Nowell (2002) conseguiram melhores resultados analisando o caso sob uma determinada distância da superfície do contato.

Seguindo esta mesma linha de raciocínio, Vallellano, Dominguez e Navarro (2003) também perceberam, através de uma investigação experimental de fadiga por *fretting* com contato esférico realizada na liga de alumínio 7075-T6, que os estágios iniciais de propagação de trincas em condições de *fretting* podem ser analisados através metodologias empregadas para prever comportamento de fadiga em corpos com entalhes, pois em ambos os casos o processo de crescimento das trincas é altamente influenciado pelo gradiente de tensões perto do entalhe ou do contato de *fretting*. Taylor (1999) baseado em conceitos da mecânica da fratura linear elástica e em métodos para considerar a influência do gradiente do campo de tensões na resistência à fadiga em elementos entalhados (NEUBER, 1946; PETERSON, 1959) propôs duas equações para calcular a distância crítica, L . Derivado dos métodos de Neuber e Peterson, obtiveram respectivamente os Método da Linha (ML) e o Método do Ponto (MP), que possuem valores de distâncias críticas de $2L$ para o ML e $L/2$ para o MP. Proposto por Haddad, Topper e Smith (1979) a ideia de distância crítica, L , é um parâmetro definido pelo tamanho de uma trinca fictícia relacionada com o limite de propagação de trincas longas, σ_{th} , e o limite de fadiga do material, σ_{fl} .

Futuramente, Dini, Nowell e Dyson (2006) realizaram um estudo experimental para

estudar as similaridades entre componentes entalhados e elementos sujeitos à esforços de *fretting*. Em seus resultados foi possível observar que os Métodos do Ponto e da Linha foram capazes de realizar uma excelente predição do limite de propagação de trincas longas para o caso de *fretting* para o material estudado. Posteriormente, Araújo et al. (2007) combinaram a utilização da Teoria das Distâncias Críticas com o Método da Curva Modificada de Wöhler (SUSMEL; LAZZARIN, 2002) e formularam uma nova metodologia para previsão de fadiga por *fretting* também baseado nas semelhanças entre os efeitos de *fretting* e entalhes na vida em fadiga dos corpos. Os autores realizaram experimentos em duas ligas aeronáuticas, Al4%Cu e Ti-6Al-4V, e dentre outros, seus resultados mostraram que esta nova metodologia foi capaz de prever os resultados dos experimentos de fadiga por *fretting* com boa acurácia ($\pm 20\%$).

Pouco tempo depois, Rossino et al. (2009) estudaram o efeito da tensão média na vida em fadiga no caso de *fretting*. Utilizando um novo aparato de *fretting*, ensaios na liga de alumínio 7050 T7451 foram realizados sob diferentes cargas de tensão média de fadiga (-145 a 15 MPa). Os resultados mostraram que a vida de fadiga aumentava à medida que a tensão média diminuía (assim como observado por Nishioka e Hirakawa (1969c) analisando dois diferentes aços de médio carbono) e que modelos de fadiga multiaxiais não-locais estudados em seu trabalho, não foram capazes de prever tal comportamento.

Novos métodos e abordagens têm sido desenvolvidos a fim de modelar de forma mais apropriada este problema de engenharia. A exemplo disso, pode-se citar, novos métodos para determinar a amplitude de tensão cisalhante para o caso de fadiga multiaxial (MAMIYA; ARAÚJO; CASTRO, 2009; MEGGIOLARO; CASTRO, 2015). Tentativas numéricas via elementos finitos também têm sido utilizadas para analisar este problema tão complexo. Baietto et al. (2013) utilizando o *Extended Finite Element Method* (X-FEM), compararam resultados experimentais realizados em duas configurações de contato distintas (cilíndrica e esférica) com os resultados numéricos obtidos. Ao confrontar as duas abordagens, foi possível observar que o modelo numérico respondeu acuradamente, mostrando muito promissora a utilização do método X-FEM nos casos de fadiga por *fretting*.

1.3 Objetivos

Os principais objetivos deste trabalho são avaliar as metodologias de Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural, Plano Crítico em cada Ponto e da Direção Crítica combinadas com os critérios multiaxiais de *Fatemi-Socie* (FS), *Smith-Watson-Topper* (SWT), e *Modified Wöhler Curve Method* (MWCM) utilizando dados experimentais disponíveis na literatura e obtidos pelo próprio autor, e também analisar a influência individual dos efeitos da tensão média de fadiga, do tamanho do contato e da carga de cisalhamento na direção de iniciação da trinca na liga de alumínio Al7050 T7451 em casos de fadiga por *fretting*.

1.4 Estrutura do Trabalho

O presente manuscrito, visando o melhor entendimento do mesmo, está dividido em 6 capítulos principais que são:

- Capítulo 1: apresenta uma revisão do estado da arte sobre fadiga por *fretting* além de justificar a importância do estudo deste tema e os principais objetivos deste trabalho;
- Capítulo 2: faz, resumidamente, uma revisão dos conceitos fundamentais para o entendimento do tema abordado, como por exemplo, conceitos da Mecânica da Fratura, Mecânica do Contato e da Fadiga Multiaxial;
- Capítulo 3: apresenta as três metodologias utilizadas neste trabalho para tentar prever a direção de iniciação de trincas em casos de fadiga por *fretting*;
- Capítulo 4: descreve os dois grupos de dados experimentais aqui utilizados, dados da literatura e obtidos experimentalmente pelo autor, além de explicitar todo o procedimento experimental e descrever brevemente os equipamentos e máquinas utilizados;
- Capítulo 5: apresenta todos os resultados numéricos e experimentais encontrados para ambos os grupos de materiais analisados;
- Capítulo 6: faz conclusões sobre os resultados atingidos e algumas sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Mecânica da Fratura

A partir do momento em que nasce uma trinca em um componente, é função da Mecânica da Fratura prever o comportamento de propagação desta trinca e estimar a vida que este componente irá possuir quando submetido a uma determinada condição de carregamento. Esta seção tem o propósito de abordar alguns conceitos básicos e fundamentais da Mecânica da Fratura Linear Elástica importantes para o entendimento deste trabalho.

2.1.1 Conceitos Fundamentais

Considerando o problema ilustrado na Figura 2.1, uma placa com largura w muito maior que o comprimento de uma trinca, $2b$, pode ter seu estado de tensão definido nas vizinhanças dessa trinca em função do fator intensidade de tensão, como indicado a seguir:

$$\Delta\sigma_x = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right], \quad (2.1)$$

$$\Delta\sigma_y = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right], \quad (2.2)$$

$$\Delta\tau_{xy} = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right). \quad (2.3)$$

Sendo F uma função de forma para adequação geométrica do problema, a amplitude do fator intensidade de tensão no Modo I pode ser definida como:

$$\Delta K_I = F \Delta\sigma \sqrt{\pi b}. \quad (2.4)$$

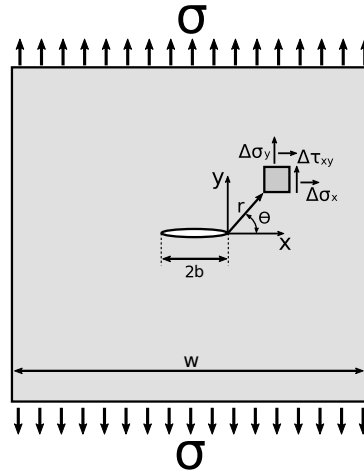


Figura 2.1: Ilustração do estado de tensão próximo a uma trinca em uma placa submetida a um carregamento uniaxial σ .

Ainda considerando o problema retratado na Figura 2.1, para melhor entendimento do fator intensidade de tensão, a Fig. 2.2 representa uma curva de crescimento do semi-lado da trinca, b , contra a faixa do fator de intensidade de tensão neste modo. Na região I, pode-se notar que trincas só irão propagar quando ΔK_I for maior que ΔK_{th} . Sendo assim, é possível definir o limiar do fator de intensidade de tensão, ΔK_{th} , como uma propriedade material que também depende da razão de carregamento.

A segunda região governada pela Lei de Paris, relaciona a taxa de crescimento db/dn e ΔK_I da seguinte forma:

$$\frac{db}{dN} = C (\Delta K_I)^m, \quad (2.5)$$

onde C e m são constantes dependentes do material e da razão de carregamento, determinadas experimentalmente.

Na terceira e última região, pode-se notar um rápido crescimento da taxa de propagação que aproxima a curva para uma reta praticamente vertical. O valor máximo admitido do fator de intensidade de tensão, K_c , representa então, a condição limite da falha estática. Desta forma, pode-se determinar o valor do comprimento crítico do semi-lado de uma trinca, b_c , suportado pelo material em uma condição específica de carregamento como:

$$K_{I,max} = K_c = \sigma \sqrt{\pi b_c}. \quad (2.6)$$

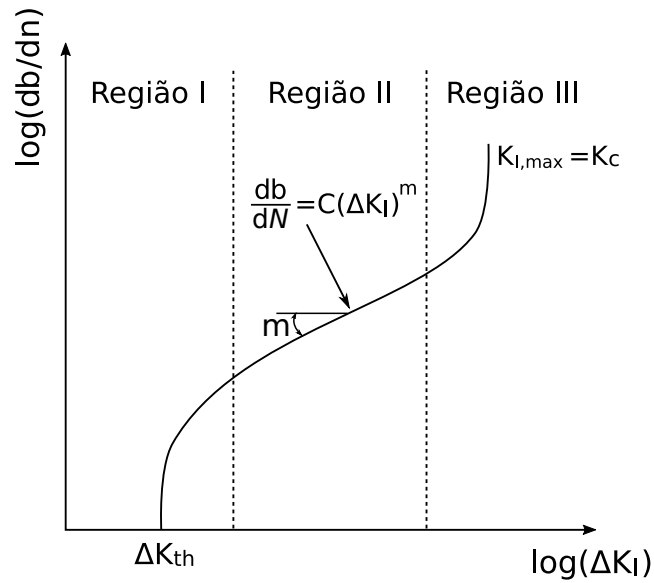


Figura 2.2: Ilustração da taxa de crescimento de uma trinca de fadiga.

A formulação acima, foi dada considerando somente o Modo I (abertura), entretanto, também existem outros modos de propagação de trinca, como ilustrado na Fig. 2.3.

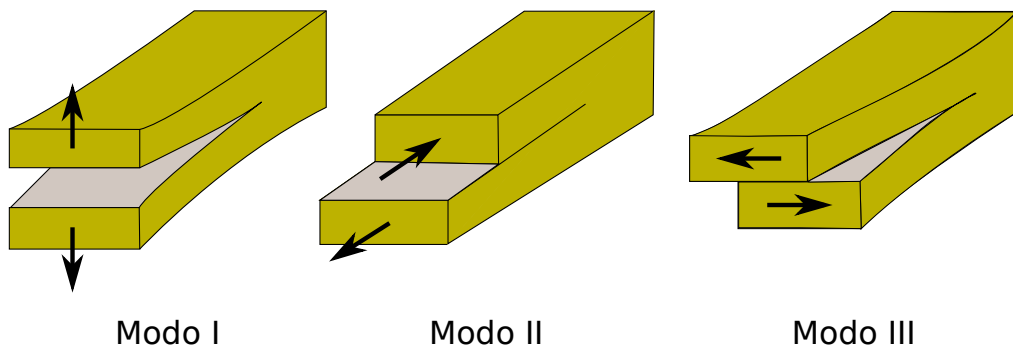


Figura 2.3: Ilustração dos Modos I (abertura), Modo II (cisalhamento) e Modo III (rasgamento).

2.2 Mecânica do Contato

2.2.1 Introdução

Em muitos casos reais de fadiga por *fretting*, o contato ocorre entre componentes de alta complexibilidade geométrica. Para estes casos, uma abordagem analítica é praticamente impossível de ser aplicada, sendo assim, torna-se necessária a utilização de uma abordagem por elementos finitos (HILLS, 1994). Por este motivo, grande maioria dos autores utilizam geometrias simples e bem definidas, para que também possa ser possível a aplicação de abordagens analíticas. Outros fatores também influenciam na escolha destas

geometrias, como por exemplo, maior facilidade no processo de fabricação e menor custo das partes.

Contatos entre cilindros, esferas e planos são uns dos mais simples tipos de contato que podem ser estudados. Consequentemente, partes com estas geometrias são comumente utilizadas em ensaios de fadiga por *fretting*. A Figura 2.4 ilustra alguns tipos de contatos bem definidos analiticamente. Um contato é dito incompleto se o tamanho do contato depende da carga normal aplicada, P , como mostrado nas Figuras 2.4a, 2.4b e 2.4d, e completo se o tamanho do contato não é influenciado pela carga normal, Fig. 2.4c. O contato representado pela Figura 2.4a também é classificado como não-conforme já que para pequenos valores de P , o tamanho do semi-contato, a , é muito inferior ao raio do cilindro. Para esse caso, a pressão nas extremidades do contato é nula. Diferentemente, o caso representado na Fig. 2.4b, é dito conforme já que o tamanho do contato pode assumir valores consideráveis comparando com o raio do cilindro. Neste caso as extremidades dos contatos também apresentam valores nulos. A Figura 2.4c ilustra o caso onde as extremidades do contato apresentam singularidade, uma vez que, os valores experimentados nestes pontos são extremamente altos. Já a Figura 2.4d mostra um tipo de contato que possui em uma extremidade pressão nula e noutra singularidade.

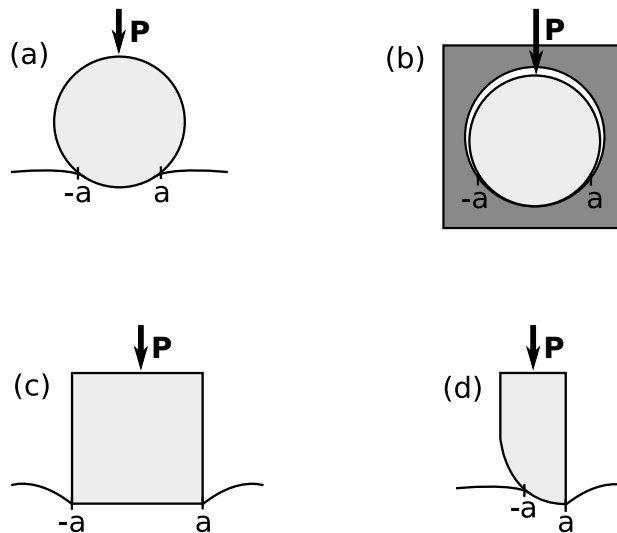


Figura 2.4: Caracterização de contatos: (a) Incompleto e não-conforme; (b) Incompleto e conforme; (c) Completo; (d) Incompleto com singularidade.

Considerando agora o contato entre dois corpos elasticamente idênticos submetidos a um carregamento normal, P , exemplificado na Fig. 2.5, a deformação gerada devido à carga P obriga que as partículas da superfície de contato de ambos os corpos sofram um

deslocamento paralelo, mas, como os corpos são elasticamente idênticos, não gera-se carga cisalhante, pois o deslocamento relativo entre dois pontos superficiais correspondentes é nulo.

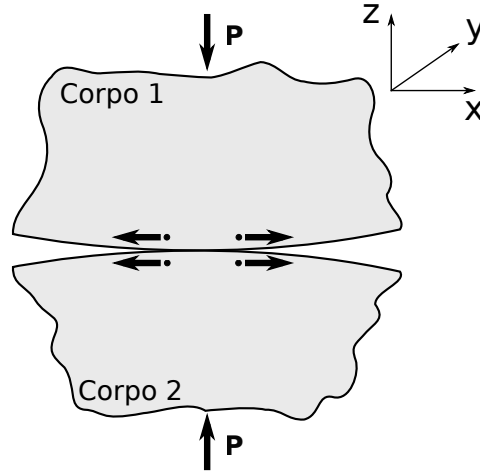


Figura 2.5: Ilustração de contato normal entre dois corpos elasticamente idênticos.

Aplicando-se agora uma força tangencial suficientemente grande para causar um escorregamento entre as partes, gera-se uma distribuição de tensão cisalhante, $q(x, y)$, relacionada pelo fator de atrito, f , e pela distribuição de tensão normal, $p(x, y)$, como indicado pela equação a seguir:

$$|q(x, y)| = -fp(x, y). \quad (2.7)$$

Entretanto, pelo fato dos corpos serem elasticamente idênticos e como as tensões cisalhantes atuam em direções opostas nas superfícies dos dois corpos, os pontos correspondentes superficiais sofrem o mesmo deslocamento na direção normal, sendo assim, os perfis das superfícies não sofrem alterações, e portanto, a distribuição $p(x, y)$ se mantém inalterada. Para os casos de fadiga por *fretting*, geralmente respeita-se a condição de escorregamento parcial

$$|Q| < fP, \quad (2.8)$$

sendo P e Q respectivamente as forças normal e de cisalhamento por unidade de comprimento. Se repetida a condição imposta pela equação 2.8, a área de contato irá possuir duas regiões distintas, sendo elas, uma de adesão e outra de escorregamento, como indicado na Fig. 2.6. Como o próprio nome sugere, a zona de escorregamento é governada pela relação imposta na equação 2.7, sendo assim, as partículas experimentam um mo-

vimento tangencial relativo limitado pelo coeficiente de atrito f . Já na zona de adesão, não ocorre este movimento entre as partículas, logo, nesta região, a tensão cisalhante deve respeitar a condição de escorregamento parcial indicada a seguir:

$$|q(x, y)| < -fp(x, y). \quad (2.9)$$

Como os corpos são impostos a uma força cisalhante idêntica em módulo, porém em direções opostas, o deslocamento normal induzido nas partículas superficiais são iguais, fazendo com que o campo de pressão não perceba nenhuma alteração. Sendo assim, como os efeitos gerados pela tensões normal e cisalhante não interferem um no outro, o problema é dito como um caso desacoplado.

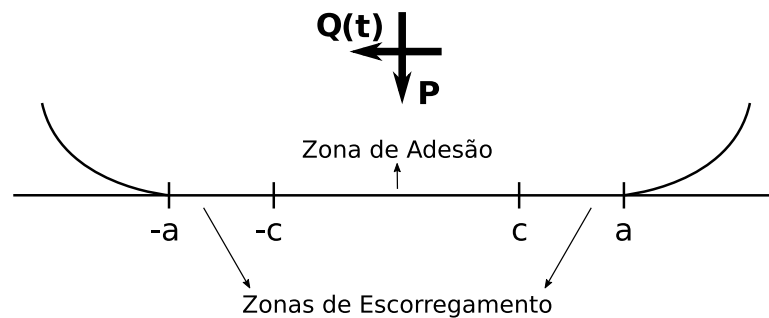


Figura 2.6: Ilustração das zonas de adesão e escorregamento no contato entre cilindros submetidos a um carregamento normal e tangencial.

2.2.2 Contato entre Cilindros - Formulação e Solução do Problema

No presente trabalho, somente a formulação e a solução do caso de contato entre cilindros similarmente elásticos será apresentada. As formulações e as soluções detalhadas deste e de outros casos de contato podem ser encontradas no trabalho de Hills e Nowell (1994).

Para o caso de *fretting*, é de fundamental importância compreender o campo de tensão interno e os deslocamentos superficiais, sendo possível, para o caso plano, determinar esses parâmetros utilizando a formulação do Potencial de Muskhelishvili (MUSKHELISHVILI, 1953; GLADWELL, 1980; HILLS; NOWELL; SACKFIELD, 1993).

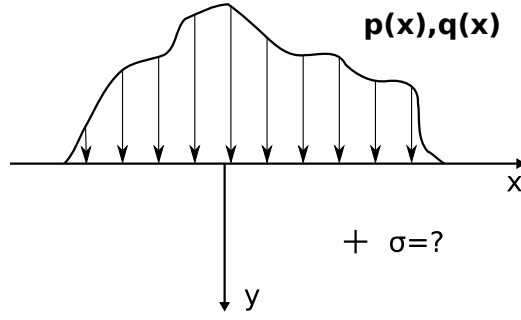


Figura 2.7: Ilustração de um semi-plano carregado com componentes normal, $p(x)$, e cisalhante, $q(x)$, ao longo do contato.

A função potencial, Φ , depende da coordenada complexa $z = x + iy$. Levando em consideração a geometria e o sistema coordenado mostrado na Fig. 2.7, o potencial $\Phi(z)$ pode ser encontrado realizando a integral de contorno ao longo de todo o contato:

$$\Phi(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\text{contato}} \frac{p(t) - iq(t)}{t - z} dt, \quad (2.10)$$

onde $p(t)$ e $q(t)$ são respectivamente os carregamentos normal e cisalhante arbitrários. Para contatos submetidos a escorregamentos, pode-se rescrever a equação anterior utilizando a equação 2.7. Resultando em:

$$\Phi(z) = \frac{1 - if}{2\pi i} \int_{\text{contato}} \frac{p(t)}{t - z} dt. \quad (2.11)$$

Uma vez encontrada função potencial, as componentes de tensão podem ser definidas por:

$$\sigma_{xx} + \sigma_{yy} = 2 [\Phi(z) + \bar{\Phi}(\bar{z})], \quad (2.12)$$

$$-\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + 2i\tau_{xy} = 2 [(\bar{z} - z)\Phi'(z) - \bar{\Phi}(z) - \Phi(z)], \quad (2.13)$$

e somando as equações 2.12 e 2.13 encontra-se

$$A = \sigma_{yy} + i\tau_{xy} = [(\bar{z} - z)\Phi'(z) - \bar{\Phi}(z) + \bar{\Phi}(\bar{z})]. \quad (2.14)$$

Pode-se agora, por meio da equação 2.14 rescrever as componentes de tensão como:

$$\sigma_{xx} = 4Re[\Phi(z)] - Re(A) , \quad (2.15)$$

$$\sigma_{yy} = Re(A) , \quad (2.16)$$

$$\tau_{xy} = Im(A) , \quad (2.17)$$

e considerando o estado plano de deformação, tem-se que a componente σ_{zz} é dada por

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) . \quad (2.18)$$

Cabe agora solucionar a equação potencial $\Phi(z)$ e suas variações $\bar{\Phi}(z)$, $\bar{\Phi}(\bar{z})$ e $\Phi'(z)$. A solução de Hertz para contato de cilindros (HERTZ, 1882), prevê uma distribuição elíptica de pressão ao longo do contato definida pela equação:

$$p(x) = -p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} , \quad (2.19)$$

sendo p_0 a pressão de pico expressa por

$$p_0 = \frac{2P}{\pi a} , \quad (2.20)$$

e a semi-largura do contato, a , calculada da seguinte forma

$$a = \sqrt{\frac{4PR_{eq}}{\pi E_{eq}}} . \quad (2.21)$$

Considerando as propriedades dos corpos mostradas na Fig. 2.8, os valores de raio e módulo de elasticidade equivalentes, R_{eq} e E_{eq} , são calculados pelas equações a seguir:

$$R_{eq} = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{-1} , \quad (2.22)$$

e

$$E_{eq} = \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)^{-1}. \quad (2.23)$$

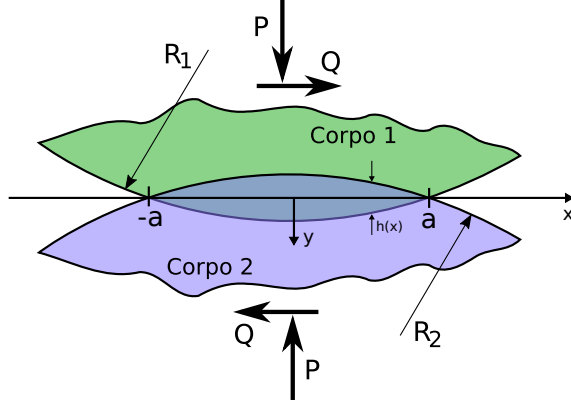


Figura 2.8: Ilustração do contato entre corpos cilíndricos submetidos a carregamentos normal e cisalhante.

Agora, com a distribuição de pressão dada pela eq. 2.19, pode-se substituí-la na eq. 2.11 e encontrar:

$$\Phi(z) = \frac{-(1 - if)p_0}{2\pi i} \frac{1}{a} \int_{-a}^a \frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{x - z} dx. \quad (2.24)$$

Resolvendo a integral anterior obtêm-se

$$\Phi(z) = -\frac{p_0}{2a}(i + f) \left(z - \operatorname{sgn}[\operatorname{Re}(z)]\sqrt{z^2 - a^2} \right), \quad (2.25)$$

a diferenciação desta função resulta em

$$\Phi'(z) = -\frac{p_0}{2a}(i + f) \left(1 - \operatorname{sgn}[\operatorname{Re}(z)] \frac{z}{\sqrt{z^2 - a^2}} \right), \quad (2.26)$$

o conjugado da eq. 2.25 é dado por

$$\bar{\Phi}(z) = -\frac{p_0}{2a}(-i + f) \left(z - \operatorname{sgn}[\operatorname{Re}(z)]\sqrt{z^2 - a^2} \right), \quad (2.27)$$

e a função $\bar{\Phi}(\bar{z})$ é expressa por

$$\bar{\Phi}(\bar{z}) = -\frac{p_0}{2a}(-i + f) \left(\bar{z} - \operatorname{sgn}[\operatorname{Re}(\bar{z})]\sqrt{\bar{z}^2 - a^2} \right). \quad (2.28)$$

Agora, com as funções potenciais 2.25 a 2.28 resolvidas, pode-se substituí-las e en-

contrar as componentes de tensão dada pelas equações 2.15 a 2.18.

Como o problema de *fretting* é considerado desacoplado, é conveniente realizar a multiplicação distributiva no termo $(i + f)$ da eq. 2.25. Desta forma, tem-se que a parte imaginária é responsável em gerar o estado de tensão normal, $\sigma^n(x, y)$, e a parte real que contém o fator de atrito, f , em geral o estado de tensão tangencial, $\sigma^t(x, y)$. De forma análoga, pode-se separar o caso normal do tangencial das demais variações da função potencial Φ , tornando assim possível, definir os estados de tensão separadamente como indicado a seguir:

$$\sigma^n(x, y) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}^n & \tau_{xy}^n & 0 \\ \tau_{xy}^n & \sigma_{yy}^n & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz}^n \end{bmatrix}, \quad (2.29)$$

e

$$\sigma^t(x, y) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}^t & \tau_{xy}^t & 0 \\ \tau_{xy}^t & \sigma_{yy}^t & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz}^t \end{bmatrix}. \quad (2.30)$$

Se a condição 2.8 não for violada, serão formadas duas zonas distintas no contato: uma zona de adesão ($|x| \leq c$) e outra de escorregamento ($c < |x| \leq a$), como indicado na Fig. 2.6. A distribuição de tensão cisalhante, $q(x)$, é usualmente modelada como uma perturbação da solução de escorregamento total. Sendo assim, pode-se defini-la como:

$$q(x) = fp_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} - q'(x), \quad (2.31)$$

sendo a perturbação $q'(x)$ definida por

$$q'(x) = fp_0 \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2}. \quad (2.32)$$

Na zona de escorregamento, não há perturbação da solução de escorregamento total, sendo assim, nesta região, $q'(x) = 0$. Para a zona de adesão, resolvendo condição de equilíbrio tangencial, definiu-se o tamanho normalizado da metade do zona de adesão, c , como:

$$\frac{c}{a} = \sqrt{1 - \left(\frac{Q_{max}}{fP}\right)}, \quad (2.33)$$

e assim calcular a perturbação de acordo com a eq. 2.32.

A Figura 2.9 mostra as distribuições de pressões normal e cisalhante. Nessa figura, pode-se ver claramente que na região de adesão, tem-se uma parcela da distribuição $q(x)$ descontada pela perturbação $q'(x)$.

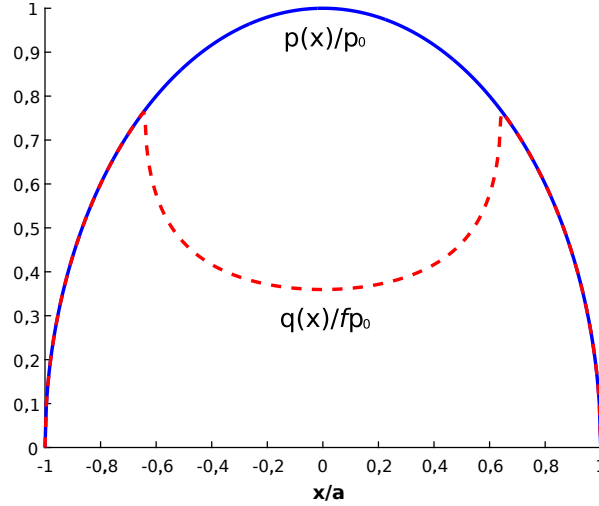


Figura 2.9: Perfis das distribuições normalizadas normal ($p(x)/p_0$) e cisalhante ($q(x)/fp_0$) para uma razão de carregamento $Q/fP = 0,59$. Zona de adesão $|x/a| \leq 0,6403$.

Até o presente momento, todas as equações foram desenvolvidas considerando o instante de tempo em que o carregamento cisalhante é máximo, mas como indicado na Fig. 2.10 essa componente varia durante o ciclo de fadiga por *fretting*. O tempo necessário para completar um ciclo completo de *fretting*, foi discretizado através de uma função senoide variando seu argumento de 0 a 2π , como mostra a mesma figura.

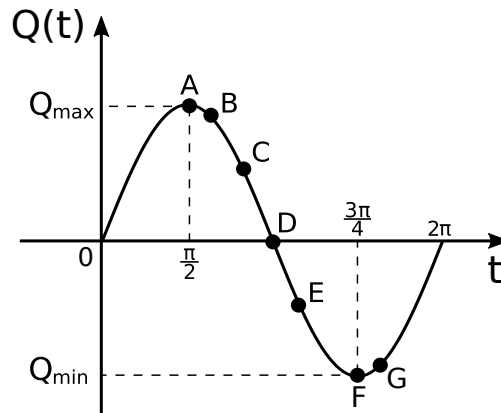


Figura 2.10: Variação da carga tangencial $Q(t)$ ao longo de um ciclo completo de fadiga por *fretting*.

Partindo do zero, a carga tangencial, $Q(t)$, inicia um estado de carregamento até o

ponto A, momento onde o carregamento tangencial atinge seu máximo valor. Do ponto A para o ponto B, inicia-se o processo de descarregamento. Neste instante, quando muda-se do estado de carregamento para descarregamento, viola-se a condição

$$\text{sgn}[q(x)] = -\text{sgn}\left(\frac{\partial g}{\partial t}\right), \quad (2.34)$$

oriunda das equações 2.7 e 2.9, e ocorre adesão em todo o contato. Tal fenômeno também acontece no ponto F, ponto de mínima tensão cisalhante.

Continuando o descarregamento, ponto B para o ponto C, formam-se nas extremidades dos contatos zonas de escorregamento reverso, dada no intervalo ($c' < x \leq a$). Nesta nova zona, as tensões cisalhantes mudam de direção para respeitar a condição 2.34. Sendo assim, a tensão cisalhante muda de $fp(x)\sqrt{1 - (x/a)^2}$ para $-fp(x)\sqrt{1 - (x/a)^2}$. Para tornar possível esta alteração, conclui-se que a tensão cisalhante perturbada deve ser igual a:

$$q''(x) = 2fp_0 \frac{c'}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c'}\right)^2}, \quad (2.35)$$

sendo o tamanho da zona de adesão em escorregamento reverso dado por

$$\frac{c'}{a} = \sqrt{1 - \left| \frac{Q_{max} - Q(t)}{2fP} \right|}. \quad (2.36)$$

A tabela 2.1 aglomera os valores assumidos pela distribuição cisalhante normalizada em cada zona de aplicação do contato.

Tabela 2.1: Componentes cisalhantes normalizadas em diferentes regiões de um ciclo de *fretting*.

$q(x)/fp_0$	Zona de Aplicação
$-\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$	$c' < x \leq a$
$-\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} + 2\frac{c'}{a}\sqrt{1 - \left(\frac{x}{c'}\right)^2}$	$c < x \leq c'$
$-\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} + 2\frac{c'}{a}\sqrt{1 - \left(\frac{x}{c'}\right)^2} - \frac{c}{a}\sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2}$	$ x \leq c$

É importante ressaltar que no ponto D, apesar da carga $Q(t)$ ser nula, a tensão cisalhante não é, pois o caso deve permanecer em equilíbrio. Portanto, tem-se que a distribuição de tensões cisalhantes ao longo do tempo não é linear. Tal afirmação pode

ser facilmente verificada calculando a nova zona de adesão na condição de escorregamento reverso, c'/a . Pode-se isolar e substituir o termo $Q_{max}/(fP)$ da eq. 2.33 na equação 2.36, e encontrar

$$\frac{c'}{a} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[1 + \left(\frac{c}{a} \right)^2 \right]}. \quad (2.37)$$

Como as tensões cisalhantes dependem da história de carregamento ao longo do tempo, torna-se necessário, realizar uma superposição de efeitos para calcular as componentes de tensões resultantes em cada condição de carregamento. Em um ciclo completo de *fretting*, tem-se quatro condições distintas: máximo, mínimo, carregamento e descarregamento.

Finalmente, o estado de tensões pode ser calculado para cada condição de carregamento, como indicado a seguir.

Carga Máxima:

$$\frac{\sigma_{ij}(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma_{ij}^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{p_0} \right) + f \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{fp_0} \right) - f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c}, \frac{y}{c} \right)}{fp_0} \right). \quad (2.38)$$

Carga Mínima:

$$\frac{\sigma_{ij}(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma_{ij}^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{p_0} \right) - f \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{fp_0} \right) + f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c}, \frac{y}{c} \right)}{fp_0} \right). \quad (2.39)$$

Carregamento:

$$\frac{\sigma_{ij}(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma_{ij}^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{p_0} \right) + f \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{fp_0} \right) + f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c}, \frac{y}{c} \right)}{fp_0} \right) - 2f \frac{c'}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c'}, \frac{y}{c'} \right)}{fp_0} \right). \quad (2.40)$$

Descarregamento:

$$\frac{\sigma_{ij}(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma_{ij}^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{p_0} \right) - f \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{a} \right)}{fp_0} \right) - f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c}, \frac{y}{c} \right)}{fp_0} \right) + 2f \frac{c'}{a} \left(\frac{\sigma_{ij}^t \left(\frac{x}{c'}, \frac{y}{c'} \right)}{fp_0} \right). \quad (2.41)$$

A Figura 2.11 mostra a variação da distribuição de tensão cisalhante na superfície do contato em diferentes instantes de tempo de um ciclo de *fretting*, relacionados com os

pontos A, C, D, E e F da Fig. 2.10. Os códigos para cálculo dos esforços de *fretting* e determinação do potencial de Muskhelishvili podem ser encontradas nos Apêndices A7.2 e A7.3 respectivamente.

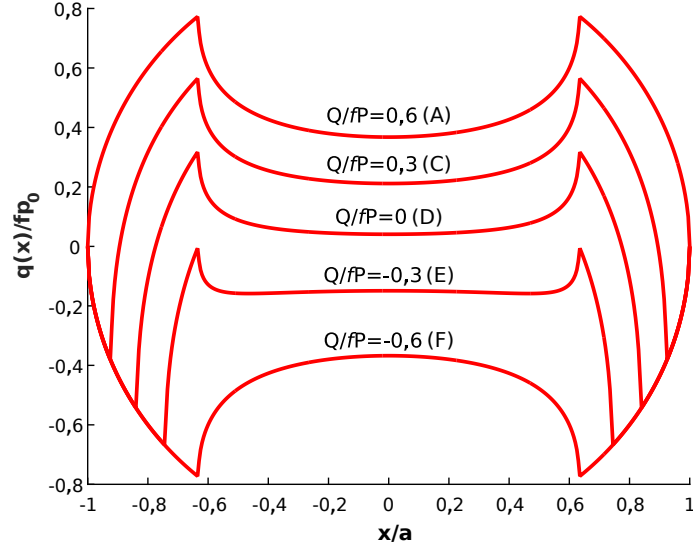


Figura 2.11: Variação das tensões cisalhantes normalizadas superficiais durante um ciclo completo de $Q(t)$. $Q_{max}/(fP) = 0,6$. $|c/a| \leq 0,6325$. $|c'/a| \leq 1; 0,9220; 0,8367; 0,7416; 0,6325$ respectivamente para as razões $Q/fP = 0,6$ a $-0,6$.

2.2.3 Influência da Carga de Fadiga

É comum nos casos de fadiga por *fretting* que também exista uma carga de fadiga, $\sigma_B(t)$, como ilustrado na Fig. 2.12. Nessa situação, ocorre um deslocamento das zonas de adesão e escorregamento, pois a distribuição de tensão cisalhante é alterada. Desta forma, as equações 2.32 e 2.35 podem ser respectivamente reescritas como:

$$q'(x) = fp_0 \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{(x-e)}{c}\right)^2}, \quad (2.42)$$

e

$$q''(x) = 2fp_0 \frac{c'}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{(x-e')}{c'}\right)^2}, \quad (2.43)$$

sendo os deslocamentos

$$e = \frac{\sigma_B(t)}{4fp_0}, \quad (2.44)$$

e

$$e' = \frac{\sigma_B(t)}{8fp_0} . \quad (2.45)$$

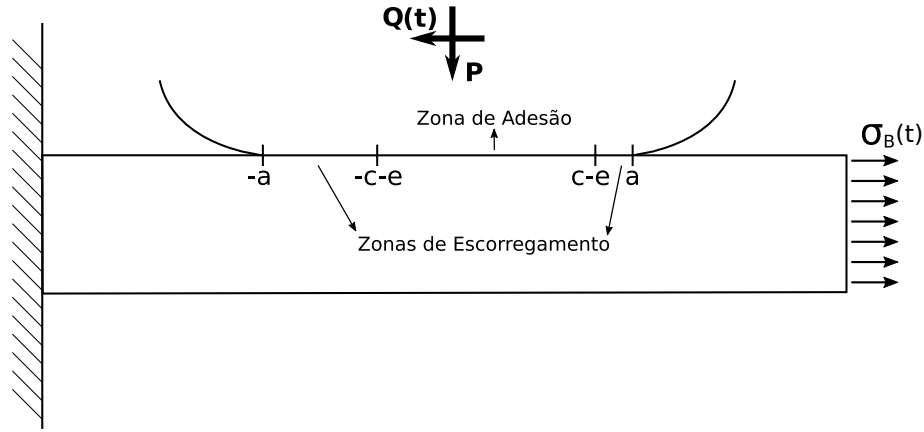


Figura 2.12: Configuração de fadiga por *fretting* com presença de tensão de fadiga constante.

A Figura 2.13 ilustra dois casos de distribuição de tensão cisalhante na superfície e pode-se ver claramente o efeito de deslocamento da zona de adesão causado pelo carregamento médio de fadiga σ_B .

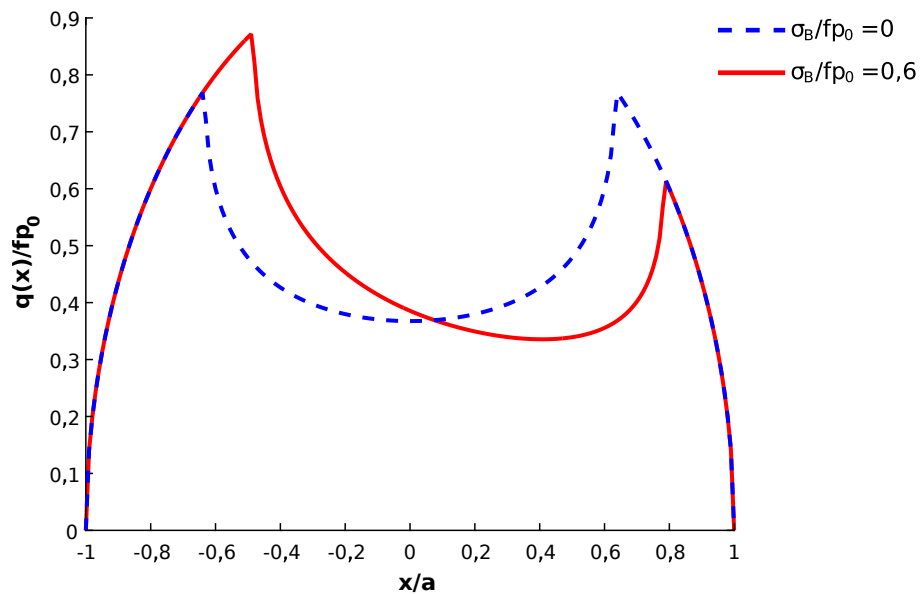


Figura 2.13: Distribuição da tensão cisalhante na superfície com e sem carga média de fadiga.

2.3 Fadiga Multiaxial

2.3.1 Introdução

Em casos reais de fadiga, é comum que os componentes estejam sujeitos a carregamentos multiaxiais. Contudo, tenta-se através de critérios multiaxiais dimensionar tais componentes utilizando dados experimentais obtidos com experimentos de fadiga uniaxial, visto que ensaios dessa natureza são mais facilmente conduzidos em laboratório. Gough e Pollard (1935) e Nishihara e Kawamoto (1945) conduziram uma série de resultados experimentais dos quais futuramente surgiriam os primeiros critérios multiaxiais.

Sines (1955) propôs um método baseado nos invariantes do tensor de tensão, onde através do cálculo de uma tensão equivalente, é possível prever a vida em fadiga utilizando curvas $S \times N$. Futuramente outros critérios de fadiga multiaxial baseados no invariante do tensor tensão também foram propostos por Crossland (1956), Deperrois (1991), Li, Santos e Freitas (2000), Mamiya e Araújo (2002) e outros.

Critérios de plano crítico também se tornaram populares pela sua capacidade de prever além da resistência à fadiga do material, o local e também a direção de iniciação da trinca. Este tipo de critério considera que trincas de fadiga nascem nos planos materiais em que o estado de tensão é mais severo. Dentre outros autores, modelos de planos críticos foram propostos por Brown e Miller (1973), McDiarmid (1974), Socie (1987), Fatemi e Socie (1988) e Susmel e Lazzarin (2002).

2.3.2 Decomposição do Vetor Tensão

Geralmente em condições reais de operação, os componentes mecânicos são submetidos a carregamentos complexos, determinados pela associação de forças que podem agir de forma assíncrona e/ou fora-de-fase. Sendo assim, para o caso multiaxial, o vetor tensão, \mathbf{t} , pode ter sua história genericamente descrita como:

$$\sigma(t) = \sigma(t + T) , \tag{2.46}$$

onde T é o período e t o tempo.

Tomando como partida o tetraedro de Cauchy, torna-se necessária a existência do

vetor tensão para que a condição de equilíbrio seja satisfeita, como mostrado na Fig. 2.14. De acordo com essa figura, o vetor tensão pode ser decomposto em:

$$\mathbf{t} = \mathbf{t}_n + \boldsymbol{\tau} , \quad (2.47)$$

sendo o vetor tensão normal dado por

$$\mathbf{t}_n = \sigma_n \mathbf{n} . \quad (2.48)$$

A tensão normal, σ_n , pode ser calculada da seguinte forma:

$$\sigma_n = \boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{n} . \quad (2.49)$$

Isolando o vetor tensão cisalhante da eq. 2.47 e substituindo os valores encontrados nas equações anteriores, pode-se determinar esse vetor como:

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} - (\boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{n}) \mathbf{n} . \quad (2.50)$$

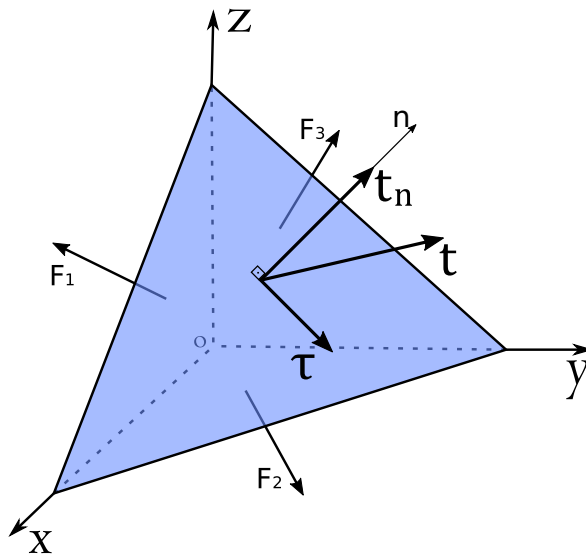


Figura 2.14: Condição de equilíbrio aplicada no tetraedro de Cauchy. F_1, F_2, F_3 são tensões genéricas aplicadas nas faces externas.

Pode-se ainda introduzir nesse sistema as bases \mathbf{e}_a e \mathbf{e}_b paralelas ao plano material analisado, como mostra a Fig. 2.15. Desta forma, pode-se ainda decompor o vetor

cisalhante da seguinte forma:

$$\boldsymbol{\tau} = \tau_A \mathbf{e}_a + \tau_B \mathbf{e}_b, \quad (2.51)$$

onde

$$\tau_A = \boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{e}_a, \quad (2.52)$$

e

$$\tau_B = \boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{e}_b. \quad (2.53)$$

As bases \mathbf{e}_a , \mathbf{e}_b e \mathbf{n} , são normalmente dadas em coordenadas esféricas respectivamente calculadas por:

$$\mathbf{e}_a = \begin{bmatrix} \sin \phi \cos \theta \\ \sin \phi \sin \theta \\ \cos \phi \end{bmatrix}, \quad (2.54)$$

$$\mathbf{e}_b = \begin{bmatrix} -\sin \theta \\ \cos \theta \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (2.55)$$

e

$$\mathbf{n} = \begin{bmatrix} -\cos \phi \cos \theta \\ -\cos \phi \sin \theta \\ \sin \phi \end{bmatrix}. \quad (2.56)$$

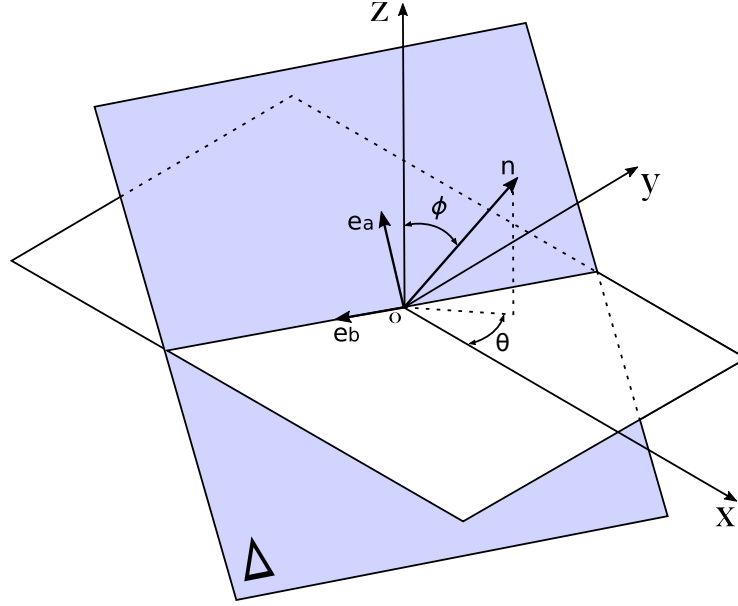


Figura 2.15: Decomposição do tensor \mathbf{t} considerando as bases $\mathbf{e}_a, \mathbf{e}_b$ e \mathbf{n} , no plano material Δ .

2.3.3 Definição da Amplitude da Tensão Cisalhante

Existem diversas formas para definir a amplitude da tensão cisalhante, τ_a , como por exemplo, utilizando o Método da Corda (GRUBISIC; SIMBÜRGER, 1976), Método do Mínimo Circulo Circunscrito (VAN; GRIVEAU, 1982), Método da Norma Mínima de Frobenius (ZOUAIN; MAMIYA; COMES, 2006), Método do Maior Retângulo Circunscrito - MRC, ou do inglês, *Maximum Rectangular Hull* - MRH (MAMIYA; ARAÚJO; CASTRO, 2009), Método do Momento de Inércia (MEGGIOLARO; CASTRO, 2015) e outros. Optou-se em utilizar neste trabalho o método proposto por Mamiya, Araújo e Castro (2009). Este método nos diz que a amplitude de tensão cisalhante é definida como a metade da diagonal do maior retângulo que pode ser circunscrito na história do tensor cisalhante. Como mostrado na Figura 2.16, as metades dos lados do retângulo que circunscrem a história de carregamento Ψ podem ser definidas como:

$$a_i(\lambda) = \frac{1}{2} [\max_t \tau_i(\lambda, t) - \min_t \tau_i(\lambda, t)], \quad i = 1, 2. \quad (2.57)$$

O ângulo λ descreve a rotação do retângulo, sendo assim, é necessário variar este ângulo somente com valores entre 0° a 90° . Para cada retângulo orientado por λ , a amplitude de tensão cisalhante, τ_a , é calculada da seguinte forma:

$$\tau_a(\lambda) = \sqrt{a_1^2(\lambda) + a_2^2(\lambda)}. \quad (2.58)$$

Finalmente, define-se como amplitude de tensão cisalhante o maior valor encontrado pela eq. 2.58 em todos os planos materiais investigados:

$$\tau_{a,MRH} = \max[\tau_a(\lambda)]. \quad (2.59)$$

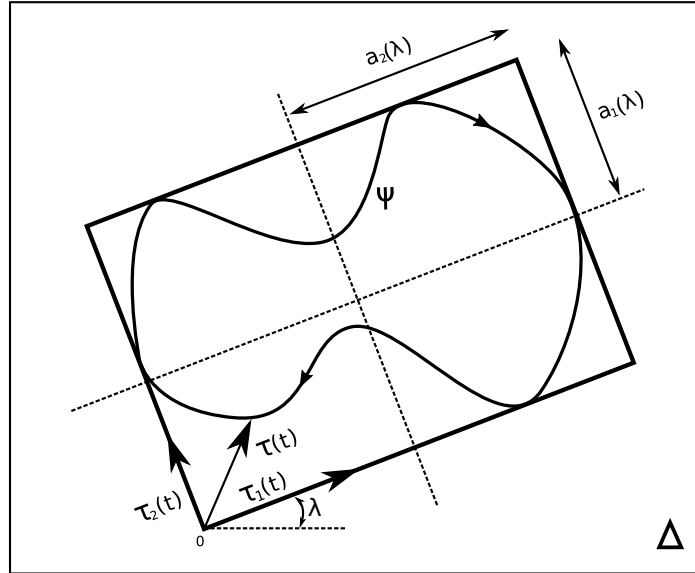


Figura 2.16: Ilustração da aplicação do Método MRH no plano material Δ .

2.3.4 Método da Curva Modificada de Wöhler - MWCM

Susmel e Lazzarin (2002) apresentaram em seu trabalho um método para estimar o limite de fadiga de alto ciclo para casos com carregamentos multiaxiais. O parâmetro MWCM pode ser escrito como:

$$MWCM = \tau_a + k \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a}, \quad (2.60)$$

onde τ_a é a amplitude da tensão cisalhante, $\sigma_{n,max}$ corresponde ao máximo valor da tensão normal e k é uma constante do material.

Segundo os autores o plano crítico pode ser determinado de duas formas. A primeira determina como plano crítico o plano que possuir o maior valor do parâmetro MWCM. A segunda diz que o plano crítico é definido simplesmente pelo plano que possuir o maior valor de amplitude de tensão cisalhante, mas, caso exista mais de um plano com o mesmo valor de τ_a deve-se selecionar o plano que apresentar maior valor de tensão normal. Neste trabalho utiliza-se a segunda forma para classificar o plano crítico de acordo com o Método

da Curva Modificada de Wöhler.

2.3.5 Critério de Fatemi-Socie - FS

Fatemi e Socie (1988), baseado no modelo de Brown e Miller (1973), desenvolveram o parâmetro FS com o intuito de prever casos de fadiga multiaxial com carregamentos em-fase e também fora-de-fase. Este é um parâmetro de fadiga que atribui aos efeitos dos mecanismos de cisalhamento grande responsabilidade no processo de iniciação de trincas.

Considerando o caso de fadiga de alto ciclo, pode-se escrever o parâmetro FS como:

$$FS = \tau_a \left(1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right), \quad (2.61)$$

onde τ_a é a amplitude da tensão cisalhante, k é uma constante do material e σ_y é o limite de escoamento do material. Para este parâmetro, o plano crítico é definido como o plano que possuir o maior índice FS.

Foi assumido neste trabalho igual a 1 o valor da constante material k . Esta constante, mensura a importância do efeito da tensão normal no critério de Fatemi-Socie. Apesar de não saber exatamente o valor desta constante para o alumínio 7050 T7451, Vázquez, Navarro e Domínguez (2016) estudando efeitos de fadiga por *fretting* nessa mesma liga diferindo somente o tipo de tratamento térmico (T651), extrapolou em seu trabalho o valor desta constante de 0,44 (valor real) até 100 e não encontrou diferença significativa nos resultados.

2.3.6 Critério de Smith-Watson-Topper - SWT

Proposto por Socie (1987), o parâmetro SWT pode ser utilizado em casos de fadiga multiaxial quando combinado com a abordagem de plano crítico. Este parâmetro foi originalmente desenvolvido para considerar o efeito da tensão média de fadiga em casos uniaxiais (SMITH; WATSON; TOPPER, 1970). Neste critério, também é definido como plano crítico o plano em que o parâmetro de fadiga SWT for máximo. O parâmetro SWT pode ser descrito como:

$$SWT = \sqrt{\sigma_{n,a} \sigma_{n,max}}, \quad (2.62)$$

onde $\sigma_{n,a}$ corresponde a amplitude da tensão normal e $\sigma_{n,max}$ é dado pelo máximo valor da tensão normal encontrada na história de carregamento normal.

3 METODOLOGIAS PROPOSTAS PARA PREVISÃO DE TRINCAS EM CONDIÇÃO DE FADIGA POR *FRETTING*

Neste trabalho, os critérios de MWCM, FS e SWT, respectivamente descritos nas seções 2.3.4, 2.3.5 e 2.3.6, foram combinados com as três diferentes metodologias descritas a seguir, para tentar prever a direção de iniciação das trincas nos diferentes materiais e condições de carregamento utilizados.

3.1 Método 1 - Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural

É possível por meio da Teoria das Distâncias Críticas (TDC) estimar com boa acurácia o dano por fadiga de componentes entalhados. Desde o momento em que Giannakopoulos et al. (2000) notaram semelhanças entre o campo de tensão de corpos entalhados e o campo de tensão do caso de fadiga por *fretting*, a utilização da TCD também passou a ser aplicada no caso de fadiga por *fretting*.

A principal ideia em se utilizar a TDC é definir de forma mais apropriada um valor de tensão efetiva que represente melhor o caso de fadiga, já que o campo de tensão não é constante nas proximidades de um entalhe. É possível definir o valor da amplitude de tensão efetiva, $\Delta\sigma_{ef}$, a partir de diferentes métodos, sendo eles o Método do Ponto, Método da Linha e Método da Área, como mostrado na Fig. 3.1. No Método do Ponto (MP), o campo de tensão representativo é calculado somente em um único ponto situado a uma distância $L/2$ da raiz do entalhe. Já para os Métodos da Linha e da Área este campo é dado respectivamente pelas médias de uma linha e de uma área.

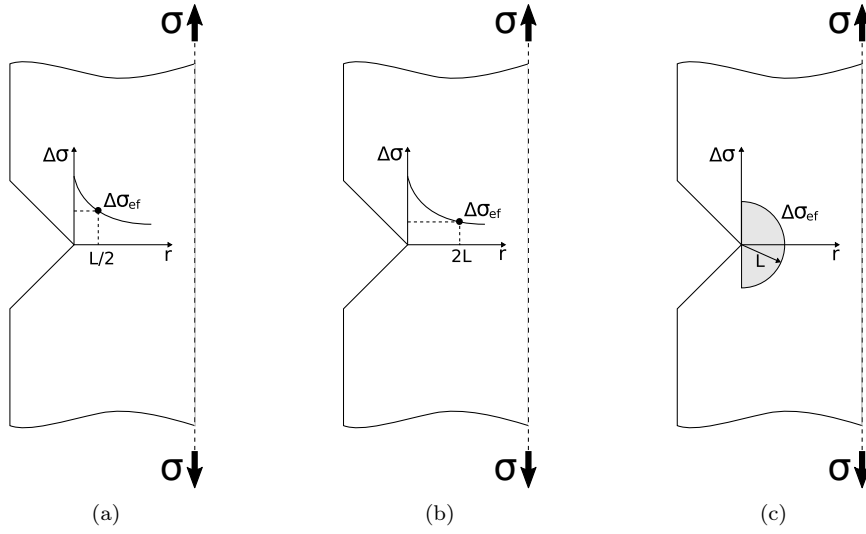


Figura 3.1: Diferentes definições de tensão efetiva para a TDC: (a) Método do Ponto; (b) Método da Linha; e (c) Método da Área.

Independentemente do método utilizado, diversos autores consideram que a distância crítica, L , é uma propriedade do material (TANAKA, 1983; ATZORI; LAZZARIN; TOVO, 1992; LAZZARIN; TOVO; MENEGHETTI, 1997; TAYLOR, 1999). Esta constante material foi previamente definida por Haddad, Topper e Smith (1979), podendo ser calculada como:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_{fl}} \right)^2, \quad (3.1)$$

onde ΔK_{th} é o limiar do fator intensidade de tensão e $\Delta \sigma_{fl}$ a faixa do limite de resistência à fadiga.

Taylor e Wang (2000) e Susmel e Taylor (2003) analisaram em seus estudos diferentes tipos de materiais e geometrias, e concluíram que a aplicação dos diferentes métodos da TCD podem fornecer estimativas com erros de até $\pm 20\%$ do limite de fadiga.

Susmel (2009) assumiu que a distância crítica, L , também pode ser considerada como o diâmetro de uma esfera ou de um círculo, para o caso 2D. Sendo assim, o Método 1 é definido pela aplicação dos critérios de plano crítico no centro deste volume estrutural, situado a uma distância vertical $L/2$ da extremidade anterior do contato ($x/a = -1$). A Figura 3.2 ilustra a aplicação do conceito de volume estrutural no caso de *fretting*.

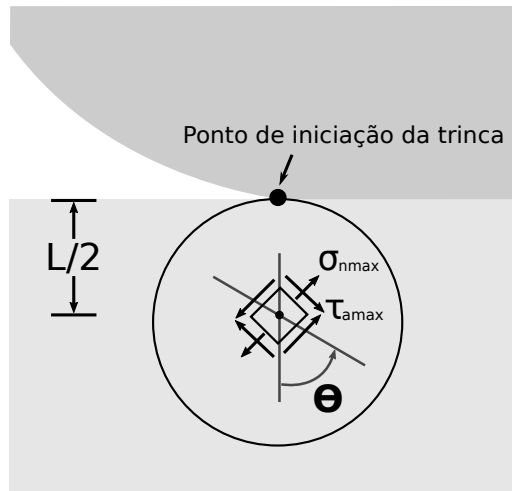


Figura 3.2: Ilustração do Método Plano Crítico aplicado no Centro do Volume Estrutural.

3.2 Método 2 - Plano Crítico em cada Ponto

Como o problema de fadiga por *fretting* envolve altos gradientes de tensões, ao se escolher um ponto específico para análise das tensões e determinar seu plano crítico, o valor deste ângulo pode variar consideravelmente mesmo se calculado em outro ponto muito próximo do anterior. Sendo assim, esta abordagem sugere que a direção de iniciação da trinca deve-se ser estimada calculando o plano crítico em vários pontos até uma determinada distância.

A Figura 3.3 exemplifica este método. O primeiro ponto escolhido para cálculo do plano crítico é na superfície da extremidade anterior do contato entre o corpo de prova e a sapata ($x/a = -1$; $y/a = 0$). Neste ponto, calcula-se o valor do plano crítico representado por θ_1 . Em seguida, para determinar o local do segundo ponto de aplicação, utiliza-se o incremento, L/α , na direção θ_1 , onde a constante α representa o número de incrementos que deseja-se realizar. Sucessivamente, repete-se esse processo até que se alcance uma distância vertical L da superfície do contato e então, observa-se o caminho traçado por estes segmentos e também faz-se uma média com todos os valores de ângulos obtidos. Neste trabalho definiu-se o valor da constante α igual a 10.

Recentemente, outros autores têm utilizado métodos similares a este para tentar prever a direção de iniciação de trinca combinado com a abordagem de plano crítico, como por exemplo, Albinmousa (2016), Vázquez, Navarro e Domínguez (2016), Araújo et

al. (2017).

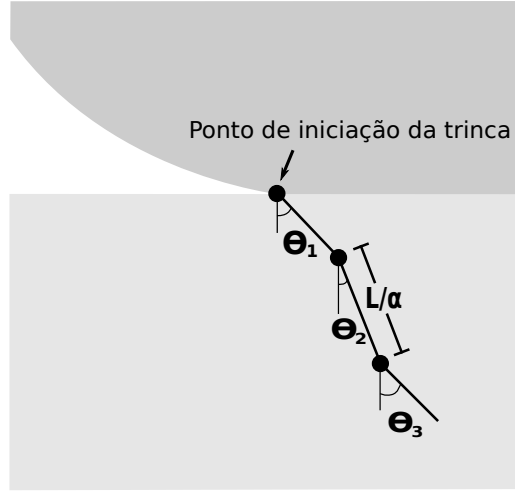


Figura 3.3: Ilustração do Método do Plano Crítico em cada Ponto.

3.3 Método 3 - Direção Crítica

Geralmente, modelos baseados em plano crítico consideram somente um único ponto para observar o estado de tensão e estimar qual é o plano crítico. Diferente do método 2 que calcula o plano crítico em diferentes pontos, o Método da Direção Crítica considera uma reta r de comprimento $2L$ orientada por θ , como mostrada na Fig. 3.4. Em um instante de tempo, t , são calculados as tensões normais e cisalhantes ao longo de toda a reta r orientada na direção θ . Quando se percorre todo o intervalo de r , calculam-se as médias de todas as tensões normais, $\bar{\sigma}_n(\theta, t)$, e cisalhantes, $\bar{\tau}(\theta, t)$, encontradas para este instante de tempo t . Podendo essas componentes serem respectivamente calculadas através das equações:

$$\bar{\sigma}_n(\theta, t) = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma_n(r, \theta, t) dr , \quad (3.2)$$

e

$$\bar{\tau}(\theta, t) = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \tau(r, \theta, t) dr . \quad (3.3)$$

Ao percorrer todo o intervalo de tempo formam-se as histórias dos carregamentos

médios na direção θ e pode-se agora calcular os valores máximos da tensão normal e da tensão normal alternada e da amplitude de tensão cisalhante, respectivamente definidos por:

$$\bar{\sigma}_{n,max}(\theta) = \max_t \bar{\sigma}_n(\theta, t), \quad (3.4)$$

$$\bar{\sigma}_{a,max}(\theta) = \max_t \bar{\sigma}_n(\theta, t) - \min_t \bar{\sigma}_n(\theta, t), \quad (3.5)$$

e

$$\bar{\tau}_a(\theta) = \frac{1}{2} [\max_t \bar{\tau}(\theta, t) - \min_t \bar{\tau}(\theta, t)]. \quad (3.6)$$

Agora, aplicam-se os modelos multiaxiais desejados e calculam-se seus respectivos parâmetros na direção θ . Por fim, ao investigar todos os planos materiais, escolhe-se a direção crítica de acordo com o critério de escolha de cada modelo definidos na seção 2.3. A partir dos dados experimentais presentes nos trabalhos de Fouvry et al. (2008) e Baietto et al. (2013), autores como Cardoso (2015) e Araújo et al. (2017) utilizaram esta nova abordagem combinada com diferentes critérios de fadiga multiaxial e observaram que ela foi capaz de estimar valores de direção de iniciação da trinca com erros menores que $\pm 10^\circ$ quando comparados aos seus respectivos valores experimentais.

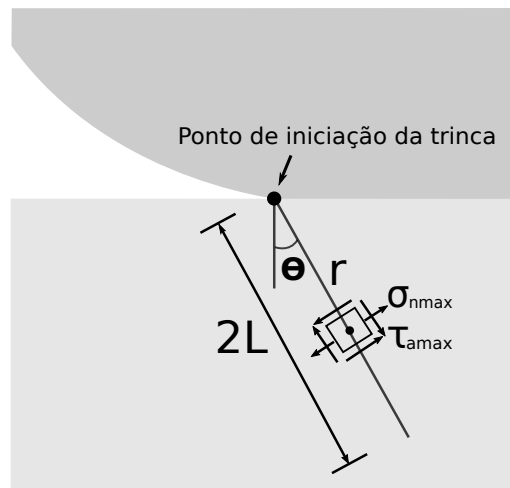


Figura 3.4: Ilustração do Método da Direção Crítica.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Dois grupos de testes foram utilizados a fim de validar as metodologias propostas no capítulo 3. O Grupo 1 referente a dados extraídos da literatura (FOUVRY et al., 2008; BAIETTO et al., 2013) e o Grupo 2, dados experimentais obtidos pelo autor utilizando a liga Al7050 T7451.

4.1 Grupo 1 de Testes - Dados da Literatura

Uma descrição completa e detalhada dos procedimentos experimentais adotados, resultados e discussões destes dados podem ser encontrados em Fouvry et al. (2008) e Baietto et al. (2013). Neste trabalho somente os dados necessários para conduzir a análise desejada serão abordados.

Fouvry et al. (2008) dispoñdo de corpos de prova de aço AISI 1034 e sapatas cilíndricas de aço 52100, executaram ensaios de fadiga por *fretting*. Baietto et al. (2013) também utilizando a configuração de contato cilíndrico, realizaram testes com corpos de prova de aço liga 35NCD16 (liga de baixo carbono de alta dureza e resistência mecânica comumente utilizada pelo setor aeronáutico) e sapatas de aço 100C6.

Utilizando a equação 3.1 para cálculo da distância crítica e os dados disponíveis na tabela 4.1, tem-se que a distância crítica do aço AISI 1034 é de 53,5 μm . Infelizmente, para o material 35NCD16 é desconhecido o limiar do fator de intensidade de tensão, $\Delta\sigma_{th}$, necessário para cálculo da distância crítica. Sendo assim, a distância crítica foi estimada através da relação empírica a seguir:

$$L = \left(\frac{36200}{\sigma_{sut} \sigma_{-1}} \right)^{1,17}, \quad (4.1)$$

onde L é dado em milímetros, a tensão de ruptura, σ_{sut} , em MPa e o limite de resistência à fadiga, σ_{-1} , também em MPa. A equação empírica 4.1, proposta por Atzori, Meneghetti e Susmel (2005), possui um fator de correlação de 0,791, provendo assim, boas estimativas desta propriedade material para diferentes tipos de aços e ferros fundidos. Substituindo os valores nesta equação, encontra-se, para o aço 35NCD16, um valor de distância crítica igual a 17,2 μm .

Tabela 4.1: Propriedades mecânicas dos aços AISI 1034 e 52100 (FOUVRY et al., 2008).

Material	E (GPa)	ν	σ_{sut} (MPa)	σ_y (MPa)	σ_{-1} (MPa)	ΔK_{th} (MPa \sqrt{m})
AISI 1034*	200	0,3	600	350	270	7
52100**	210	0,3	2000	1700	-	-

*Espécime; **Sapata.

Tabela 4.2: Propriedades mecânicas dos aços 35NCD16 e 100C6 (BAIETTO et al., 2013).

Material	E (GPa)	ν	σ_{sut} (MPa)	σ_y (MPa)	HV	σ_{-1} (MPa)	τ_{-1} (MPa)
35NCD16*	200	0,3	1270	1127	400	460	590
100C6**	195	0,3	-	1500	813	-	-

*Espécime; **Sapata.

A tabela 4.3 descreve as configurações das cargas impostas nos testes realizados para cada material. Os procedimentos utilizados pelos autores podem ser resumidamente descritos em dois passos. Primeiro, a inserção da carga P constante e posteriormente, a imposição de um deslocamento cíclico responsável em gerar a força cisalhante desejada, mas sempre respeitando a condição de regime de escorregamento parcial, $Q < fP$, sendo o coeficiente de atrito, f , igual a 0,9 para ambos os conjuntos de dados utilizados. Também é importante ressaltar que todos os ensaios foram feitos na ausência de cargas média e alternada de fadiga.

Tabela 4.3: Parâmetros experimentais utilizados (FOUVRY et al., 2008; BAIETTO et al., 2013).

Espécime	P (N/mm)	Q_a (N/mm)	R (mm)	f	σ_m (MPa)	σ_a (MPa)
AISI 1034	227	169	40	0,9	0	0
35NCD16	1000	500	80	0,9	0	0

Após o término dos ensaios, os autores seccionaram os espécimens para mensurar as direções de iniciação das trincas e seus respectivos comprimentos. Os ângulos foram medidos traçando como referência uma linha perpendicular a superfície de contato e adotando como sentido anti-horário como positivo. Fouvry et al. (2008) conduziram seus experimentos até 10^6 ciclos e encontraram para o AISI 1034 uma trinca de aproximadamente $68 \mu\text{m}$ orientada a $30^\circ \pm 3^\circ$.

Já para o aço 35NCD16, Baietto et al. (2013) interromperam seus ensaios em três instantes diferentes: 1×10^5 ; $2,5 \times 10^5$; e 5×10^5 ciclos. O perfil da trinca encontrado é descrito na Fig. 4.1 e seus valores de comprimento e inclinação são apresentados na tabela 4.4. Entretanto, somente o ângulo de 17° será considerado para comparar com os resultados obtidos com as metodologias propostas no capítulo 3, já que este segmento é

mais profundo que os pontos ou distâncias analisados ($L/2$, L e $2L$) nas metodologias para este material.

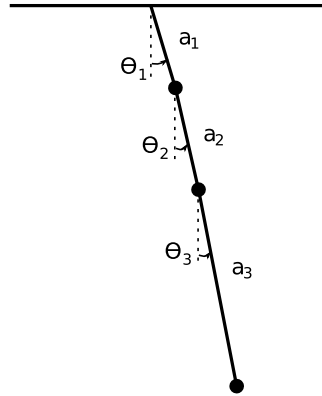


Figura 4.1: Perfil de propagação da trinca encontrada no aço 35NCD16.

Tabela 4.4: Resultados das medições realizadas no aço 35NCD16 (BAIETTO et al., 2013).

$N = 1,0 \times 10^5$ ciclos	$a_1 = 105 \mu m$	$\theta = 17^\circ$
$N = 2,5 \times 10^5$ ciclos	$a_2 = 130 \mu m$	$\theta = 13^\circ$
$N = 5,0 \times 10^5$ ciclos	$a_3 = 248 \mu m$	$\theta = 11^\circ$

4.2 Grupo 2 de Testes - Alumínio 7050 T7451

As ligas de alumínio da série 7000, ou ligas de alumínio-zinco, foram especialmente desenvolvidas para uso aeronáutico ou em aplicações onde é desejado altos níveis de resistência mecânica. No presente trabalho, utilizou-se a liga Al 7050 T7451. O tratamento térmico T7451 é caracterizado por um duplo envelhecimento com alívio de tensões. Esta liga é comumente utilizado pelo setor aeronáutico em estruturas de fuselagem internas, longarinas e nervuras das asas (RAMBABU et al., 2017). A tabela 4.5 mostra a composição química desta liga.

Tabela 4.5: Composição química da liga Al7050 (DAVIS, 1994).

Zn	Mg	Cu	Mn	Si	Fe	Cr	Ti	Zr
5,7 - 6,7	1,9 - 2,6	2,0 - 2,6	0 - 0,1	0 - 0,12	0 - 0,15	0 - 0,04	0 - 0,10	0,08 - 0,15

A microestrutura desta liga é exibida na Figura 4.2 em diferentes ampliações. Para obtenção destas imagens, um corpo de prova foi seccionado utilizando o disco de corte de carbetto de silício - 10S20 e a máquina de corte Setocom-15. Após o corte, as amostras foram embutidas em baquelite e lixadas utilizando lixas 400, 600, 800, 1200, 2500 e depois polidas em feltro com alumina $1 \mu m$, $0,5 \mu m$ e $0,03 \mu m$. Realizou-se o ataque químico

submergindo as amostras em uma solução de *Keller's* (2,5 ml HNO₃ + 1,5 ml HCl + 1 ml HF + 99 ml H₂O) durante 12 segundos, em seguida as amostras foram lavadas em água corrente. Finalmente, as imagens em questão foram feitas utilizando o microscópio confocal laser Olympus Lext OLS4100 em diferentes magnificações.

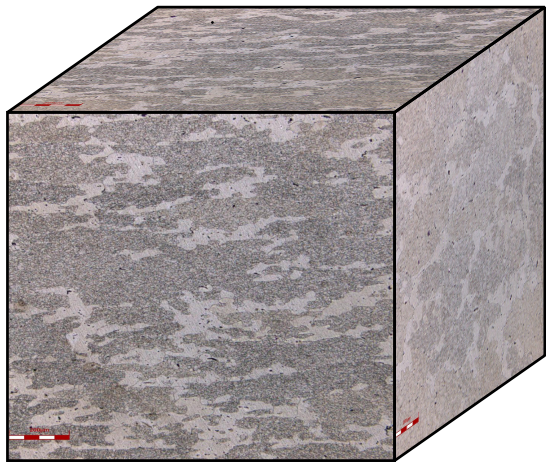
A microestrutura deste material revela dois tipos de regiões, uma delas formada por grãos grandes de coloração mais clara e outra com grãos menores e escuros como pode-se ver claramente nas figuras 4.2a e 4.2b. Os grãos grandes correspondem às regiões não recristalizadas e os pequenos às cristalizadas. Utilizando as normas técnicas ASTM E112-13 e ASTM E1382-97 concluiu-se que o tamanho médio do grão desta liga de alumínio nas regiões cristalizadas é de aproximadamente $8\mu\text{m}^2$.

A tabela 4.6 resume as propriedades mecânicas deste material encontradas na literatura (ASM, 1990). Rossino et al. (2009) extraíram experimentalmente estas propriedades e encontraram valores muito próximos dos aqui utilizados. O coeficiente de atrito, f , utilizado nesse trabalho possui valor de 0,54. Tal valor foi extraído do trabalho de Martins et al. (2008).

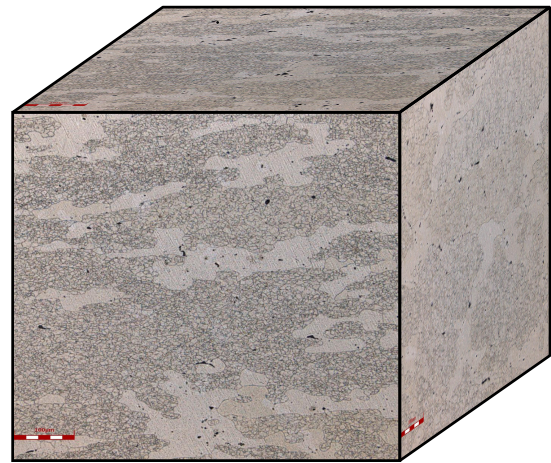
Tabela 4.6: Propriedades mecânicas da liga de alumínio 7050 T7451 (ASM, 1990).

Limite de Elasticidade, σ_y (MPa)	469
Limite de Resistência, σ_{sut} (MPa)	524
Modulo de Elasticidade, E (GPa)	71,7
Elongação (%)	11
Micro-dureza (HV)	162
Coefficiente de Poisson, ν	0,33

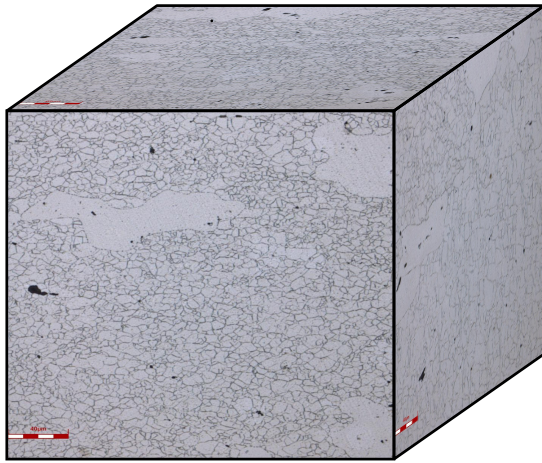
A partir da equação 3.1 e utilizando $\sigma_{-1} = 146$ MPa e $\Delta\sigma_{fl} = 5,5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$, respectivamente extraídos dos trabalhos de Rossino et al. (2009) e Atzori, Meneghetti e Susmel (2005), obtém-se para a liga de alumínio 7050 T7451 um valor de distância crítica igual a 0,1129 mm.



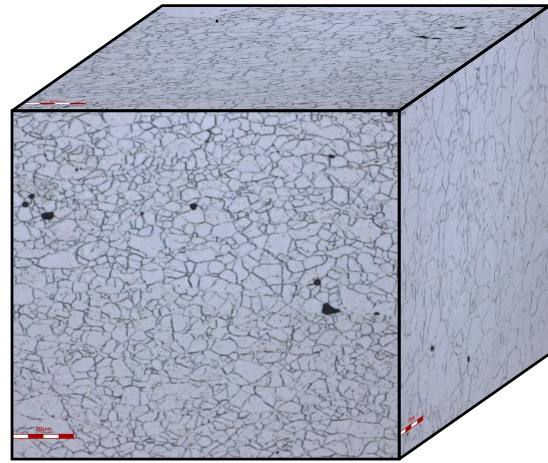
(a) Escala 200 μm , ampliação 216x.



(b) Escala 100 μm , ampliação 432x.



(c) Escala 40 μm , ampliação 1080x.



(d) Escala 20 μm , ampliação 2160x.

Figura 4.2: Microestrutura do Alumínio 7050 T7451 em diferentes ampliações.

4.2.1 Ensaios Planejados

Deseja-se através dos testes realizados, analisar a influência individual de diferentes parâmetros (carga cisalhante, tamanho do contato e carga média de fadiga) na direção de iniciação de propagação de trincas no caso de fadiga por *fretting*, além de avaliar as metodologias propostas também para a liga de alumínio em estudo. A tabela 4.7 resume as configurações de ensaios aqui adotadas. Foi empregada a seguinte regra de nomenclatura neste trabalho, C(número da configuração) E(número do ensaio), como por exemplo: C2 E1 (configuração 2, ensaio 1).

Pretende-se com as configurações 1 a 3, analisar a influência da componente cisalhante. Para isso, mantendo a carga normal constante, aumentou-se o valor da força de cisalhamento. Lembrando que deve ser respeitada a condição de escorregamento parcial $Q < fP$, desta forma, a razão Q/P não pode ultrapassar o valor de 0,54.

Para as configurações 4, 5 e 6 deseja-se analisar o efeito do tamanho do contato. De acordo com a equação 2.21, o tamanho do semi-contato pode variar se o valor do raio equivalente for alterado. Então, variou-se o tamanho do raio da sapata utilizado no ensaio a fim de modificar o tamanho do semi-contato. Para que a pressão de pico, p_0 , e a razão, Q/P , permanecessem constantes, novas cargas de normais, P , e cisalhantes, Q , foram dimensionadas para estas configurações.

Por fim, nas configurações 7 a 9, variou-se exclusivamente a carga média de fadiga. Uma observação pertinente a ser feita é que as configurações 2, 5 e 7 são idênticas, pois se tratam de testem em comum. Estas configurações foram especialmente dimensionadas para reduzir o número de corpos de prova e sapatas utilizados e também otimizar o tempo gasto experimentalmente. Assim, foram realizados somente os testes da configuração 2, mas seus resultados foram reproduzidos para analisar os efeitos causados pela variação do tamanho do contato e carga média de fadiga.

Vale lembrar que a força fadiga, F_B , foi inserida antes do contato entre o corpo de prova e a sapata, desta forma, evita-se o deslocamento das zonas de adesão e escorregamento, já que os ensaios também não possuem carga alternada de fadiga. Após aplicar a carga média de fadiga, inseriu-se a carga normal e posteriormente a carga alternada de cisalhamento, como ilustrado na Fig. 4.3.

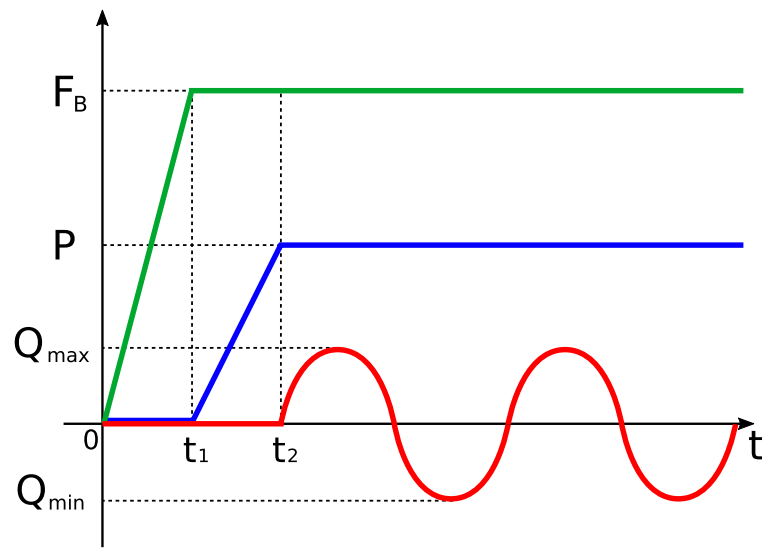


Figura 4.3: Ilustração do esquema de carregamento utilizado nos ensaios.

Tabela 4.7: Configuração dos ensaios experimentais planejados.

Config.	Q (N/mm)	P (N/mm)	Q/P	R (mm)	a (mm)	P_0 (MPa)	σ_m (MPa)
1	240	800	0,3	70	1,34	380	0
2	320	800	0,4	70	1,34	380	0
3	400	800	0,5	70	1,34	380	0
4	136,4	341	0,4	30	0,57	380	0
5	320	800	0,4	70	1,34	380	0
6	500	1250	0,4	110	2,09	380	0
7	320	800	0,4	70	1,34	380	0
8	320	800	0,4	70	1,34	380	25
9	320	800	0,4	70	1,34	380	50

4.2.2 Corpos de Prova e Sapatas

Neste trabalho foram utilizados corpos de prova do tipo *flat dog-bone*. Em conjunto, foram utilizadas sapatas de três raios distintos: 30 mm, 70 mm e 110 mm. Pode-se ver na Figura 4.4 um exemplo do corpo de prova (CP) e os três tipos de sapatas utilizados para realização dos ensaios experimentais. Todos os corpos de prova e sapatas são de alumínio 7050 T7451 e possuem largura de 13 mm. Os desenhos técnicos desses componentes podem ser encontrados nos Anexos A8.1 a A8.4.

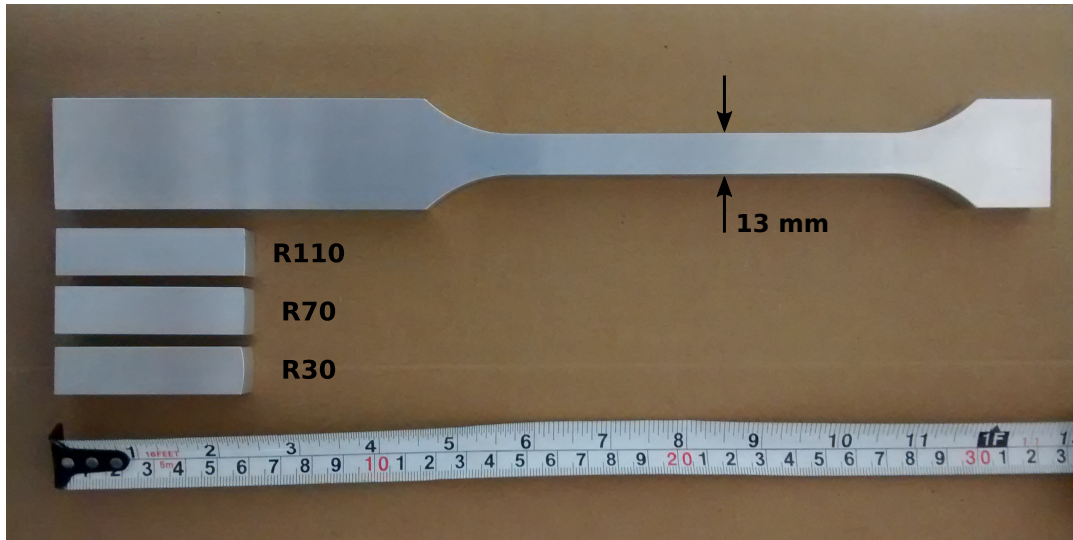


Figura 4.4: Corpo de prova e diferentes tipos de sapatas utilizados nos ensaios experimentais.

Antes de começar os ensaios, todos os corpos de prova e sapatas tiveram suas dimensões e rugosidades medidas. Com exceção dos raios, todas as dimensões foram medidas utilizando paquímetro e micrômetro analógicos. As rugosidades e os raios foram medidos utilizando o microscópio confocal Olympus LEXT OLS4100 e seguindo a norma NBR ISO 4287/2002. Encontram-se na tabela 4.8 os valores de rugosidade mínimo, máximo e médio de todos os corpos de provas e sapatas medidos. Para os corpos de prova, foram realizadas três medições da rugosidade na zona central de cada lado da amostra. Já para as sapatas, três medições na superfície do raio.

Tabela 4.8: Rugosidades superficiais das amostras utilizadas.

Rugosidades	Ra (μm)		
	mín.	máx.	média
Corpos de prova	0,238	0,412	0,328
Sapatas	0,257	0,445	0,315

4.2.3 Máquina de Ensaio de Fadiga por *Fretting* com dois Atuadores

A máquina de testes utilizada neste trabalho foi a MTS 322 *Test Frame* disponível no Laboratório de Fadiga, Fratura e Materiais da Universidade de Brasília. A máquina em questão possui dois atuadores hidráulicos axiais independentes, um com capacidade máxima de 250 kN responsável pela aplicação das cargas média e alternada de fadiga e outro com capacidade máxima de 100 kN, responsável pela carga cisalhante de *fretting*, porém, para melhor controle da força cisalhante, Q , foi configurado no programa da máquina

um limite de trabalho de ± 10 kN. A máquina conta com dois sensores de deslocamento (LVDT), três células de cargas e um robusto programa para controle da máquina. Os programas *Basic Test-Ware* e *Multipurpose Elite* oferecem inúmeros recursos de controle e permitem que uma gama de ensaios possam ser conduzidos nesta máquina. Os programas também dispõem de um prático e eficaz sistema de aquisição de dados e monitoramento de variáveis durante todo o ensaio. Além disso, o Laboratório de Fadiga, Fratura e Materiais também é equipado com um sistema independente de fornecimento de energia elétrica, composto por um *nobreak* e um gerador a diesel, garantindo assim, a não interrupção do ensaio mesmo que haja problemas com a rede convencional de energia. Pode-se ver na Figura 4.5 a máquina de testes em questão, e sua respectiva esquematização na Fig. 4.6.



Figura 4.5: Máquina MTS de fadiga por *fretting* com dois atuadores.

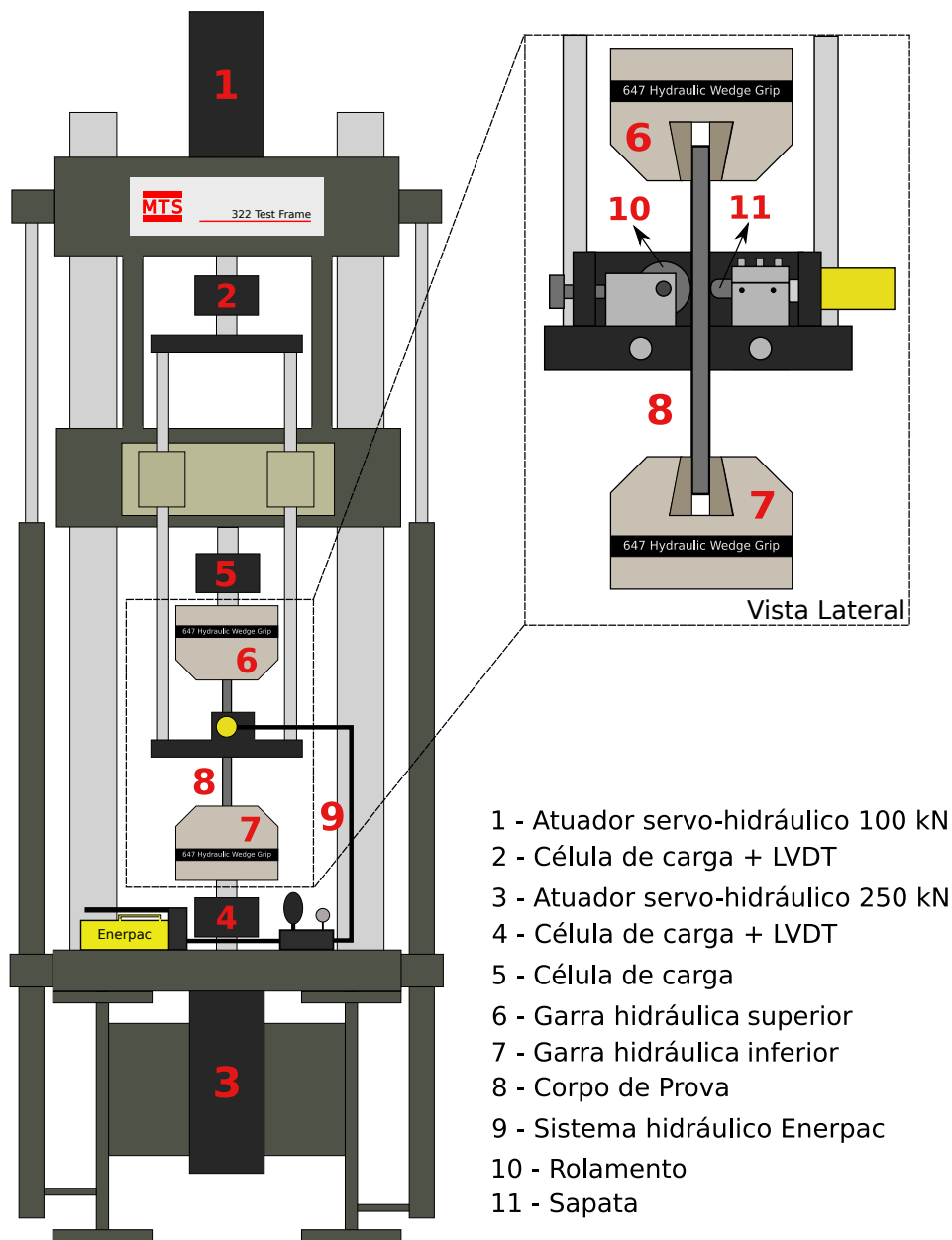


Figura 4.6: Esquemático detalhado da Máquina de fadiga por *fretting* com dois atuadores.

O sistema hidráulico Enerpac anexado na máquina é responsável pela execução da força normal, P , e pode ser visto em detalhes na Fig. 4.7. Trata-se de uma bomba manual P-39 com capacidade máxima de 700 bar, acoplador ACBS-202, acumulador ACL202, atuador hidráulico RC-51 com área efetiva do pistão de 640 mm^2 e capacidade máxima de 700 bar, e manômetro analógico. Apesar da bomba e do atuador suportarem pressões de até 700 bar, a pressão máxima do conjunto é limitada pelo acumulador que pode operar até 350 bar. Sendo assim, este conjunto é capaz de fornecer uma carga normal, P , de até 22,4 kN. A utilização de um acumulador de pressão é de suma importância para evitar

que a carga normal aplicada sofra variações durante a condução do ensaio de fadiga por *fretting*.



Figura 4.7: Sistema hidráulico manual Enerpac anexado à máquina de fadiga por *fretting*.

4.2.4 Procedimento de Ensaio

Com as amostras devidamente medidas (dimensões e rugosidades) pôde-se começar a preparação do ensaio de *fretting*. Primeiro, posicionou-se o CP nas garras da máquina de teste com o auxílio de um paquímetro. Em seguida, fechou-se as garras e mediu-se novamente as distâncias relativas entre as extremidades das garras (superior e inferior) com a lateral do corpo de prova. Se o conjunto permanecer alinhado, continua-se o procedimento de ensaio, caso contrário deve-se abrir as garras e realinhar o conjunto. Assim que ambas as medidas estivessem iguais, garantindo o alinhamento vertical do corpo de prova com as garras da máquina, pôde-se pressurizar as garras e inserir a carga média de fadiga no atuador de 250 kN. Nota-se que a carga média de fadiga foi inserida antes do contato do CP com a sapata para que não houvesse deslocamento entre as zonas de adesão e escorregamento.

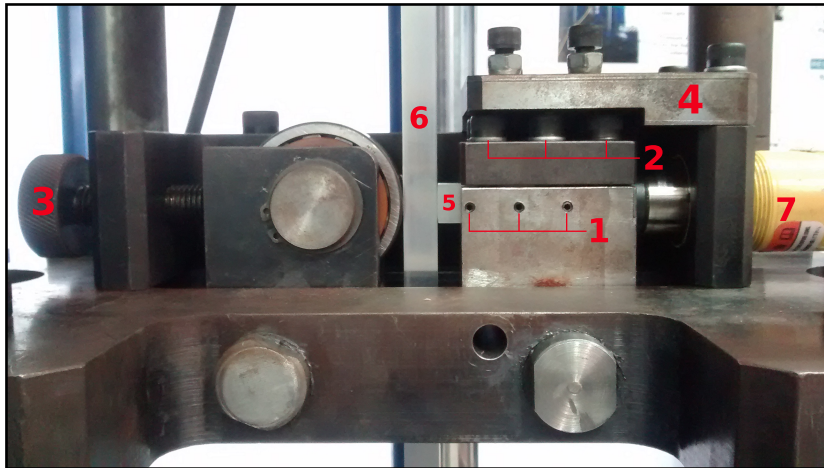
Pôde-se agora alinhar a sapata com o corpo de prova. Deve-se garantir o alinhamento entre as laterais do CP e da sapata e também a correta inclinação do sapata. Deseja-se um campo de pressão uniforme, sendo assim, a sapata e o CP devem estar perpendiculares entre si. Foi utilizado o papel de pressão Fujifilm *Prescale Medium* para verificar o alinhamento entre as partes. As Figuras 4.8a e 4.8b mostram exemplos para o caso alinhado e desalinhado.



Figura 4.8: Impressões do campo de pressão em diferentes configurações.

Primeiramente, ajustou-se o rolamento até que ele tocasse no corpo de prova. Em seguida, fez-se um posicionamento visual e tátil da sapata e apertou-se ligeiramente os parafusos superiores (Fig. 4.9) e posteriormente, os parafusos laterais foram apertados até que estes tocassem na sapata. Neste momento, fez-se o primeiro teste de alinhamento com papel de pressão. Caso a marca impressa indicasse desalinhamento no campo de pressão, como mostrado na Fig. 4.8b, deve-se afrouxar os parafusos superiores e utilizar os parafusos laterais para reposicionar a sapata e corrigir o alinhamento. Repetiu-se este processo até que fosse obtido uma boa marca no papel de pressão, indicado na Fig. 4.8a. Neste momento, os parafusos superiores foram apertados de forma gradativa e alternada até que todos estivessem completamente apertados, em seguida, fez-se outro teste de alinhamento com o papel de pressão. Se a conjunto continuar alinhado, pode-se prosseguir com o ensaio, caso o conjunto tenha desalinhado devido ao aperto, deve-se afrouxar os parafusos superiores e recomeçar o procedimento de alinhamento.

Posteriormente, com o conjunto alinhado e os parafusos devidamente apertados, inseriu-se pressão no sistema hidráulico manual até que fosse obtido a carga normal desejada para o ensaio. Após isto, acoplou-se o dispositivo anti-rotação e seus parafusos foram cuidadosamente apertados até que estes tocassem no compartimento da sapata. Este aperto deve ser feito delicadamente para que não seja desfeito o alinhamento entre o corpo de prova e a sapata.



- 1 - Parafusos laterais
- 2 - Parafusos superiores
- 3 - Parafuso de ajuste do rolamento
- 4 - Dispositivo anti-rotação
- 5 - Sapata
- 6 - Corpo de prova
- 7 - Atuador Enerpac RC-51

Figura 4.9: Aparato de *fretting* conectado ao atuador de 100 kN da Máquina de fadiga por *fretting*.

Agora, no programa da máquina, configurou-se todas as variáveis a serem salvas e fez-se, primeiramente, um ensaio em controle de deslocamento do atuador de 100 kN, ou aqui chamado de atuador de *fretting*. O atuador de 250 kN, ou atuador de fadiga, permanece em controle de força para manter constante a força média de fadiga previamente inserida. Nesta etapa, fez-se gradativamente incrementos de 0,01 mm até que a força lida deste atuador fosse igual ou ligeiramente maior que a força máxima de cisalhamento desejada. Quando atingiu-se este valor de força, permitiu-se o ensaio rodar por mais 1000 ciclos e então reduziu-se gradativamente até que não houvesse deslocamento no atuador e pausou-se o ensaio. Esta etapa é importante para adequar o coeficiente de atrito da superfície de contato, reduzindo-se assim a probabilidade do ensaio falhar devido a escorregamento total quando executado em controle de força.

Finalmente, mudou-se o controle do atuador de *fretting* para modo de força, definiu-se no programa o número de ciclos desejados e iniciou-se o ensaio. Os ensaios em controle de força foram iniciados com aproximadamente 20% da força cisalhante máxima e então, aumentou-se gradativamente essa força até que seu valor máximo fosse alcançado e deixou-se o ensaio rodar por 10^6 ciclos à uma frequência de 10 Hz. Para garantir que os testes experimentais fossem conduzidos o mais próximo possível do planejado, diversas variáveis foram monitoradas durante todo o ensaio, como por exemplo as cargas axial e tangencial de fadiga, e o ciclo de histerese de *fretting* dado pelo monitoramento da força e do deslocamento do atuador de *fretting*. As Figuras 4.10a, 4.10b mostram respectivamente gráficos gerados com dados adquiridos dos ensaios experimentais referentes aos valores lidos pelos sensores da máquina das cargas dos atuadores de fadiga e de *fretting*. É

possível analisar nessas figuras que o controle da carga tangencial é muito preciso, entretanto, observou-se a presença de um leve ruído na carga alternada de fadiga no atuador de 250 kN. Uma comparação entre os laços de histerese teórico e experimental é feita na Fig. 4.11. Observa-se no laço de histerese experimental, Fig. 4.11b, a não existência de linhas horizontais (características do caso de escorregamento total), sendo assim, verifica-se que a condição de escorregamento parcial foi respeitada nos ensaios.

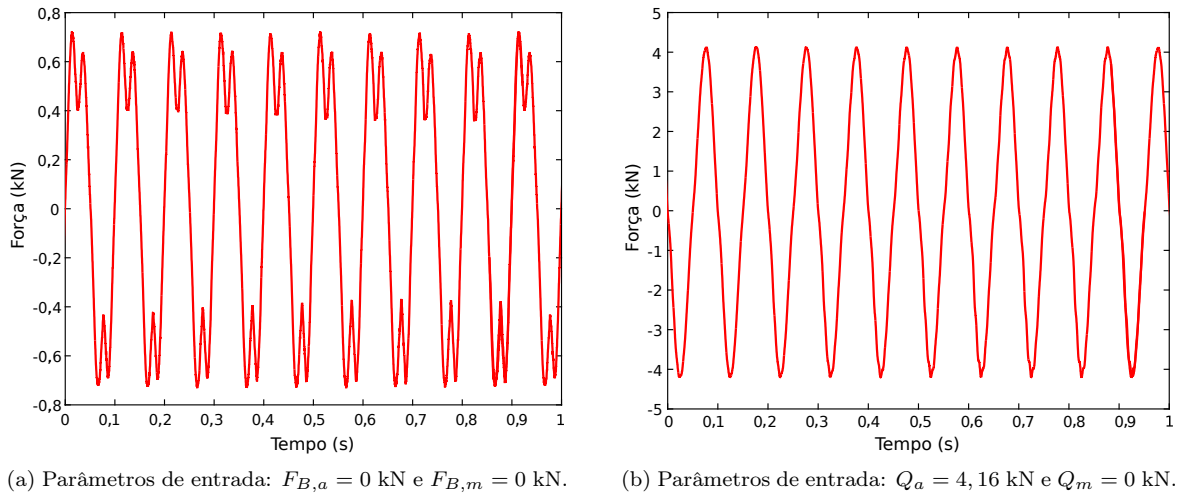


Figura 4.10: Sinais de resposta adquiridos pelo programa *Basic TestWare*: (a) Atuador de Fadiga; (b) Atuador de *Fretting*.

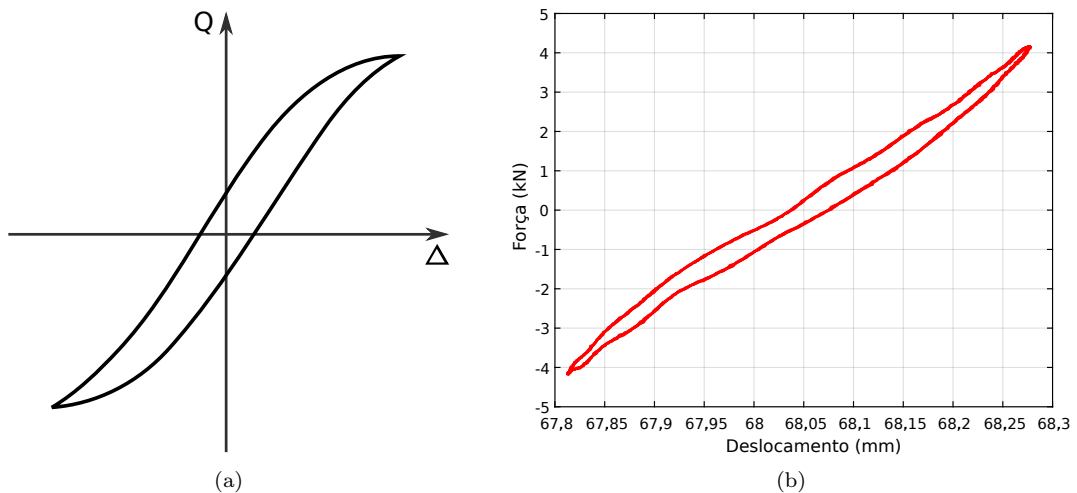


Figura 4.11: Comparação entre os laços de histerese da força cisalhante e do deslocamento entre pontos ao longo de um ciclo de carregamento: (a) Laço de histerese teórico (HILLS, 1994); (b) Laço de histerese experimental.

A Figura 4.12 ilustra resumidamente o procedimento de testes utilizado neste trabalho.

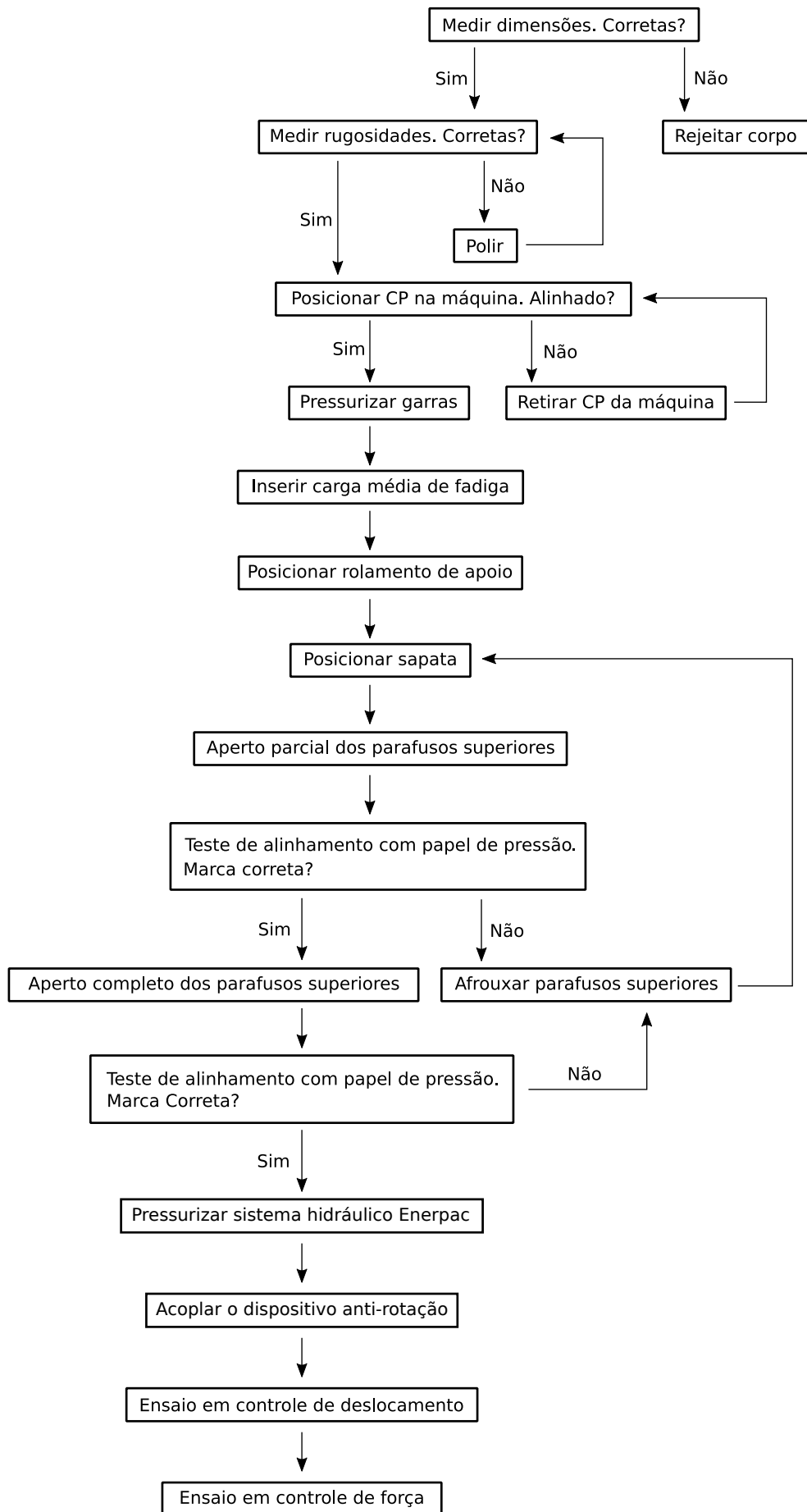


Figura 4.12: Organograma do ensaio de fadiga por *fretting*.

4.2.5 Procedimento de Análise Pós-Ensaio

Quando o ensaio chegou ao fim, retirou-se a sapata e o corpo de prova da máquina. Em seguida, após isolar e proteger a zona de contato, cortou-se as extremidades com auxílio de um arco de serra para ser possível inseri-lo na máquina de corte Setocom-15 e realizar os cortes laterais com o disco de corte de carbeto de silício 10S20 da Struers de 0,8 mm de espessura. Os cortes foram realizados com 2500 rpm e um avanço de 0,07 mm/s. A Figura 4.13 exemplifica a metodologia empregada para realizar tais cortes.

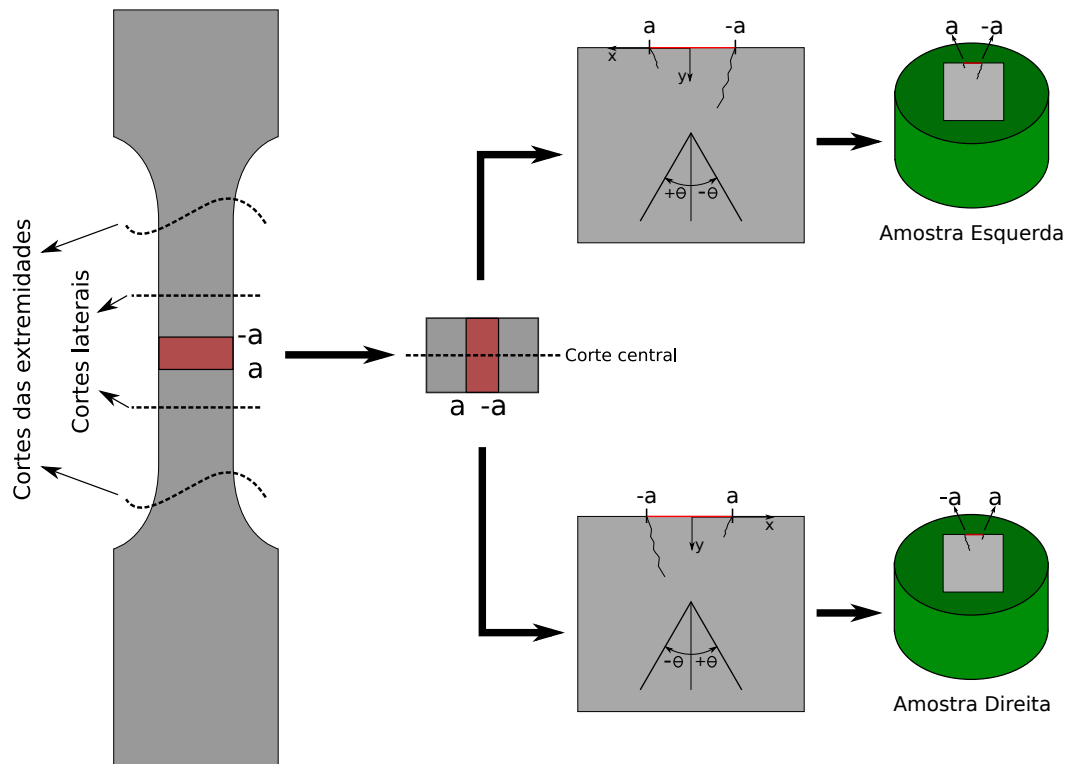


Figura 4.13: Esquema de cortes realizados no CP e sistema de orientação utilizado. Zona em vermelho representa a região de contato de *fretting*.

Neste momento, levou-se a amostra que contém a marca de *fretting* para o microscópio confocal e fez-se a imagem da zona de contato em sua condição original. Após este passo, os detritos óxidos formados durante o ensaio de fadiga por *fretting* foram retirados por meio de ataque químico em uma solução contendo 8 g de persulfato de amônia ($(NH_4)_2S_2O_8$), 1 ml de ácido fluorídrico (HF) e 99 ml de água destilada (H_2O). Com um algodão embebido nessa solução, esfregou-se delicadamente a superfície de contato até que todos os detritos óxidos fossem removidos. Este processo de limpeza é importante para identificar e medir com mais precisão o tamanho da zona de escorregamento. As Figuras 4.14a e 4.14b mostram a amostra C2 E3 com e sem os detritos formados durante

o ensaio de fadiga por *fretting*. É importante ressaltar que este equipamento fornece, para medições planas, uma precisão de $\pm 2\%$ do valor medido. Mais informações técnicas deste equipamento podem ser encontradas no Anexo A8.5.

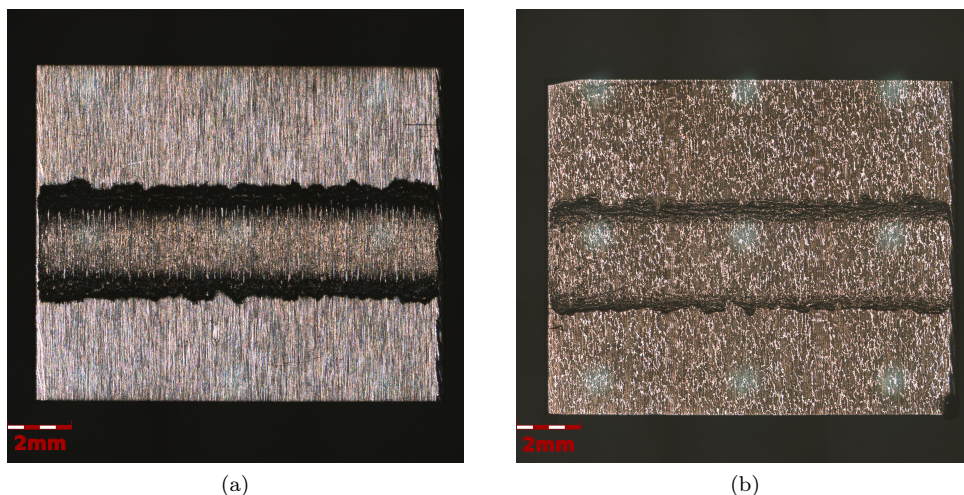


Figura 4.14: Fotos da zona de contato da amostra C2 E3: (a) Condição original, com detritos. (b) Condição atacada, sem detritos.

Utilizando essas fotos, medições das zonas de escorregamento e de adesão também foram feitas no microscópio confocal. A metodologia de medição utilizada para mensurar estas duas zonas é ilustrada na Fig. 4.15. Primeiro, traçou-se duas retas que mais se adequam aos limites da zona de contato. Depois, três retas em diferentes locais foram traçadas e uma média aritmética destes valores calculada para determinar o tamanho experimental da zona de adesão, $2c$, e da zona de escorregamento, $2a$.

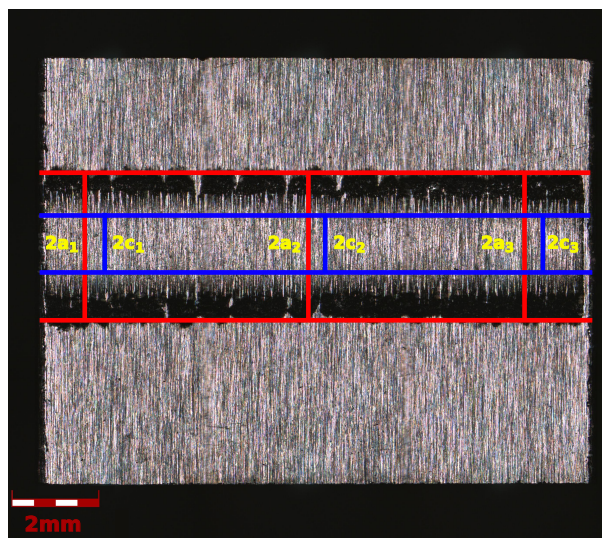


Figura 4.15: Metodologia de medição adotada neste trabalho para mensurar as zonas de escorregamento e de adesão.

Quando a marca de *fretting* e suas respectivas zonas foram completamente medidas, pode-se iniciar o processo para identificação dos caminhos de propagação das trincas. Para tal, fez-se um corte no centro da marca de *fretting* utilizando a mesma máquina de corte porém com um disco de espessura menor, Struers 10S15 de 0,5 mm. Ao final do corte, utilizando resina fenólica, embutiu-se separadamente as amostras a quente, como mostrado na Fig. 4.13. Neste momento, lixou-se inicialmente com lixas 400 e 600 para adequar a superfície de corte e iniciou-se um processo iterativo de lixamento (com lixas 800, 1200 e 2500), polimento (com alumina 1 μm , 0,5 μm e 0,03 μm), ataque químico e observação no microscópio óptico Olympus BX51 até que se encontrassem uma ou mais trincas geradas no ensaio de fadiga por *fretting*. Entre cada observação no microscópio óptico, se não fosse visto nenhuma trinca, era lixado 0,2 mm das amostras. Todo este processo de lixamento e polimento foi constantemente medido. Utilizando um paquímetro todos os lados das amostras foram medidos varias vezes para evitar que a amostra fosse lixada de forma irregular, além disso, as amostras também foram frequentemente rotacionadas. O ataque químico utilizado neste trabalho para revelar os contornos dos grãos e melhorar a visualização das trincas foi o *Keller's* (2,5 ml HNO_3 + 1,5 ml HCl + 1 ml HF + 99 ml H_2O). As amostras foram submersas durante 12 segundos, em seguida lavadas em água corrente.

Quando obteve-se sucesso e encontrou-se uma ou mais trincas, levou-se as amostras para o microscópio confocal onde foram realizadas medições da direção de propagação e comprimento da maior trinca encontrada. Para aquisição das imagens das trincas foi utilizada a lente com 50x de ampliação que fornece uma magnificação de 1080x sem utilizar ampliação digital. Como os métodos 1, 2 e 3 propostos no capítulo 3 possuem pontos e distâncias diferentes de aplicação, foram extraídos da maior trinca encontrada três ângulos que melhor se adaptavam ao caminho seguido pela trinca nessas respectivas posições ($L/2$, L e $2L$), como indicado nas Figuras 4.16a a 4.16c e também um ângulo médio de toda a trinca. Este último ângulo foi calculado através de uma média ponderada, em relação ao comprimento do segmento, de todos os ângulos encontrados, como indicado na Fig. 4.16d.

Para o Método 1, Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural, procurou-se a melhor reta que se adequava ao caminho da trinca até o centro desta zona de processo e comparou-se com o valor do ângulo encontrado computacionalmente. Para o Método

2, Plano Crítico em cada Ponto, procurou-se a melhor reta que agora se adequava até uma distância vertical L da superfície de contato. Este valor foi comparado com a média de todos os valores dos ângulos encontrados computacionalmente. E finalmente, para o terceiro e último método, fez-se de forma análoga a medição da direção de iniciação da trinca, mas considerando agora duas vezes a distância crítica e também fez-se a comparação com o valor encontrado nos programas numéricos. Para finalizar, as amostras foram desembutidas e levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura para melhor observação da superfície do contato e aquisição de novas imagens, como mostrado na Fig. 4.17.

A Figura 4.18 sintetiza os passos da metodologia pós-ensaio adotada neste trabalho para análise das trincas geradas nos ensaios de fadiga por *fretting*.

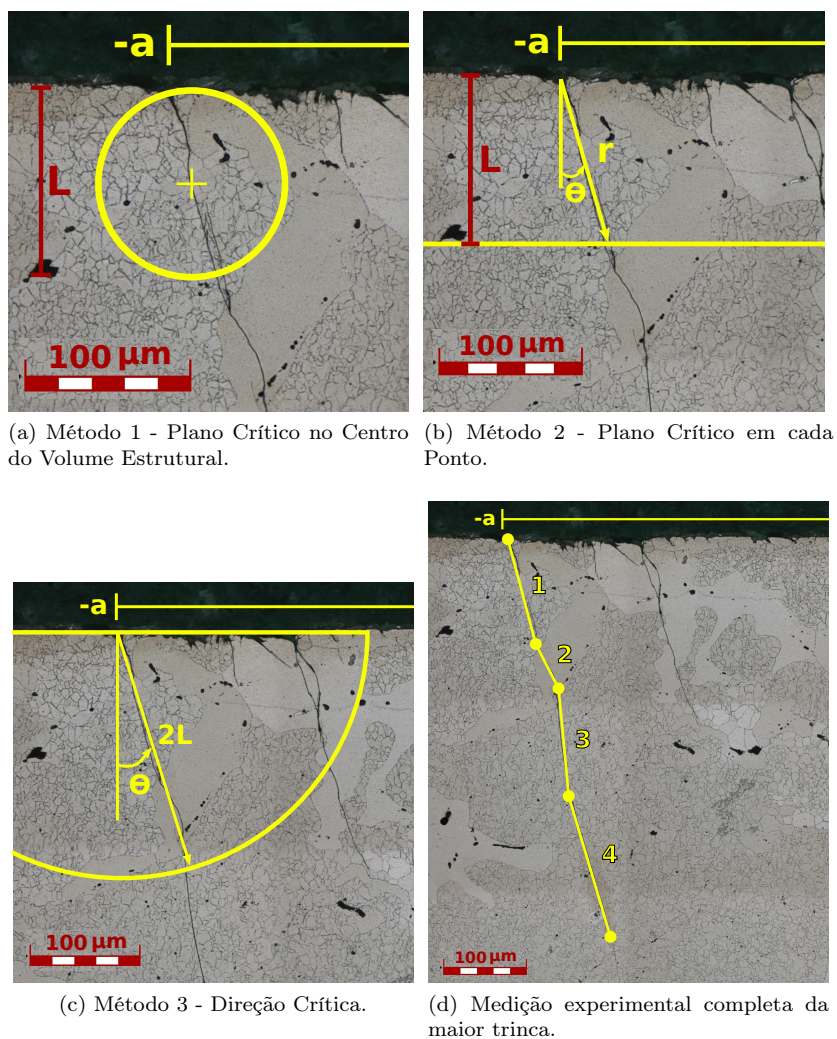


Figura 4.16: Diferentes procedimentos adotados para medição da direção de propagação da maior trinca encontrada.

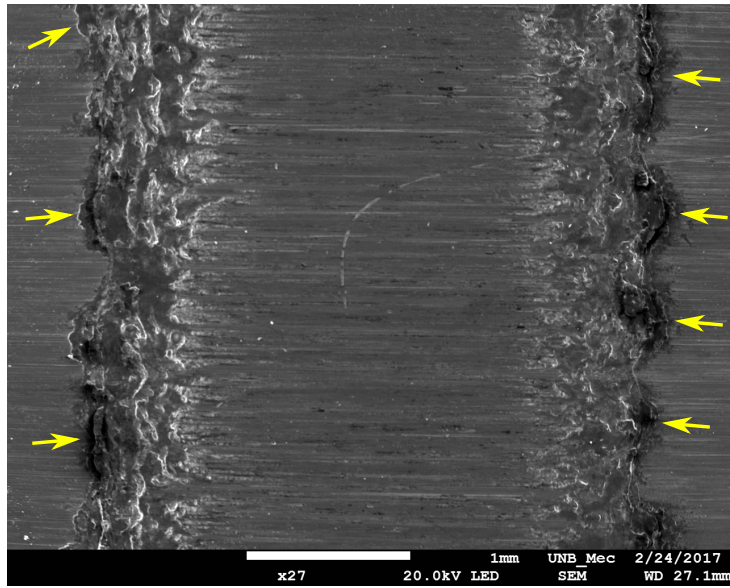


Figura 4.17: Observação no MEV da marca de *fretting* da amostra C2 E1. Setas indicam trincas aparentes.

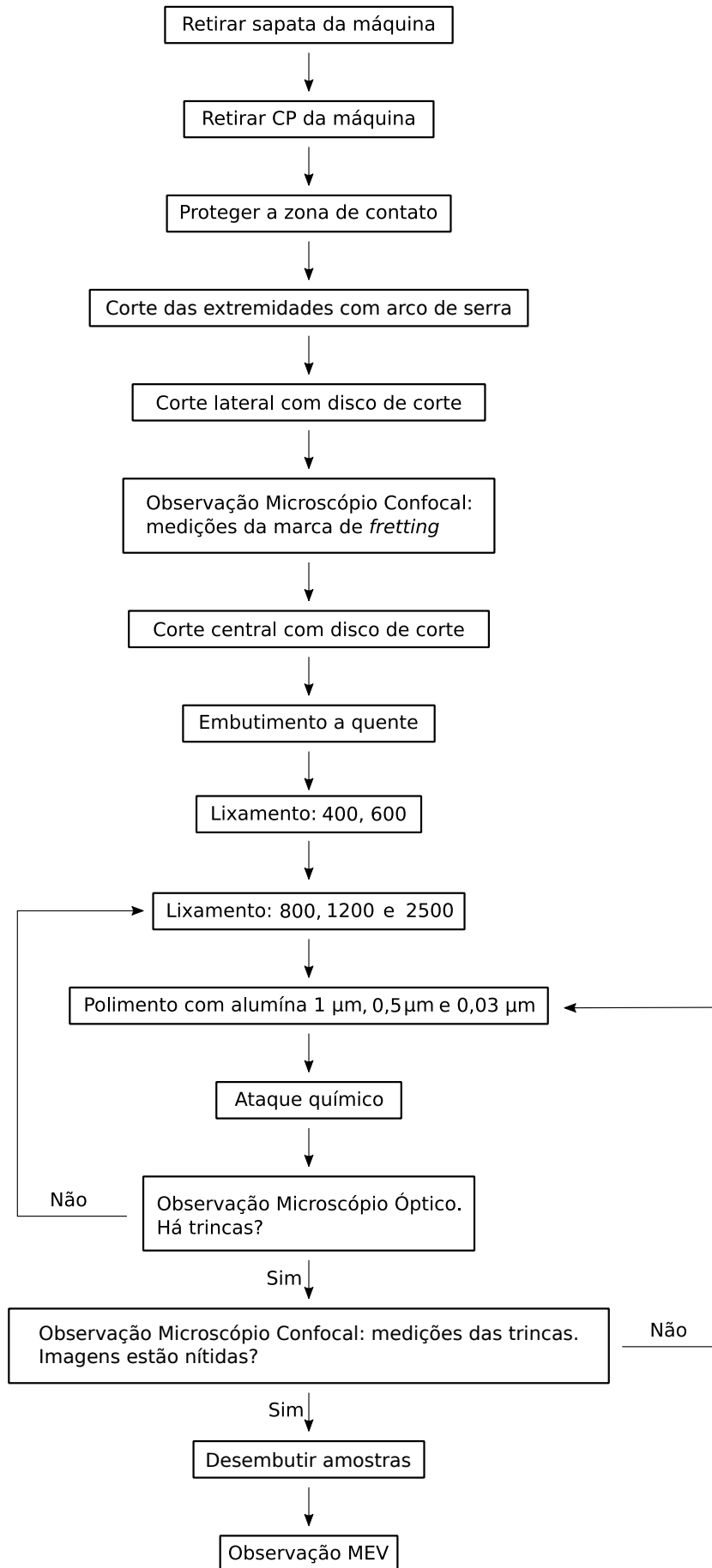


Figura 4.18: Organograma do procedimento pós-ensaio adotado neste trabalho.

5 RESULTADOS

Para a obtenção dos resultados, além de realizar ensaios experimentais em diferentes configurações de fadiga por *fretting* na liga Al7050 T7451, foi necessário implementar todas as metodologias descritas no capítulo 3 em códigos numéricos MATLAB. O programa utilizado para cálculo e caracterização do campo de tensões de fadiga por *fretting* foi feito utilizando a solução Hertiziana de distribuição de pressão de contato (HERTZ, 1882) e uma distribuição cisalhante simétrica. A determinação das tensões no interior do contato foram calculadas de acordo com a função potencial de Muskhelishvili. Também foram utilizadas técnicas analíticas para adequação da forma geométrica e solução do problema elástico do contato (HILLS, 1994). Em seguida, inseriu-se nestes programas as mesmas condições geométricas e de carregamento experimentadas nos ensaios, obtendo como resultados as direções de iniciação de trinca propostas pelos diferentes critérios multiaxiais abordados neste trabalho.

5.1 Resultados - Grupo 1

As Figuras 5.1a e 5.1b mostram respectivamente os resultados numéricos obtidos utilizando o Método 1. Para o aço AISI 1034, Fig. 5.1a, o critério de MWCM encontrou valores máximos de cisalhamento nos planos -30° e 60° , mas como a tensão normal máxima é maior no plano -30° este foi definido como o plano crítico. O critério de Fatemi-Socie teve seu maior valor de parâmetro encontrado no plano -23° e o último critério analisado, SWT, tem seu plano crítico em 11° . Lembrando que para este grupo de dados o valor do ângulo experimental encontrado foi de 30° , pode-se perceber que os critérios de MWCM e FS falharam em prever a direção de propagação da trinca. O critério de SWT conseguiu acertar a direção de propagação (sentido interior do contato) mas o valor do ângulo previsto apresentou uma diferença de 21° . Para o aço 35NCD16, Figura 5.1b, nota-se o mesmo comportamento descrito anteriormente. Os critérios de MWCM e FS não obtiveram sucesso em prever a correta direção de propagação da trinca experimental, encontrando respectivamente os ângulos de -39° e -34° para os planos críticos. Novamente, o critério de SWT conseguiu prever corretamente o sentido de direção da trinca encontrando um valor do ângulo igual a 4° , diferindo de 13° do observado experimentalmente para este material (17°).

As análises conduzidas para o Método 2, Plano Crítico em cada Ponto, podem ser observadas nas Figuras 5.2a e 5.2b. Para o aço AISI 1034, Fig. 5.2a, pode-se notar que, somente na superfície, todos os critérios foram capazes de prever corretamente o sentido da direção da trinca observada experimentalmente. Porém, em um ponto imediatamente inferior ao contato, os critérios de MWCM e FS mudam subitamente de direção, conduzindo a direção de propagação da trinca para fora do contato, sendo que, experimentalmente, a trinca se propagou para o interior do contato. Computando a média dos ângulos, encontrou-se respectivamente para os critérios de MWCM e FS os valores de $-26,2^\circ$ e $-19,6^\circ$. Já o critério de SWT previu corretamente a direção de propagação da trinca experimental, encontrando um valor de ângulo médio igual a $9,5^\circ$. A Figura 5.2b mostra resultados similares. Para o aço 35NCD16, os critérios de MWCM e FS erram a direção da trinca à medida que penetra-se no interior do contato e mais uma vez, o parâmetro de SWT foi capaz de prever a correta direção da trinca. Os valores médios de ângulos encontrados para os critérios de MWCM, FS e SWT são respectivamente $-33,9^\circ$, $-28,5^\circ$ e 4° .

Finalmente, para o terceiro e último método analisado (Direção Crítica), os resultados podem ser vistos nas Figuras 5.3a e 5.3b. Analisando os resultados encontrados para o aço AISI 1034 (Fig. 5.3a), pode-se perceber que somente o critério de FS errou a direção da trinca experimental. Os critérios de MWCM, FS e SWT quando utilizados sob a abordagem da Direção Crítica proveram respectivamente os valores de 70° , -27° e 11° , contra 30° da direção de iniciação observada no experimento. Nota-se nesta mesma figura que a partir de 65° é plotado para o parâmetro de SWT valores nulos pois o termo multiplicativo desta função assume valores negativos e a parte imaginária foi desconsiderada da análise. A Figura 5.3b mostra os resultados considerando o aço 35NCD16. Para este material, a utilização do método em análise fez com que todos os critérios abordados predissessem corretamente a direção da trinca experimental. Os critérios MWCM, FS e SWT obtiveram como resultados respectivamente os ângulos 54° , 48° e 7° , sendo o menor erro (somente 10°) dado pela combinação do critério de SWT com o Método da Distância Crítica.

Para propiciar uma visualização mais inteligível e rápida dos resultados, foi construída a tabela 5.1 que condensa os resultados encontrados do Grupo 1 de dados.

Tabela 5.1: Tabela comparativa dos resultados numéricos e experimentais do Grupo 1 de dados.

	AISI 1034				35NCD16			
	MWCM	FS	SWT	Exp.	MWCM	FS	SWT	Exp.
Método 1	-30°	-23°	11°	30°	-39°	-34°	4°	17°
Método 2	-26, 2°	-19, 6°	9, 5°		-33, 9°	-28, 5°	4°	
Método 3	70°	-27°	11°		54°	48°	7°	

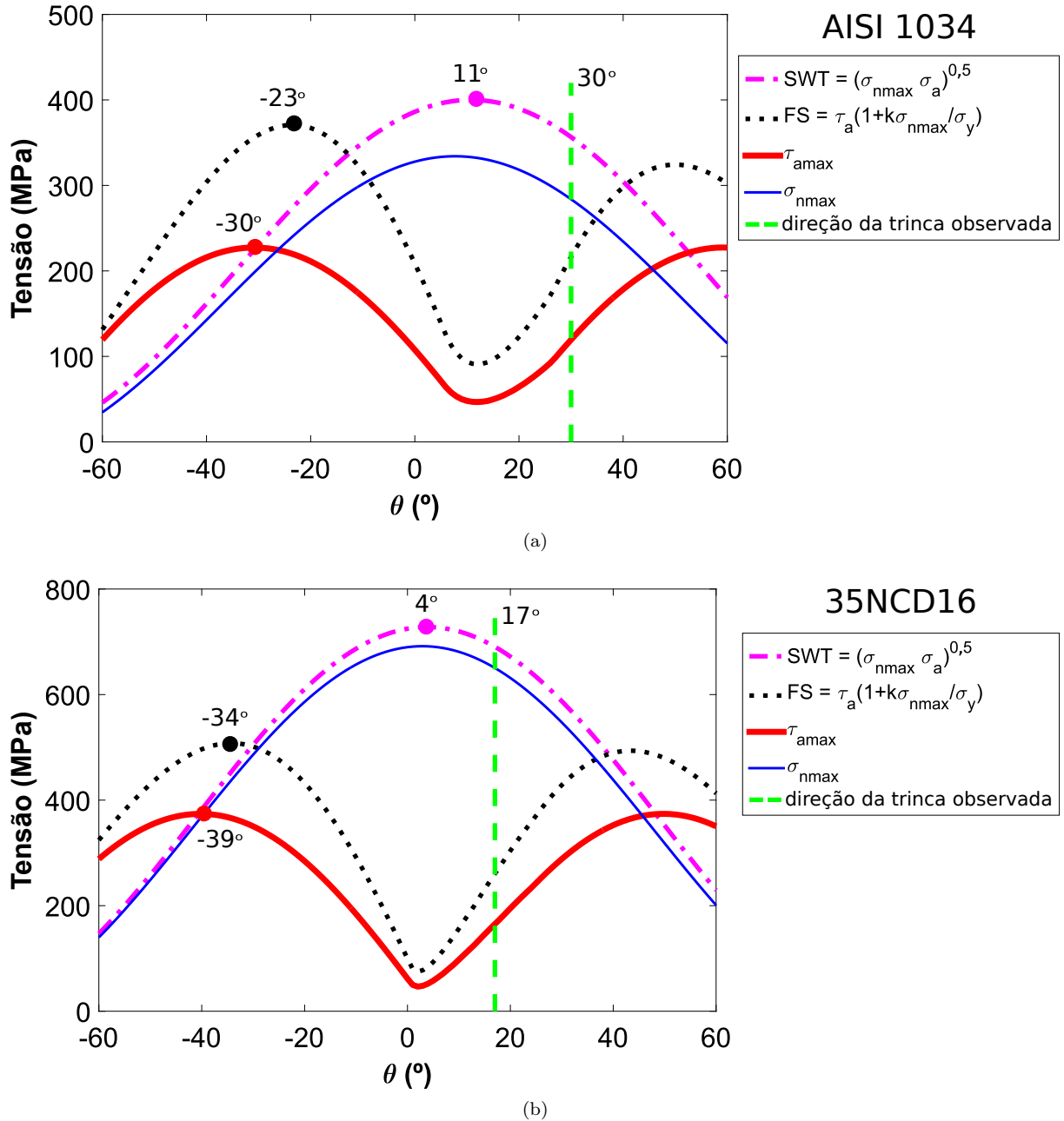
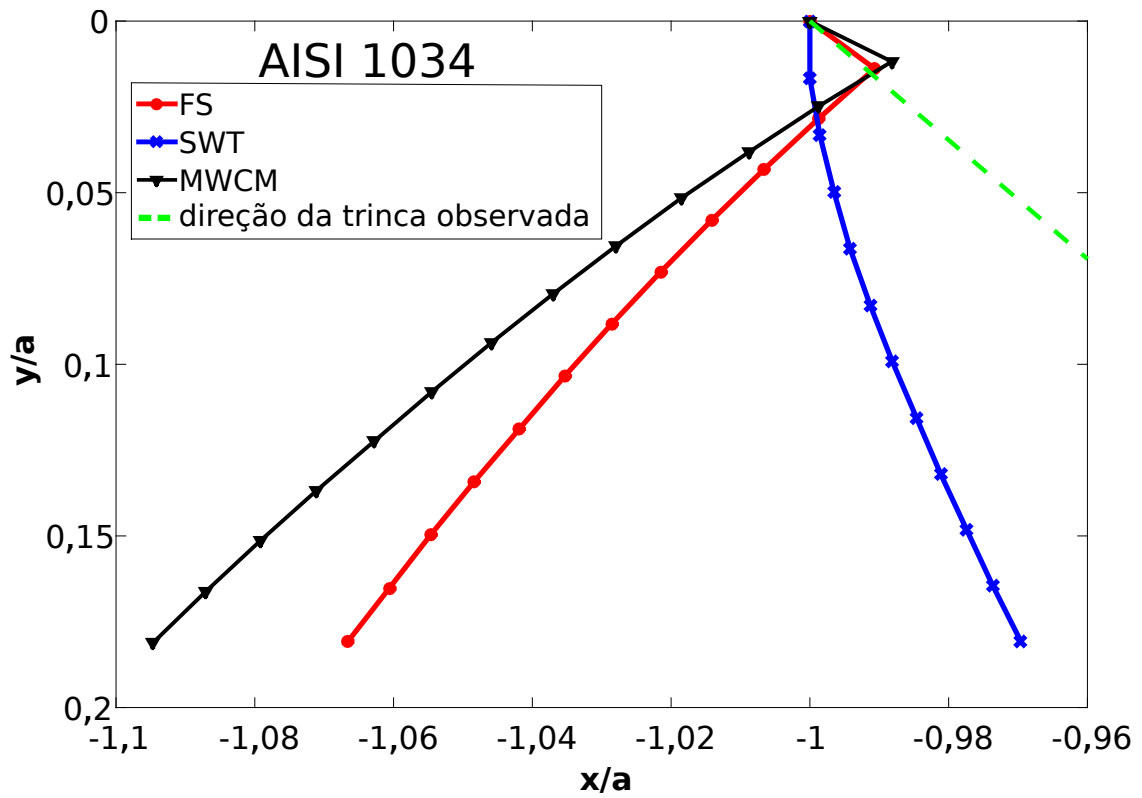
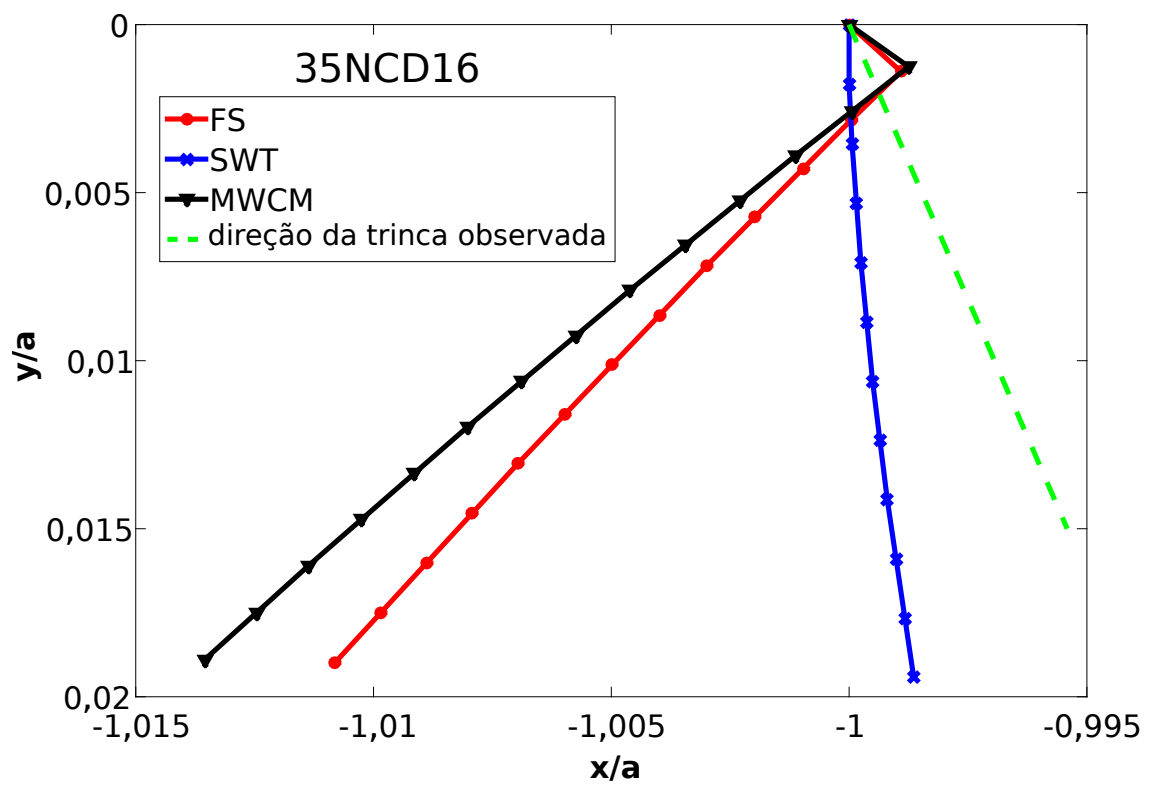


Figura 5.1: Trincas observadas e predições baseadas no Método 1 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.



(a)



(b)

Figura 5.2: Trincas observadas e predições baseadas no Método 2 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.

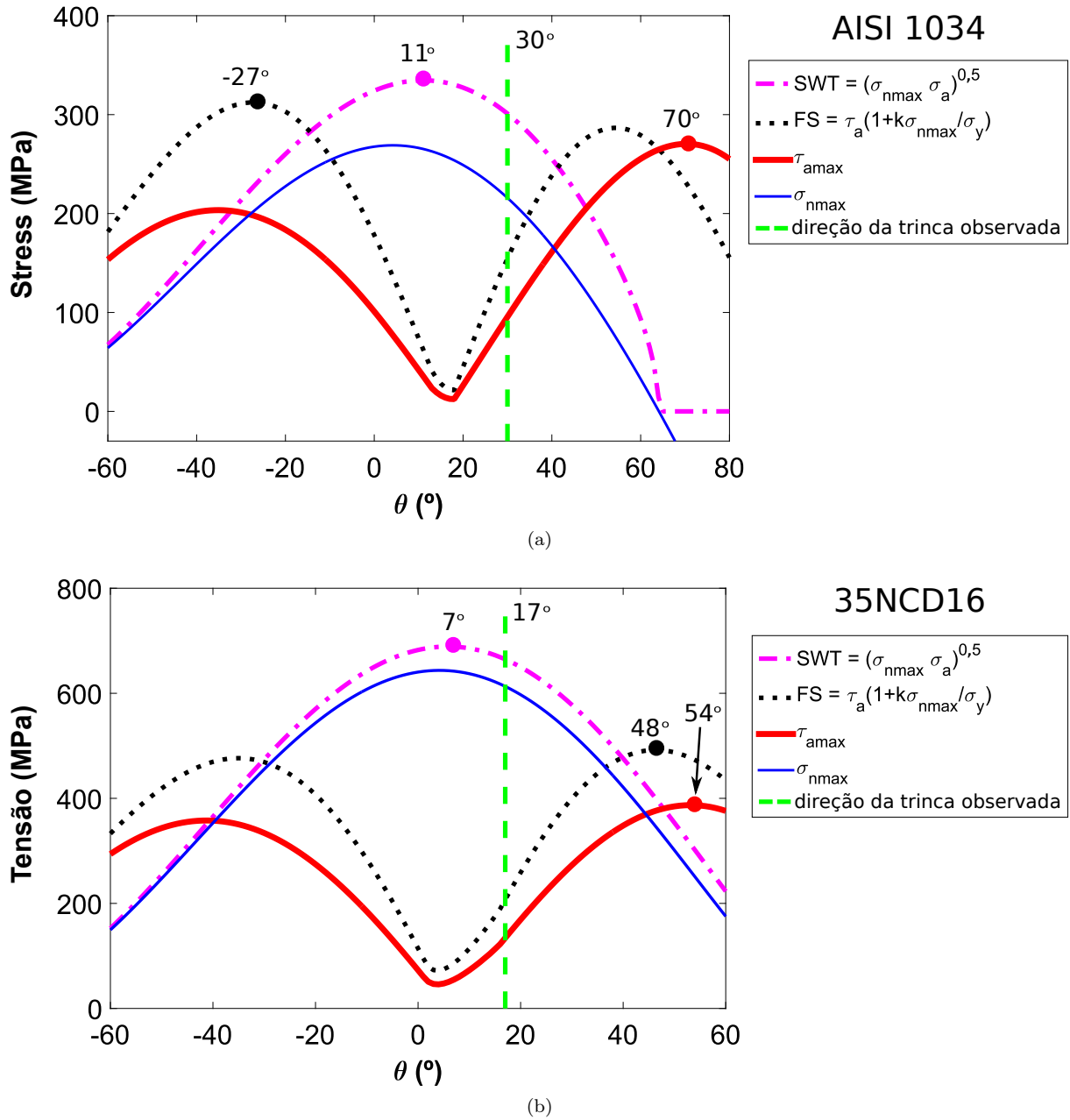


Figura 5.3: Trincas observadas e predições baseadas no Método 3 para os materiais: (a) AISI 1034; (b) 35NCD16. O ângulo θ assume valores positivos no sentido anti-horário.

5.2 Resultados - Grupo 2

Para o Grupo 2 de dados, referentes aos testes realizados com a liga de alumínio 7050 T7451, foram realizados um total de 15 ensaios experimentais nas diferentes condições de carregamento definidas anteriormente na tabela 4.7. Todas as marcas de contato por *fretting* encontradas experimentalmente foram aglomeradas na Fig. 5.4. Pode-se ver nesta figura que marcas simétricas foram obtidas para a maioria dos ensaios. Isso significa que

os procedimentos experimentais adotados neste trabalho foram eficazes. Uma comparação entre os valores teóricos e as médias experimentais dos comprimentos das zonas de adesão e escorregamento é feita na tabela 5.2.

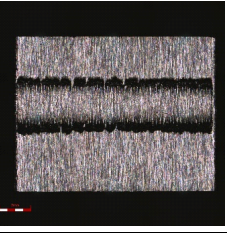
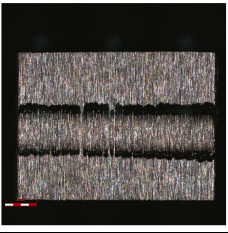
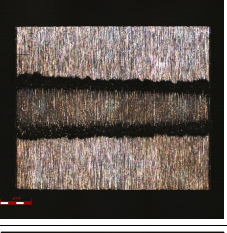
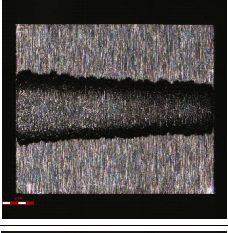
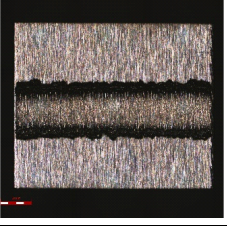
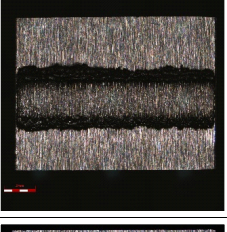
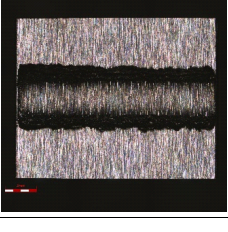
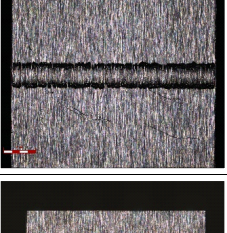
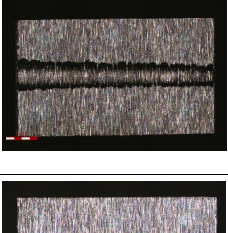

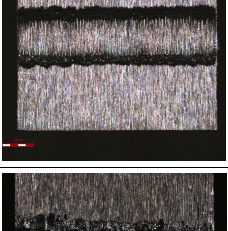
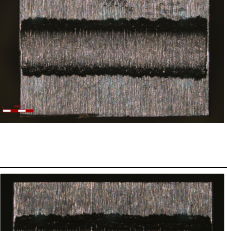
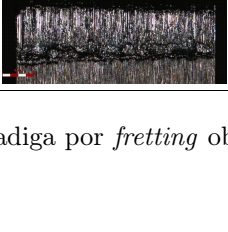
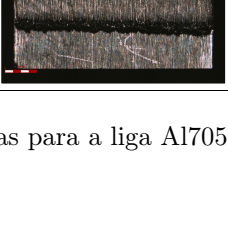
	E1	E2	E3
C1			-
C2 C5 C7			
C3			-
C4			-
C8			
C9	Amostra cortada antes de realizar a medição.		

Figura 5.4: Marcas experimentais de fadiga por *fretting* obtidas para a liga Al7050 T7451.

Tabela 5.2: Comparação da largura das zonas experimentais com as teóricas.

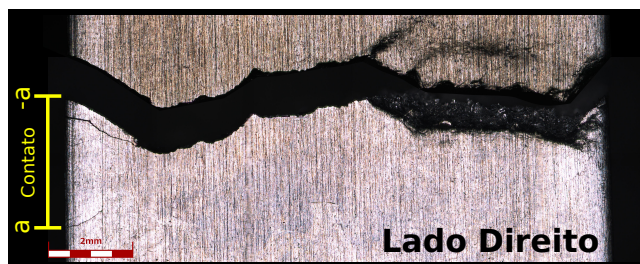
Config.	$2c_T$ (mm)	$2a_T$ (mm)	$2\bar{c}_E$ (mm)	$2\bar{a}_E$ (mm)	Erro $_{2\bar{c}}$ (%)	Erro $_{2\bar{a}}$ (%)
1	1,78	2,66	1,63	3,01	-8,12	13,08
2 \equiv 5 \equiv 7	1,36	2,66	1,46	3,25	7,52	22,24
3	0,75	2,66	0,78	3,27	2,80	22,82
4	0,58	1,36	0,49	1,37	-14,87	0,50
8	1,36	2,66	1,53	3,26	12,96	22,60
9	1,36	2,66	1,40	3,08	3,24	15,73

Obs.: $Erro_{2\bar{c}}$ e o $Erro_{2\bar{a}}$ são erros relativos percentuais.

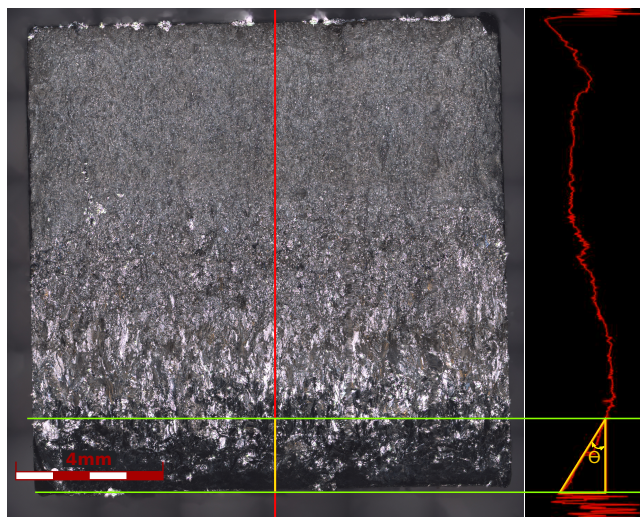
Por mais que os valores dos erros percentuais apresentados na tabela 5.2 pareçam altos, é importante perceber que como os valores teóricos das zonas de adesão e escorregamento são da ordem de poucos milímetros, qualquer mínima diferença entre esses valores e os medidos experimentalmente, acarreta em altos erros percentuais. É válido lembrar também que as medições planas realizadas no microscópio confocal possuem intrinsecamente um erro de $\pm 2\%$. Além disso, a largura dessas zonas dependem diretamente da força normal P , força essa que é aplicada experimentalmente baseada na leitura de um manômetro analógico. Sendo assim, pode-se concluir que as marcas experimentais de *fretting* obtidas neste trabalho estão, dentro de uma faixa de erro esperada, coerentes com os valores obtidos teoricamente.

Os ensaios referentes ao teste 6, sapata com raio de 110 mm, foram desconsiderados da análise deste trabalho pois a resposta obtida da máquina durante os ensaios experimentais não se mostrou estável. Para os demais ensaios, a resposta do sinal obtido estava de acordo com os parâmetros de entrada, e sendo assim, suas análises foram mantidas.

O teste C9 E2, uma exceção dentre todos, foi o único a fraturar com 916 mil ciclos. Dessa forma, um procedimento de medição especial foi adotado para essa amostra. Fez-se no microscópio confocal imagens de toda a superfície da fratura e também das suas laterais para que fosse possível observar o perfil de propagação da fratura, e assim, mensurar o ângulo de propagação da trinca. A exemplo da Figura 5.5b, foram feitas mais duas medições do perfil da superfície da fratura e a direção de propagação deste perfil teste foi determinada a partir da média aritmética desses três ângulos encontrados.



(a)



(b)

Figura 5.5: Análise fractográfica da amostra do teste C9 E2: (a) Perfil lateral da fratura; (b) Superfície da fratura e medição do ângulo inicial de propagação (parte inferior).

Para os demais ensaios, as Figuras 5.6 e 5.7 exemplificam as imagens obtidas nos microscópios confocal e MEV. Após a identificação da maior trinca encontrada em cada ensaio, foram extraídos 4 ângulos experimentais desta trinca, sendo três referentes aos métodos abordados e um ângulo médio da trinca toda. Para facilitar a leitura destes dados, construiu-se a tabela 5.3 que agrupa todos os valores de ângulos experimentais encontrados nos ensaios. Todas as imagens das maiores trincas encontradas em cada ensaio podem ser encontradas no Apêndice A7.1.

Tabela 5.3: Direções de iniciação em diferentes posições e comprimento de trincas obtidos para os testes na liga Al 7050 T7451.

Teste	Ângulos (°)				Comp. total (μm)
	$L/2$	L	$2L$	Trinca toda	
C1 E1	7,3	14,0	12,8	16,4	730
C1 E2	41,5	31,7	30,0	19,9	734
C2 E1	24,8	25,0	28,0	21,6	1132
C2 E2	36,6	36,6	36,6	32,0	953
C2 E3	37,5	24,0	24,0	21,5	1120
C3 E1	32,5	23,1	25,7	25,5	2080
C3 E2	37,0	37,0	37,0	24,8	2743
C4 E1	39,9	41,1	29,7	29,5	466
C4 E2	24,2	23,9	22,0	23,7	370
C8 E1	54,4	39,8	40,7	33,9	1570
C8 E2	17,3	18,3	16,7	20,0	2700
C8 E3	42,5	41,1	39,7	24,8	1721
C9 E1	55,6	50,8	46,5	29,4	1632
C9 E2	32,8	32,8	32,8	32,8	—
C9 E3	42,6	32,5	27,9	23,8	2838

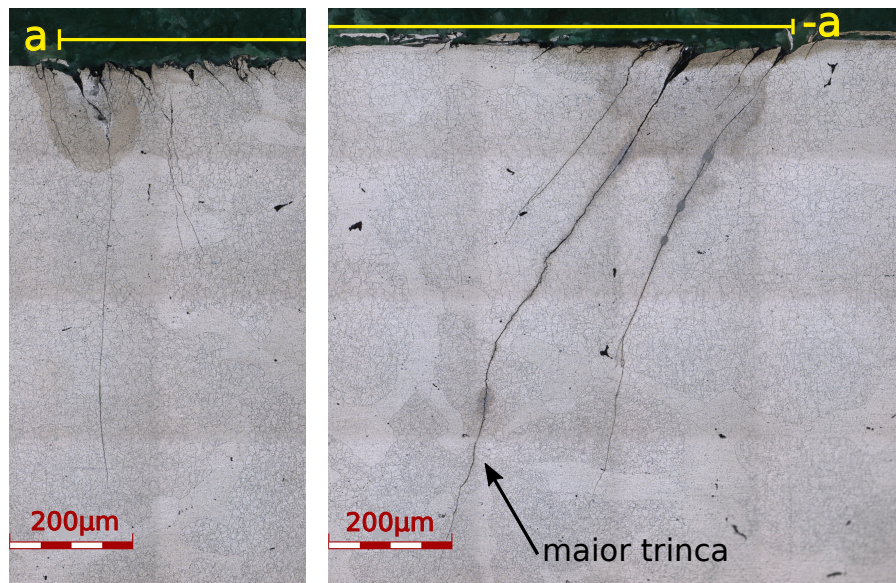
Analisando a tabela 5.3 é possível notar que os ensaios 1 e 2 da primeira configuração apesar de terem apresentado um valor de dispersão maior de 30° quando medido à uma distância $L/2$ da superfície do contato, os valores encontrados para a direção média de toda a trinca e seus comprimentos totais apresentaram erros bem menores. Os ensaios da configuração 2 apresentaram baixa dispersão experimental nos valores de ângulos e comprimento das maiores trincas medidos, sendo a máxima diferença encontrada entre os ângulos de cada ensaio menores que 13° . Observa-se que os testes C2 E1 e C2 E3 apresentaram praticamente a mesma direção de propagação quando analisado toda a trinca, podendo ser explicada a pequena alteração presenciada no teste C2 E2 pelo leve desalinhamento experimental deste teste, como mostrado na Fig. 5.4. A maior divergência encontrada entre os ensaios da configuração 3 foi no comprimento total das trincas, que apresentou uma diferença de $700 \mu\text{m}$. Entretanto, pode-se notar que os as direções de propagação das trincas completas foram praticamente as mesmas (diferença menor que 1°). Novamente, houve um pequeno desalinhamento no segundo ensaio da configuração 4, e talvez por isso, nota-se uma dispersão máxima de aproximadamente 17° nas direções medidas nas distâncias $L/2$, L , e $2L$. Contudo, a direção e o comprimento da maior trinca encontrada destoaram pouco apresentando diferenças de $5,8^\circ$ e $96 \mu\text{m}$ entre os ensaios realizados nesta configuração. Para a oitava e nona configuração experimental, nota-se uma considerável dispersão nos valores dos ângulos medidos até a distância $2L$ encontrando diferenças de até 37° nesses ângulos, porém para as direções medidas da

trinca toda, os erros são menores que 14°.

Posteriormente, construiu-se a tabela 5.4 que reúne, para cada configuração de teste, os valores médios dos ângulos e comprimentos das maiores trincas medidas.

Tabela 5.4: Direções médias de iniciação e comprimentos médios de trincas obtidos para os testes na liga Al 7050 T7451.

Config.	Ângulos médios (°)				Comp. médio (μm)
	$L/2$	L	$2L$	Trinca toda	
1	24,4	22,9	21,4	18,2	732
2	33,0	28,5	29,5	25,0	1068
3	34,8	30,1	31,4	25,2	2412
4	32,1	32,5	25,9	26,6	418
5	33,0	28,5	29,5	25,0	1068
7	33,0	28,5	29,5	25,0	1068
8	38,1	33,1	32,4	26,2	1987
9	43,7	38,7	35,7	28,7	2235



(a)



(b)

Figura 5.6: Imagens realizadas no Microscópio Confocal da amostra direita do teste C2 E2. (a) Trincas em detalhe (ampliação de 1080x). (b) Região interna do contato (ampliação de 216x).

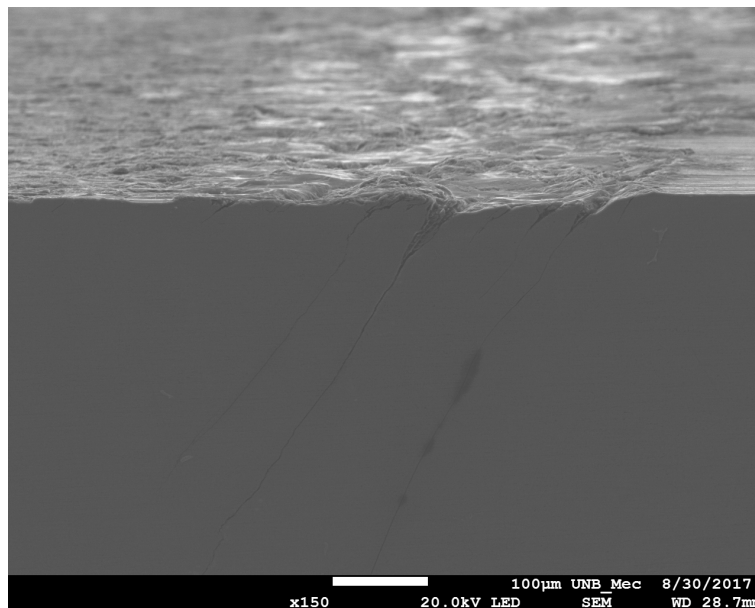


Figura 5.7: Imagem realizada no MEV na amostra C2 E2: detalhe das trincas e da zona de escorregamento.

Na tabela 5.4, é possível analisar mais facilmente a influência gerada dos parâmetros investigados nos testes experimentais. Os experimentos conduzidos nas configurações 1, 2 e 3, que investigam o efeito da carga tangencial, mostraram que à medida que se aumentou a componente cisalhante do ensaio de fadiga por *fretting* as direções de propagação de trinca locais e em toda a trinca também aumentaram. Da mesma forma, o comprimento médio das maiores trincas encontradas em cada uma dessas configurações também aumentou com o acréscimo da carga tangencial.

Comparando os resultados das configurações 4 e 5, percebe-se que os ângulos médios nas distâncias analisadas ($L/2$, L , $2L$ e toda a trinca) apresentaram uma pequena oscilação ($\pm 4^\circ$), entretanto, pode-se notar que a diferença observada do comprimento das trincas é substancial (aproximadamente $600 \mu\text{m}$), indicando o aumento do comprimento das trincas à medida em que o tamanho do contato também cresce. Infelizmente, parte da análise da influência do tamanho do contato foi prejudicada pelos problemas apresentados nos testes da configuração 6.

Já nas três últimas configurações, que analisam o efeito da tensão média de fadiga estática, pode-se observar aumento tanto nos ângulos, quanto no comprimento das trincas à medida em que aumentou-se a tensão média. Os mesmos efeitos também foram observados quando aumentou-se a carga de cisalhamento. Também é possível perceber um efeito

comum em todos os ensaios realizados: conforme a trinca vai adentrando o interior do contato, sua inclinação vai diminuindo em relação ao seu ângulo de nascimento.

Selecionou-se o teste C2 E1 para fazer uma análise mais detalhada dos perfis gerados pelas trincas. Neste caso, esta amostra foi completamente lixada, polida e atacada. Todas as trincas encontradas em 9 diferentes planos foram medidas para que fosse possível visualizar um esquema tridimensional do perfil de propagação dessas trincas. Pretendia-se com essa análise investigar se o comprimento e direção das trincas permaneciam constantes ao longo de todo o contato.

Como mostrado na Figura 5.8 pode-se ver que, em geral, a direção de propagação das trincas possui uma inclinação média de 11° e -9° . Também é possível perceber que, nos 9 planos investigados, as maiores trincas atingiram uma profundidade média de $1200 \mu\text{m}$. Para facilitar a análise do local de nascimento das trincas, plotou-se retângulos laterais que representam as zonas de escorregamento, e o central, a zona de adesão. Definiu-se como zero a coordenada positiva do contato, $+a$, e o final do contato a coordenada negativa, $-a$. Desta forma, pode-se notar que as trincas nasceram majoritariamente próximas das extremidades do contato, e mais ainda, que as maiores trincas estão situadas em uma região próxima à coordenada negativa.

Da parte numérica, para cada configuração experimental foram extraídos dos códigos MATLAB gráficos semelhantes aos exibidos na seção de resultados do Grupo 1. Entretanto, como foi feita uma extensa investigação experimental, somente os resultados dos ângulos da direção de iniciação das trincas desses gráficos, agrupados na tabela 5.5, são exibidos neste trabalho.

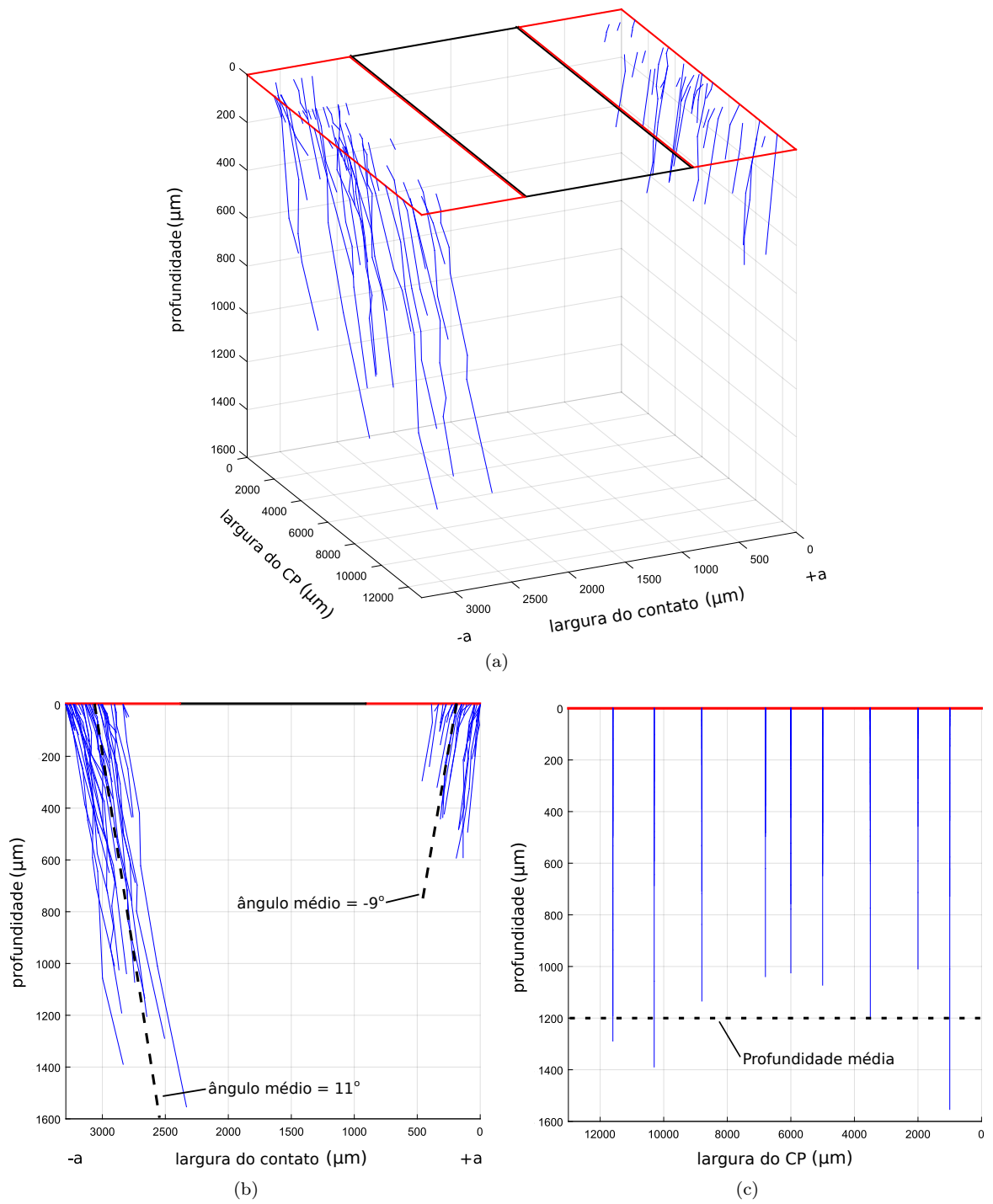


Figura 5.8: Vistas isométrica (a), lateral (b) e frontal (c) das trincas encontradas na amostra C2 E1.

Tabela 5.5: Resultados numéricos das direções de iniciação de propagação de trinca em diferentes configurações de fadiga por *fretting*.

Config.	Método 1 (°)			Método 2 (°)			Método 3 (°)		
	FS	MWCM	SWT	FS	MWCM	SWT	FS	MWCM	SWT
1	-30	-32	6	-24,8	-27,5	4,6	-34	66	1
2	-30	-34	6	-25,3	-29,2	4,8	-33	63	5
3	-31	-35	6	-25,7	-29,9	5,0	-33	61	6
4	-26	-28	6	-21,8	-24,1	2,6	-32	75	-4
5	-30	-34	6	-25,3	-29,2	4,8	-33	63	5
6	-32	-36	5	-26,7	-30,8	4,4	-34	59	6
7	-30	-34	6	-25,3	-29,2	4,8	-33	63	5
8	-30	-34	6	-25,1	-29,2	4,8	-33	63	5
9	-30	-34	6	-24,8	-29,2	5,0	-32	63	5

Finalmente, as Figuras 5.9, 5.10 e 5.11 comparam os resultados numéricos (tab. 5.5) com os experimentais (tab. 5.4) respectivamente considerando os Métodos 1, 2 e 3.

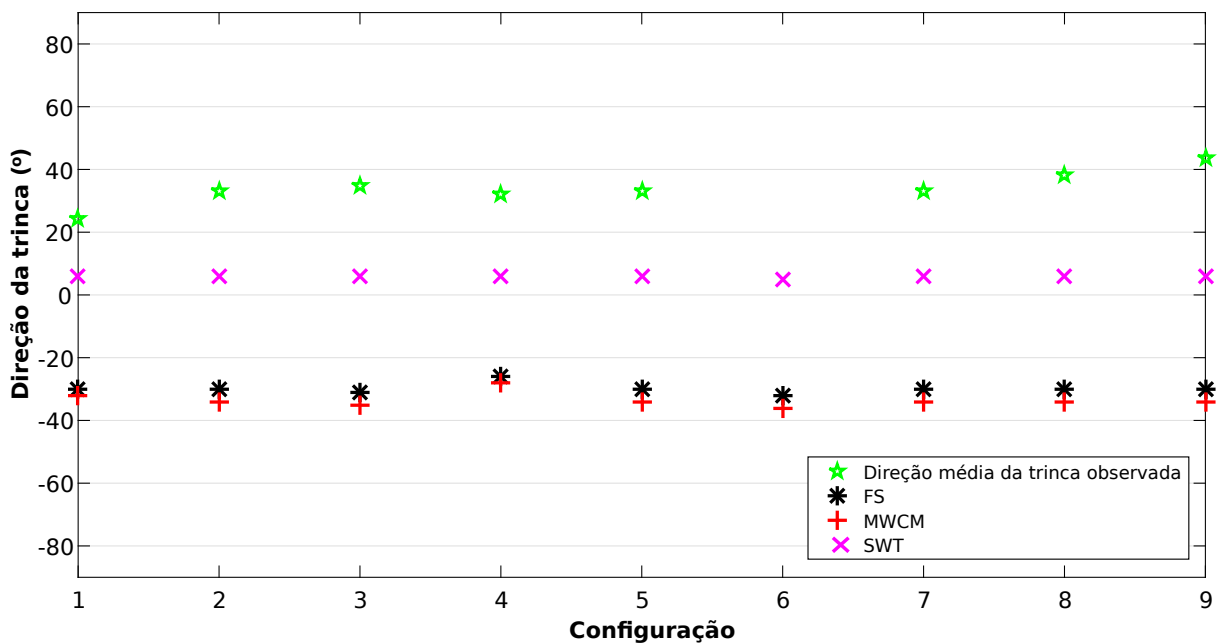


Figura 5.9: Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 1 (Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural) e dos critérios multiaxiais.

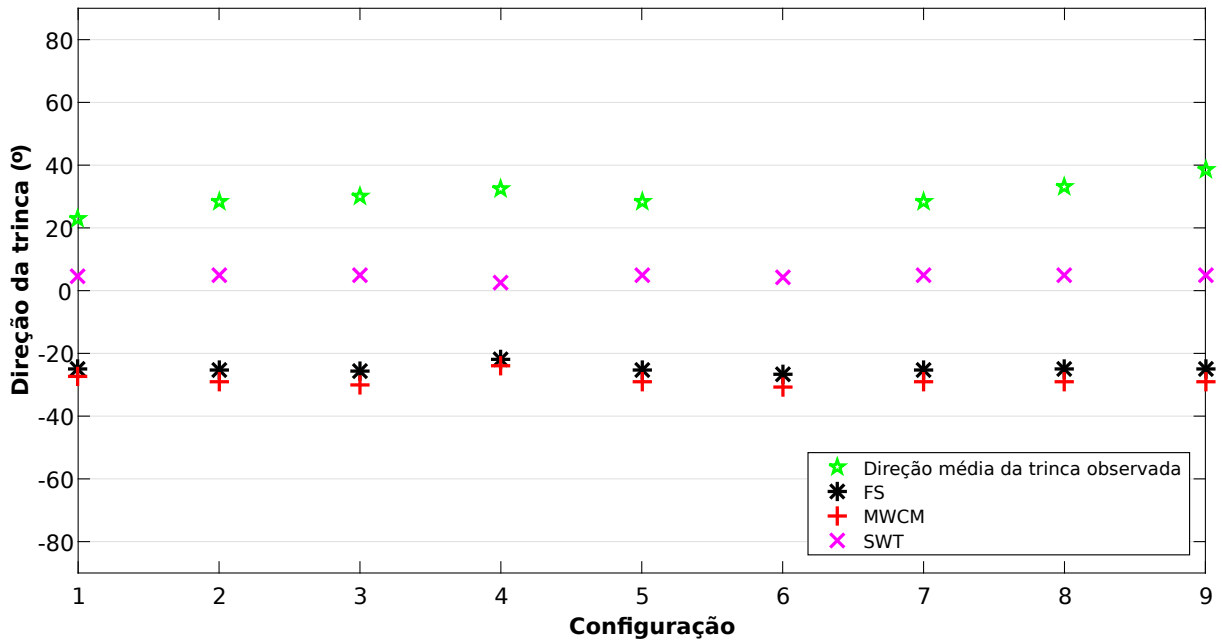


Figura 5.10: Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 2 (Plano Crítico em cada Ponto) e dos critérios multiaxiais.

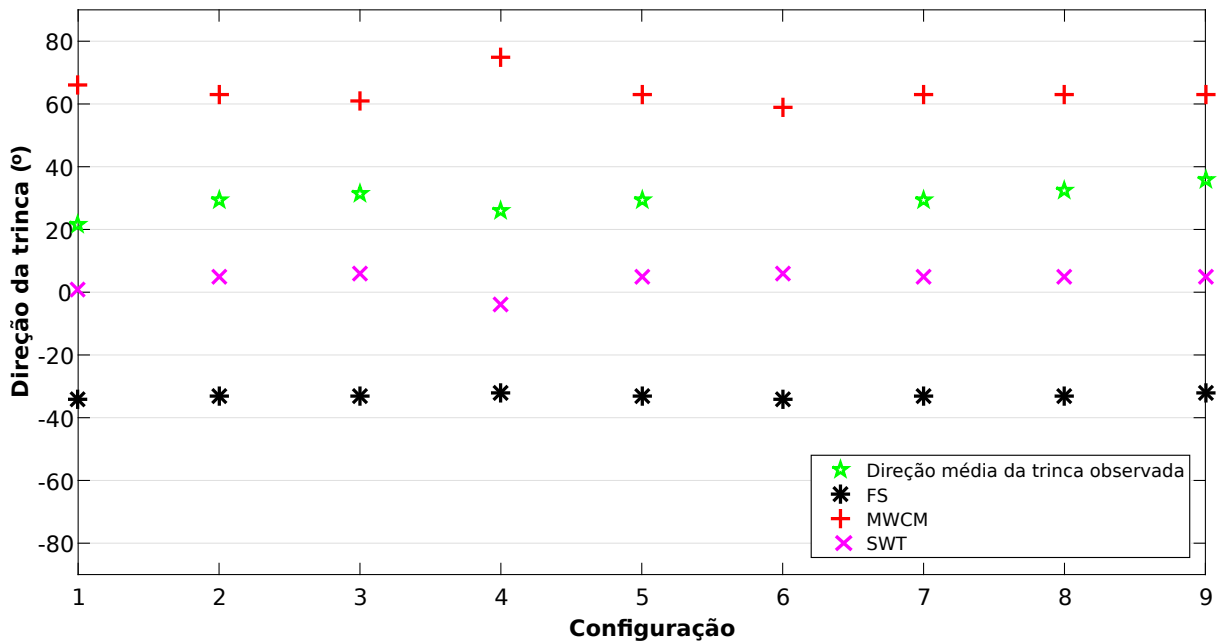


Figura 5.11: Comparação dos resultados experimentais obtidos para a liga Al7050 T7451 com os resultados numéricos encontrados com a combinação do Método 3 (Direção Crítica) e dos critérios multiaxiais.

5.2.1 Efeito do Aumento da Carga Cisalhante

Comparando os efeitos observados experimentalmente (tab. 5.4) com os resultados das configurações 1, 2 e 3 exibidos na tabela 5.5, pode-se ver que combinados com o

Método 1 (Plano Crítico no Centro do Volume Estrutural) nenhum dos critérios estudados foi capaz de prever o aumento do ângulo de propagação da trinca à medida que a carga tangencial aumentava seu valor. Tal método foi capaz de prever a correta direção de propagação somente quando utilizado em conjunto do critério de SWT, mas os valores encontrados numericamente para essas configurações (6° , 6° e 6°) apresentam erros de até 29° quando comparados com os ângulos experimentais ($24,4^\circ$, $33,0^\circ$ e $34,8^\circ$).

Utilizando o Método 2 (Plano Crítico em Cada Ponto) notou-se que somente quando combinado com o critério de SWT, foi possível observar o efeito de aumento do ângulo, entretanto, os valores obtidos numericamente ($4,6^\circ$, $4,8^\circ$ e 5°) apresentam diferenças de até 25° quando comparados com os valores presenciados experimentalmente ($22,9^\circ$, $28,5^\circ$ e $30,1^\circ$).

A aplicação do Método 3 (Direção Crítica) conseguiu capturar o efeito de aumento do ângulo de iniciação quando combinado com os critérios de FS e SWT, mas somente o último critério foi capaz de prever a correta direção de propagação, sentido interior do contato. O critério de MWCM, que apresentou direções errôneas de propagação quando combinado com os dois métodos anteriores, agora, foi capaz de prever corretamente tal direção, entretanto, os valores das configurações 1, 2 e 3 utilizando esse critério (66° , 63° e 61°) diferem de até aproximadamente 30° quando aferidos com os experimentais ($21,4^\circ$, $29,5^\circ$ e $31,4^\circ$). Os resultados encontrados quando utilizado conjuntamente do critério de SWT (1° , 5° e 6°) mostram leve melhora comparados com o MWCM, mas mesmo assim, continuam apresentando erros maiores que 20° quando confrontados com os valores experimentais obtidos a uma distância $2L$ da superfície do contato.

5.2.2 Efeito do Aumento do Tamanho do Contato

Este efeito foi analisado nas configurações 4 a 6, mas somente foram comparados os resultados das configurações 4 e 5 da tabela 5.5 devido ao fato que os ensaios realizados na sexta configuração foram desconsiderados como explicado no capítulo anterior. Os ensaios realizados nestas configurações não mostraram um comportamento definido de aumento ou diminuição do ângulo de propagação, limitando um pouco esta análise. Utilizando o Método 1, somente o critério de SWT foi capaz de prever a correta direção de propagação, mas novamente, os resultados numéricos (6° e 6°) apresentaram diferenças de até

27° dos experimentais (32,1° e 33,0°).

Na distância analisada do segundo método, L , foram encontrados os seguintes ângulos experimentais para as configurações 4 e 5: 32,5° e 28,5°. Outra vez, somente o critério de SWT conseguiu acertar o sentido de propagação da trinca, encontrando respectivamente valores de 2,6° e 4,8°.

A utilização do terceiro método conseguiu novamente corrigir o sentido de propagação do critério de MWCM, mas apresentou diferença de até 48° entre os valores dos ângulos numéricos e experimentais. Um comportamento anômalo também pode ser notado na configuração 4, pela primeira vez, o critério de SWT errou o sentido de propagação da trinca. Entretanto, apesar deste erro, este critério ainda foi capaz de fornecer os valores de planos críticos para as configurações 5 e 6, respectivamente, -4° e 5°, com os menores erros quando comparados com os valores experimentais (25,9° e 29,5°).

5.2.3 Efeito do Aumento da Carga Média de Fadiga

Ao comparar os resultados numéricos observados nas configurações 7, 8 e 9 da tab. 5.5 com os respectivos valores experimentais mostrados na tabela 5.4, percebe-se que utilizando o Método 1, somente o critério de SWT conseguiu acertar o sentido de propagação (6°, 6° e 6°), porém, com erros próximos a 38° quando comparados com os ângulos encontrados nos experimentos (33,0°, 38,1° e 43,7°), além disso, o critério não obteve sucesso em capturar o efeito observado de aumento dos ângulos no caso experimental.

Empregando o Método 2, os critérios de FS e SWT conseguiram observar o efeito do aumento de ângulo visto experimentalmente. Dentre esses critérios, o de SWT forneceu os menores erros obtendo respectivamente os ângulos 4,8°, 4,8° e 5° para as configurações 7, 8 e 9. Observou-se também uma leve melhora nos resultados obtidos pelos critérios FS e MWCM quando comparados com a utilização do Método 1, mas da mesma forma, tais resultados ainda apresentam valores negativos de iniciação de trinca sendo que experimentalmente observou-se respectivamente as direções médias 28,5°, 33,1° e 38,7° para os ensaios das configurações 7, 8 e 9.

Por fim, diferente dos Métodos 1 e 2, a utilização do Método da Direção Crítica, conseguiu encontrar o sentido correto de propagação dado pelo critério de MWCM. Com-

binado com esse método, o critério de SWT, apesar de não capturar o efeito de aumento dos ângulos, forneceu os ângulos 5° , 5° e 5° respectivamente para as configurações 7 a 9, sendo que experimentalmente obteve-se $29,5^\circ$, $32,4^\circ$ e $35,7^\circ$ para essas mesmas configurações.

6 COMENTÁRIOS FINAIS

6.1 Conclusões

Analisando atentamente a tabela 5.1, que descreve os resultados do Grupo 1 de dados, percebe-se que os Métodos 1 e 2 não conseguiram prever sequer o sentido de direção de propagação de trinca quando combinados com os critérios de MWCM e FS, já a aplicação do Método 3, Direção Crítica, mostrou melhoras a respeito disso. O Método 3 não foi capaz de corrigir somente a direção de iniciação do critério de FS para o aço AISI 1034. De todos os critérios analisados para este grupo de materiais, claramente, o critério de SWT forneceu os resultados com menores erros. Para o AISI 1034 as melhores predições foram encontradas pela combinação dos Métodos 1 e 3 com este critério, e para o aço 35NCD16 a utilização conjunta deste critério com o Método 3 forneceu o melhor resultado numérico encontrado, 7° , contra 17° observado experimentalmente. Sendo assim, a aplicação do Método da Direção Crítica com o critério de SWT se mostrou superior em prever a direção de iniciação de trincas considerando os dados de Fouvry et al. (2008) e Baietto et al. (2013).

Para a análise conduzida na liga de alumínio 7050 T7451, confrontando os resultados teóricos com os experimentais, tabelas 5.5 e 5.4, e analisando a representação gráfica desses resultados apresentados nas Figuras 5.9, 5.10 e 5.11, nota-se que em praticamente todos os casos, o critério de SWT combinado com qualquer um dos métodos em estudo forneceu os resultados mais próximos dos experimentais. O critério de Fatemi-Socie, utilizado em conjunto dos três métodos em questão, não conseguiu sequer acertar o sentido de propagação da trinca e foi, considerando os dados experimentais obtidos para essa liga de alumínio, o pior de todos os critérios analisados. Já o critério de MWCM, apresentou melhoras quando utilizado juntamente do Método da Distância Crítica, mesmo apresentando erros de aproximadamente 30° , o sentido de direção de propagação da trinca foi corrigido para o interior do contato. Desta forma, estes resultados sugerem que a direção de propagação de trinca em condições de fadiga por *fretting* se mostrou mais dependente dos efeitos causados pela tensão normal, uma vez que, o critério de SWT apresentou erros menores que os critérios baseados em tensão cisalhante (FS e MWCM).

Sobre os efeitos causados pelos aumentos das cargas cisalhante e média de fadiga e

do tamanho do contato, é necessário muito cuidado ao afirmar algo, pois a baixa repetitividade observada nos ângulos experimentais mensurados pode ter mascarado o real efeito causado pela influência desses parâmetros. Todavia, os ensaios realizados nos permitem dizer que o efeito de aumento do ângulo de iniciação de trinca, presenciados quando aumentadas as cargas cisalhante e média de fadiga, foi melhor observado pela combinação do Método 2 e do critério de SWT, podendo também ser observada quando utilizado este mesmo critério e o Método 3. No entanto, o Método 1 (Plano Crítico no Centro da Zona de Processo) combinado com qualquer um dos critérios multiaxiais em questão, não foi capaz de notar esses efeitos.

6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Para trabalhos futuros, sugere-se a continuar a investigação dos efeitos causados pela variação dos parâmetros aqui analisados (carga cisalhante, carga média de fadiga e tamanho do contato) nesta mesma liga de alumínio, visando a diminuição da dispersão dos resultados obtidos e tornando assim, mais precisa e clara a influência desses parâmetros na direção de propagação das trincas em condições de fadiga por *fretting*. A realização desta mesma análise em outros materiais, também pode ser muito interessante para investigar se esses efeitos são dependentes ou não do tipo de material utilizado. Além disso, dados experimentais que analisam a direção de iniciação e propagação de trincas em condições de fadiga por *fretting* são muito escassos na literatura, portanto, a produção de resultados desta natureza é muito importante e com certeza irá servir de base para outros autores que se aventurarem a pesquisar sobre esse tema.

Sugere-se também dar prosseguimento ao estudo do Método da Distância Crítica, pois esse método se mostrou promissor nos casos aqui observados e a contínua utilização deste, combinado com outros critérios multiaxiais analisados em diferentes materiais e condições de carregamento, certamente será fundamental para um melhor entendimento e eventualmente o aperfeiçoamento deste método, uma vez que o valor da distância crítica pode variar muito, já que tanto o limite de fadiga quanto o limiar de propagação possuem grandes incertezas associadas. Sendo também a investigação do efeito dessas incertezas no valor da distância crítica nas estimativas de direção de trinca um importante estudo a ser realizado.

Referências

- ALBINMOUSA, J. Multiaxial fatigue crack path prediction using critical plane concept. *Frattura ed Integrità Strutturale*, Gruppo Italiano Frattura, n. 35, p. 182, 2016.
- ARAÚJO, J.; ALMEIDA, G.; FERREIRA, J.; SILVA, C. da; CASTRO, F. Early cracking orientation under high stress gradients: The fretting case. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 100, p. 611–618, 2017.
- ARAÚJO, J.; NOWELL, D. Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 21, n. 9, p. 947–956, 1999.
- ARAUJO, J.; NOWELL, D. The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 24, n. 7, p. 763–775, 2002.
- ARAUJO, J. A. *On the initiation and arrest fretting fatigue cracks*. Tese (Doutorado) — University of Oxford, 2000.
- ARAÚJO, J. A.; SUSMEL, L.; TAYLOR, D.; FERRO, J. C. T.; MAMIYA, E. N. On the use of the theory of critical distances and the modified wöhler curve method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 29, n. 1, p. 95–107, 2007.
- ASM. Metals handbook: Properties and selection. *Handbook Committee and ASM International. Alloy Phase Diagram Committee*, Asm International, v. 2, 1990.
- ATZORI, B.; LAZZARIN, P.; TOVO, R. Evaluation of the fatigue strength of a deep drawing steel. *ÖIAZ, Österreichische Ingenieur-und Architekten-Verein*, v. 137, n. 11, p. 556–561, 1992.
- ATZORI, B.; MENEGHETTI, G.; SUSMEL, L. Material fatigue properties for assessing mechanical components weakened by notches and defects. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 28, n. 1-2, p. 83–97, 2005.
- BAIETTO, M.-C.; PIERRES, E.; GRAVOUIL, A.; BERTHEL, B.; FOUVRY, S.; TROLLE, B. Fretting fatigue crack growth simulation based on a combined experimental and xfm strategy. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 47, p. 31–43, 2013.
- BEARD, J. Palliatives for fretting fatigue. In: *Fretting Fatigue*. [S.l.]: ESIS Publication 18 London, 1994. v. 18, p. 419–436.
- BRAMHALL, R. *Studies in fuetting fatigue*. Tese (Doutorado) — University of Oxford, 1973.
- BROWN, M. W.; MILLER, K. A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 187, n. 1, p. 745–755, 1973.
- CARDOSO, R. *Problema de Propagação de Trincas em Condições de Fretting*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, 2015.
- CIAVARELLA, M.; DEMELIO, G. A review of analytical aspects of fretting fatigue, with extension to damage parameters, and application to dovetail joints. *International Journal of Solids and Structures*, Elsevier, v. 38, n. 10, p. 1791–1811, 2001.

- CROSSLAND, B. Proc. int. conf. on fat. of metals. *Proc. Inst. Mech., London*, p. 138–149, 1956.
- DAVIS, J. Aluminium and aluminium alloy. *ASM Speciality Handbook, ASM International, USA*, 1994.
- DEPERROIS, A. *Sur le calcul de limite d'endurance des aciers*. Tese (Doutorado), 1991.
- DINI, D.; NOWELL, D.; DYSON, I. N. The use of notch and short crack approaches to fretting fatigue threshold prediction: Theory and experimental validation. *Tribology international*, Elsevier, v. 39, n. 10, p. 1158–1165, 2006.
- EDEN, E.; ROSE, W.; CUNNINGHAM, P. The endurance of metals: experiments on rotating beams at university college, london. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 81, n. 1, p. 839–974, 1911.
- ENDO, K.; GOTO, H. Initiation and propagation of fretting fatigue cracks. *Wear*, Elsevier, v. 38, n. 2, p. 311–324, 1976.
- FATEMI, A.; SOCIE, D. F. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 11, n. 3, p. 149–165, 1988.
- FOUVRY, S.; ELLEUCH, K.; SIMEON, G. Prediction of crack nucleation under partial slip fretting conditions. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 37, n. 6, p. 549–564, 2002.
- FOUVRY, S.; FRIDRICI, V.; LANGLADE, C.; KAPSA, P.; VINCENT, L. Palliatives in fretting: a dynamical approach. *Tribology International*, Elsevier, v. 39, n. 10, p. 1005–1015, 2006.
- FOUVRY, S.; KAPSA, P.; SIDOROFF, F.; VINCENT, L. Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting contacts. *Le Journal de Physique IV*, EDP sciences, v. 8, n. PR8, p. Pr8–159, 1998.
- FOUVRY, S.; NOWELL, D.; KUBIAK, K.; HILLS, D. Prediction of fretting crack propagation based on a short crack methodology. *Engineering Fracture Mechanics*, Elsevier, v. 75, n. 6, p. 1605–1622, 2008.
- GIANNAKOPOULOS, A.; LINDLEY, T.; SURESH, S.; CHENUT, C. Similarities of stress concentrations in contact at round punches and fatigue at notches: implications to fretting fatigue crack initiation. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Wiley Online Library, v. 23, n. 7, p. 561–572, 2000.
- GLADWELL, G. M. L. *Contact problems in the classical theory of elasticity*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 1980.
- GOUGH, H.; POLLARD, H. The strength of metals under combined alternating stresses. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 131, n. 1, p. 3–103, 1935.
- GRUBISIC, V.; SIMBÜRGER, A. Fatigue under combined out-of-phase multiaxial stresses. In: *Fatigue Testing and Design 2, Proceedings of SEE International Conference*. [S.l.: s.n.], 1976. v. 5, p. 27–1.
- HADDAD, M. E.; TOPPER, T.; SMITH, K. Prediction of non propagating cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, Elsevier, v. 11, n. 3, p. 573–584, 1979.

- HERTZ, H. Über die berührung fester elastischer körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, v. 92, p. 156–171, 1882.
- HILLS, D.; NOWELL, D.; SACKFIELD, A. Mechanics of elastic contacts. *Butterworth-Heinemann, Oxford*, 1993.
- HILLS, D. A. Mechanics of fretting fatigue. *Wear*, Elsevier, v. 175, n. 1-2, p. 107–113, 1994.
- HILLS, D. A.; NOWELL, D. *Mechanics of Fretting Fatigue*. [S.l.]: Kluwer Academic Publishers, 1994.
- HORGER, O. *Fatigue of large shafts by fretting corrosion*. [S.l.], 1956.
- LAZZARIN, P.; TOVO, R.; MENEGHETTI, G. Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 19, n. 8-9, p. 647–657, 1997.
- LI, B.; SANTOS, J.; FREITAS, M. d. A unified numerical approach for multiaxial fatigue limit evaluation. Taylor & Francis, 2000.
- LINDLEY, T. C.; NIX, K. J. Fretting fatigue in the power generation industry: experiments, analysis, and integrity assessment. In: *Standardization of fretting fatigue test methods and equipment*. [S.l.]: ASTM International, 1992.
- MAMIYA, E.; ARAÚJO, J.; CASTRO, F. Prismatic hull: a new measure of shear stress amplitude in multiaxial high cycle fatigue. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 31, n. 7, p. 1144–1153, 2009.
- MAMIYA, E. N.; ARAÚJO, J. A. Fatigue limit under multiaxial loadings: on the definition of the equivalent shear stress. *Mechanics Research Communications*, Elsevier, v. 29, n. 2, p. 141–151, 2002.
- MARTINS, L.; ROSSINO, L.; FILHO, W. B.; ARAÚJO, J. Detailed design of fretting fatigue apparatus and tests on 7050-t7451 al alloy. *Tribology-Materials, Surfaces & Interfaces*, Taylor & Francis, v. 2, n. 1, p. 39–49, 2008.
- MCDIARMID, D. A new analysis of fatigue under combined bending and twisting. *The Aeronautical Journal*, Cambridge University Press, v. 78, n. 763, p. 325–329, 1974.
- MCDOWELL, J. Fretting corrosion tendencies of several combinations of materials. In: ASTM INTERNATIONAL. *Symposium on fretting corrosion*. [S.l.], 1952.
- MEGGIOLARO, M. A.; CASTRO, J. T. P. de. The moment of inertia method to calculate equivalent ranges in non-proportional tension–torsion histories. *Journal of Materials Research and Technology*, Elsevier, v. 4, n. 3, p. 229–234, 2015.
- MUSKHELISHVILI, N. I. *Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity*. [S.l.]: Noordhoff, Gröningen, 1953.
- NEUBER, H. *Theory of notch stresses: Principles for exact stress calculation*. [S.l.]: JW Edwards, 1946. v. 74.
- NICHOLAS, T. Critical issues in high cycle fatigue. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 21, p. S221–S231, 1999.

- NISHIHARA, T.; KAWAMOTO, M. The strength of metals under combined alternating bending and torsion with phase difference. *Memoirs of the College of Engineering, Kyoto Imperial University*, v. 11, n. 5, p. 85–112, 1945.
- NISHIOKA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 6, effects of contact pressure and hardness of materials. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 15, n. 80, p. 135–144, 1972.
- NISHIOKA, K.; HIRAKAWA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 2, fretting fatigue testing machine and some test results. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 12, n. 50, p. 180–187, 1969.
- NISHIOKA, K.; HIRAKAWA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 3, some phenomena and mechanisms of surface cracks. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 12, n. 51, p. 397–407, 1969.
- NISHIOKA, K.; HIRAKAWA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 4, the effect of mean stress. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 12, n. 51, p. 408–414, 1969.
- NISHIOKA, K.; HIRAKAWA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 5, the effect of relative slip amplitude. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 12, n. 52, p. 692–697, 1969.
- NISHIOKA, K.; NISHIMURA, S.; HIRAKAWA, K. Fundamental investigations of fretting fatigue: Part 1, on the relative slip amplitude of press-fitted axle assemblies. *Bulletin of JSME*, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 11, n. 45, p. 437–445, 1968.
- NOWELL, D. *An analysis of fretting fatigue*. Tese (Doutorado) — University of Oxford, 1988.
- NOWELL, D.; HILLS, D. Crack initiation criteria in fretting fatigue. *Wear*, Elsevier, v. 136, n. 2, p. 329–343, 1990.
- PETERSON, R. E. Notch sensitivity. *Metal fatigue*, McGraw-Hill, New York, p. 293–306, 1959.
- RAMBABU, P.; PRASAD, N. E.; KUTUMBARAO, V.; WANHILL, R. Aluminium alloys for aerospace applications. In: *Aerospace Materials and Material Technologies*. [S.l.]: Springer, 2017. p. 29–52.
- ROSSINO, L. S.; CASTRO, F.; FILHO, W. W. B.; ARAÚJO, J. Issues on the mean stress effect in fretting fatigue of a 7050-t7451 al alloy posed by new experimental data. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 31, n. 11, p. 2041–2048, 2009.
- RUIZ, C.; BODDINGTON, P. H.; CHEN, K. An investigation of fatigue and fretting in a dovetail joint. *Experimental mechanics*, Springer, v. 24, n. 3, p. 208–217, 1984.
- SINES, G. *Failure of materials under combined repeated stresses with superimposed static stresses*. [S.l.], 1955.
- SMITH, R.; WATSON, P.; TOPPER, T. A stress strain parameter for the fatigue of metal. *Journal of Materials*, v. 5, n. 4, 1970.
- SOCIE, D. Multiaxial fatigue damage models. *Transactions of the ASME. Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 109, n. 4, p. 293–298, 1987.

- SUSMEL, L. Multiaxial notch fatigue: From nominal to local stress. *Strain Quantities*, 2009.
- SUSMEL, L.; LAZZARIN, P. A bi-parametric wöhler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 25, n. 1, p. 63–78, 2002.
- SUSMEL, L.; TAYLOR, D. Two methods for predicting the multiaxial fatigue limits of sharp notches. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 26, n. 9, p. 821–833, 2003.
- TANAKA, K. Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches. *International Journal of Fracture*, Springer, v. 22, n. 2, p. R39–R46, 1983.
- TAYLOR, D. Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 21, n. 5, p. 413–420, 1999.
- TAYLOR, D.; WANG, G. The validation of some methods of notch fatigue analysis. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Wiley Online Library, v. 23, n. 5, p. 387–394, 2000.
- THOMSON, D. The national high cycle fatigue (hcf) program. In: *Third National Turbine Engine High Cycle Fatigue Conference*. [S.l.: s.n.], 1998.
- TOMLINSON, G. The rusting of steel surfaces in contact. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, JSTOR, v. 115, n. 771, p. 472–483, 1927.
- UHLIG, H. H.; FENG, I. M.; TIERNEY, W.; MCCLELLAN, A. A fundamental investigation of fretting corrosion. 1953.
- VALLELLANO, C.; DOMINGUEZ, J.; NAVARRO, A. On the estimation of fatigue failure under fretting conditions using notch methodologies. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 26, n. 5, p. 469–478, 2003.
- VAN, K. D.; GRIVEAU, B. On a new multiaxial fatigue limit criterion: Theory and application. *Biaxial and multiaxial fatigue*, EGF Publication, v. 3, p. 479–496, 1982.
- VÁZQUEZ, J.; NAVARRO, C.; DOMÍNGUEZ, J. Analysis of fretting fatigue initial crack path in al7075-t651 using cylindrical contact. *Tribology International*, Elsevier, 2016.
- WAGLE, S.; KATO, H. Ultrasonic detection of fretting fatigue damage at bolt joints of aluminum alloy plates. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 31, n. 8, p. 1378–1385, 2009.
- WARLOW-DAVIES, E. Fretting corrosion and fatigue strength: brief results of preliminary experiments. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 146, n. 1, p. 32–38, 1941.
- WATERHOUSE, R.; ALLERY, M. The effect of non-metallic coatings on the fretting corrosion of mild steel. *Wear*, Elsevier, v. 8, n. 2, p. 112–120, 1965.
- ZHOU, Z.; CARDOU, A.; GOUDREAU, S.; FISET, M. Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue. *Tribology international*, Elsevier, v. 29, n. 3, p. 221–232, 1996.

ZHOU, Z.; GOUDREAU, S.; FISET, M.; CARDOU, A. Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation. *Wear*, Elsevier, v. 181, p. 537–543, 1995.

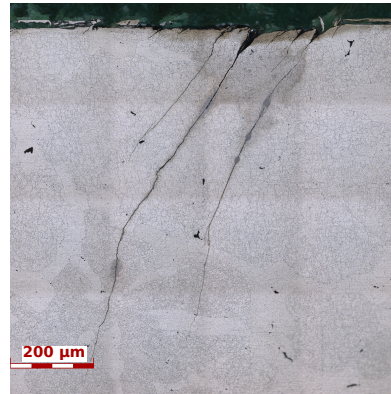
ZOUAIN, N.; MAMIYA, E. N.; COMES, F. Using enclosing ellipsoids in multiaxial fatigue strength criteria. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, Elsevier, v. 25, n. 1, p. 51–71, 2006.

7 APÊNDICES

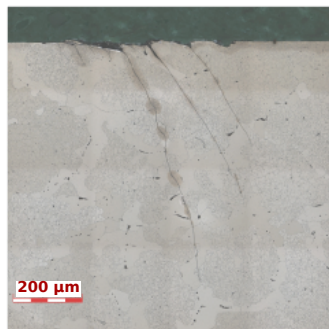
A7.1 - Imagens das maiores trincas encontradas em todos os ensaios.



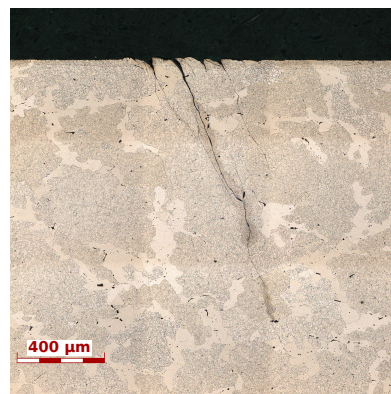
C1 E1



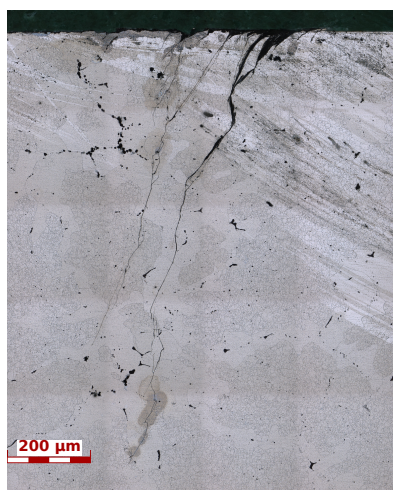
C2 E2



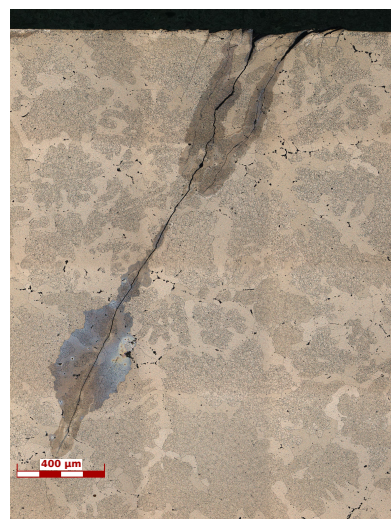
C1 E2



C2 E3



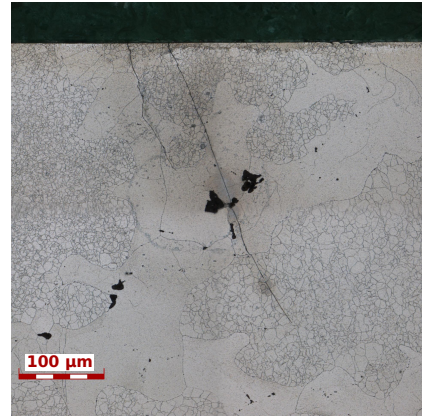
C2 E1



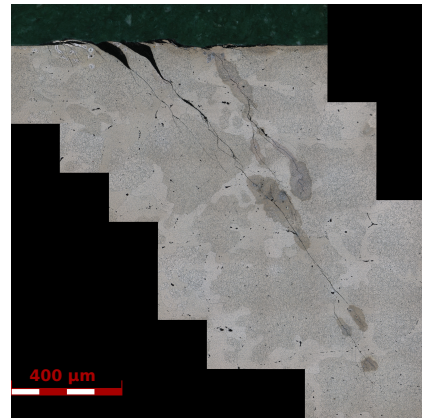
C3 E1



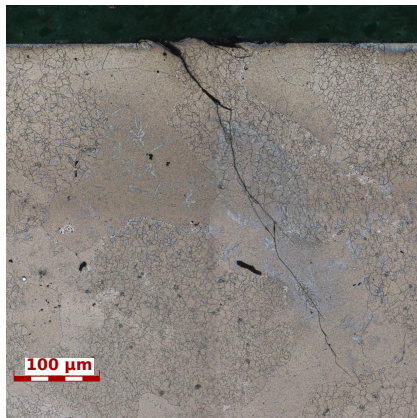
C3 E2



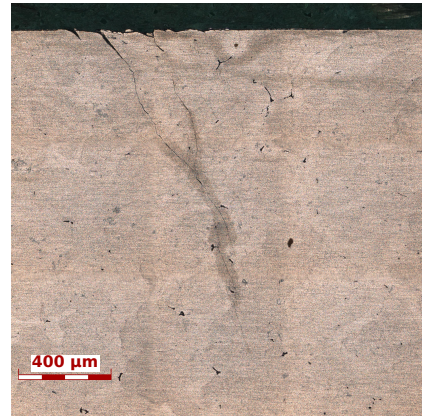
C4 E2



C8 E1



C4 E1



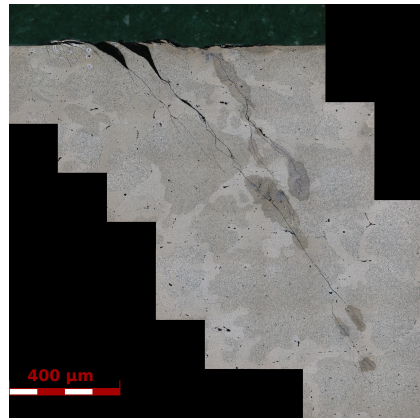
C8 E3



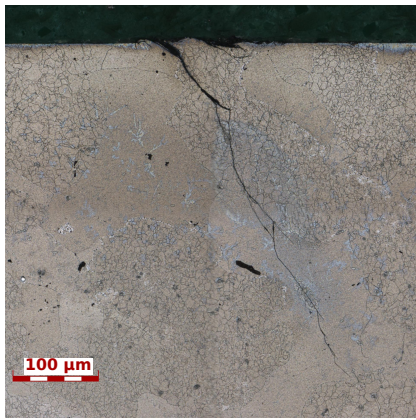
C3 E2



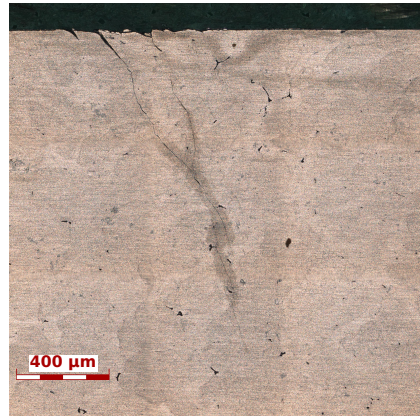
C4 E2



C8 E1



C4 E1



C8 E3

A7.2 - Código para cálculo dos esforços de *fretting*.

```

% Universidade de Brasilia – Programa de Pos-Graduacao em Ciencias Mecanicas
% Autor: Gabriel Magalhaes Juvenal Almeida
% Funcao para calcular os esforcos de fretting em uma posicao (x,y) num
% instante (t)
function [Tensor]=stress_fretting(x,y,qfp_max,sigma_Ba,sigma_Bm,f,v,p0,w,t)
% Calculo de parametros iniciais
qfp_t = qfp_max*sin(w*t); %Q/fp no instante t
sigma_Bt = sigma_Ba*sin(w*t); %Amplitude da carga Bulk no instante t
sigma_B = sigma_Bm + sigma_Bt; %Carga bulk total no instante t

%% Tensor para o CARREGAMENTO BULK
e=sigma_Ba/(4*f*p0);
e2=(sigma_Ba-sigma_Bt)/(8*f*p0);
tensor_B = [sigma_B 0 0;0 0 0;0 0 v*sigma_B];

%% Tensores para a ZONA DE ADESAO
z=x+y*1i;
[tensor_N , tensor_T]=pot_musk(z , v);

%% Tensores para a ZONA PERTUBADA
c = sqrt(1-qfp_max);
zp=(x-e +y*1i)/c;
[~, tensor_Tp]=pot_musk(zp , v);

%% Tensores para a SEGUNDA ZONA PERTUBADA c2 (c'/a) CARREGAMENTO/DESCARREGAMENTO
delta_qfp = qfp_max-qfp_t;
c2=sqrt(1-abs(0.5*delta_qfp));
zp2=(x-e2 +y*1i)/c2;
[~, tensor_Tp2]=pot_musk(zp2 , v);

%% Calculo das Tensoes
%maximo
if sin(w*t) == sin(pi/2)
    sxx = p0*(tensor_N(1,1) + f*tensor_T(1,1) - f*c*tensor_Tp(1,1)) + tensor_B(1,1);
    sxy = p0*(tensor_N(1,2) + f*tensor_T(1,2) - f*c*tensor_Tp(1,2));
    syy = p0*(tensor_N(2,2) + f*tensor_T(2,2) - f*c*tensor_Tp(2,2));
    szz = p0*(tensor_N(3,3) + f*tensor_T(3,3) - f*c*tensor_Tp(3,3)) + tensor_B(3,3);
end
%minimo
if sin(w*t) == sin(3*pi/2)
    sxx = p0*(tensor_N(1,1) - f*tensor_T(1,1) + f*c*tensor_Tp(1,1)) + tensor_B(1,1);
    sxy = p0*(tensor_N(1,2) - f*tensor_T(1,2) + f*c*tensor_Tp(1,2));
    syy = p0*(tensor_N(2,2) - f*tensor_T(2,2) + f*c*tensor_Tp(2,2));
    szz = p0*(tensor_N(3,3) - f*tensor_T(3,3) + f*c*tensor_Tp(3,3)) + tensor_B(3,3);
end
%carregamento
if w*cos(w*t) > cos(pi/2)
    sxx = p0*(tensor_N(1,1) + f*tensor_T(1,1) + f*c*tensor_Tp(1,1) - f*2*c2*tensor_Tp2(1,1)) +
        tensor_B(1,1);
    sxy = p0*(tensor_N(1,2) + f*tensor_T(1,2) + f*c*tensor_Tp(1,2) - f*2*c2*tensor_Tp2(1,2));
    syy = p0*(tensor_N(2,2) + f*tensor_T(2,2) + f*c*tensor_Tp(2,2) - f*2*c2*tensor_Tp2(2,2));
    szz = p0*(tensor_N(3,3) + f*tensor_T(3,3) + f*c*tensor_Tp(3,3) - f*2*c2*tensor_Tp2(3,3)) +
        tensor_B(3,3);
end
%descarregamento
if w*cos(w*t) < cos(3*pi/2)
    sxx = p0*(tensor_N(1,1) - f*tensor_T(1,1) - f*c*tensor_Tp(1,1) + f*2*c2*tensor_Tp2(1,1)) +
        tensor_B(1,1);
    sxy = p0*(tensor_N(1,2) - f*tensor_T(1,2) - f*c*tensor_Tp(1,2) + f*2*c2*tensor_Tp2(1,2));
    syy = p0*(tensor_N(2,2) - f*tensor_T(2,2) - f*c*tensor_Tp(2,2) + f*2*c2*tensor_Tp2(2,2));
    szz = p0*(tensor_N(3,3) - f*tensor_T(3,3) - f*c*tensor_Tp(3,3) + f*2*c2*tensor_Tp2(3,3)) +
        tensor_B(3,3);
end
%% Composicao do Tensor
Tensor = [sxx sxy 0;
          sxy syy 0;
          0 0 szz];
end

```

A7.3 - Código para determinação da função potencial de Muskhelishvili.

```

% Universidade de Brasilia – Programa de Pos-Graduacao em Ciencias Mecanicas
% Autor: Gabriel Magalhaes Juvenal Almeida
% Funcao do Potencial de Muskhelishvili

function [tensor_N , tensor_T]=pot.musk(z , v)

% Entrada: coordenadas e coeficiente de Poisson
% Saida: Tensor_N (tensor devido a carga normal) e Tensor_T (tensor devido a carga cisalhante)

% Potencial de Muskhelishvili -----
s=sign(real(z));

%% Carga Cisalhante
phi_z_q = -(1/2)*(z-s*sqrt(z^2-1)); %Phi(Z)
d_phi_z_q = -(1/2)*(1-s*(z/sqrt(z^2-1))); %Phi'(z)
conj_phi_z_q = -(1/2)*(z-s*sqrt(z^2-1)); %conj(Phi(z))
conj_phi_conj_z_q = -(1/2)*(conj(z)-s*sqrt((conj(z))^2-1)); %conj(Phi(conj(z)))

A_q = (conj(z)-z)*d_phi_z_q - conj_phi_z_q + conj_phi_conj_z_q; %Funcao A

%Tensoes normalizadas devido a Carga Cisalhante
sxxn_q = 4*real(phi_z_q)-real(A_q); %sigma_xx
syyn_q = real(A_q); %sigma_yy
sxy_n_q = imag(A_q); %tau_xy
szzn_q = v*(sxxn_q+syyn_q); %sigma_zz

%% Carga Normal
phi_z_p = -(1/2)*1i*(z-s*sqrt(z^2-1)); %Phi(Z)
d_phi_z_p = -(1/2)*1i*(1-s*(z/sqrt(z^2-1))); %Phi'(z)
conj_phi_z_p = (1/2)*1i*(z-s*sqrt(z^2-1)); %conj(Phi(z))
conj_phi_conj_z_p = (1/2)*1i*(conj(z)-s*sqrt((conj(z))^2-1)); %conj(Phi(conj(z)))

A_p = (conj(z)-z)*d_phi_z_p - conj_phi_z_p + conj_phi_conj_z_p; %Funcao A

%Tensoes normalizadas devido a Carga Normal
sxxn_p = 4*real(phi_z_p)-real(A_p); %sigma_xx
syyn_p = real(A_p); %sigma_yy
sxy_n_p = imag(A_p); %tau_xy
szzn_p = v*(sxxn_p+syyn_p); %sigma_zz

%% Composi o dos Tensores

tensor_N = [sxxn_p sxy_n_p 0; sxy_n_p syyn_p 0; 0 0 szzn_p];
tensor_T = [sxxn_q sxy_n_q 0; sxy_n_q syyn_q 0; 0 0 szzn_q];

end

```

A7.4 - Código para determinação da amplitude de tensão cisalhante segundo o MRH.

```
% Uiversidade de Brasilia – Programa de Pos-Graduacao em Ciencias Mecanicas
% Autor: Gabriel Magalhaes Juvenal Almeida
% Funcao para encontrar a hipotenusa do maior retangulo envolvente segundo o MRH

function [ hip ] = MRH( x,y )
% Salva as coordenadas originais em outras variaveis (Necessario somente para fazer o plot)
x1=x;
y1=y;

% Matriz de Rotacao.
Rmat = @(theta) [cos(theta) sin(theta);
                 -sin(theta) cos(theta)];

% Angulos theta.
theta=0:pi/20:pi/2;

% Parametros iniciais.
hip = 0;
xy = [x,y];

for i = 1:length(theta)
    % Rotacao nos valores de theta
    rot = Rmat(theta(i));
    xyr = xy*rot;
    xymin = min(xyr,[],1);
    xymax = max(xyr,[],1);

    %Calculo dos semi-lados do retangulo
    xa=0.5*(xymax(1) - xymin(1));
    ya=0.5*(xymax(2) - xymin(2));

    % Clculo dos novos parmetros.
    hip_i = sqrt(xa^2 + ya^2);

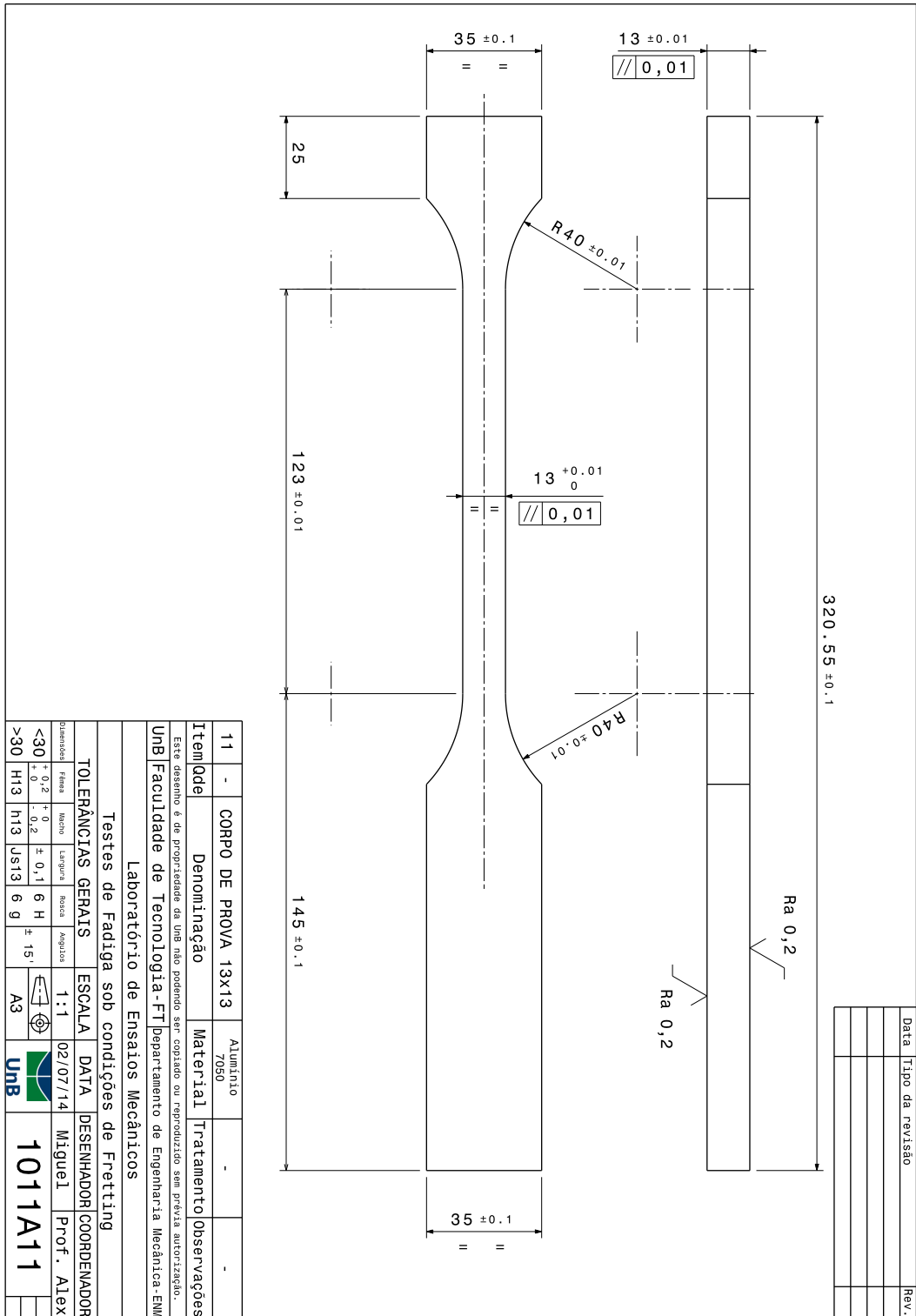
    % O novo parametro calculado e maior? Se sim, armazene.
    if hip_i>hip
        hip = hip_i;

        % Retorna para as cordenadas originais e compoe o retangulo envolvente
        rec = [xymin;[xymax(1),xymin(2)];xymax;[xymin(1),xymax(2)];xymin];
        rec = rec*rot';
        rectx = rec(:,1);
        recty = rec(:,2);
    end
end

%% Plota o grafico com os pontos e o maior retangulo envolvente (opcional)
% figure
% H=convhull(x1,y1);
% plot(x1(H),y1(H),'-r',rectx,recty,'-b',x1,y1,'s')
% title([' Analise grafica do MRH - \tau_a= ',num2str(hip)])
% xlabel('e_b')
% ylabel('e_a')
% grid on

end
```

A8.1 - Desenho Técnico do Corpo de Prova.



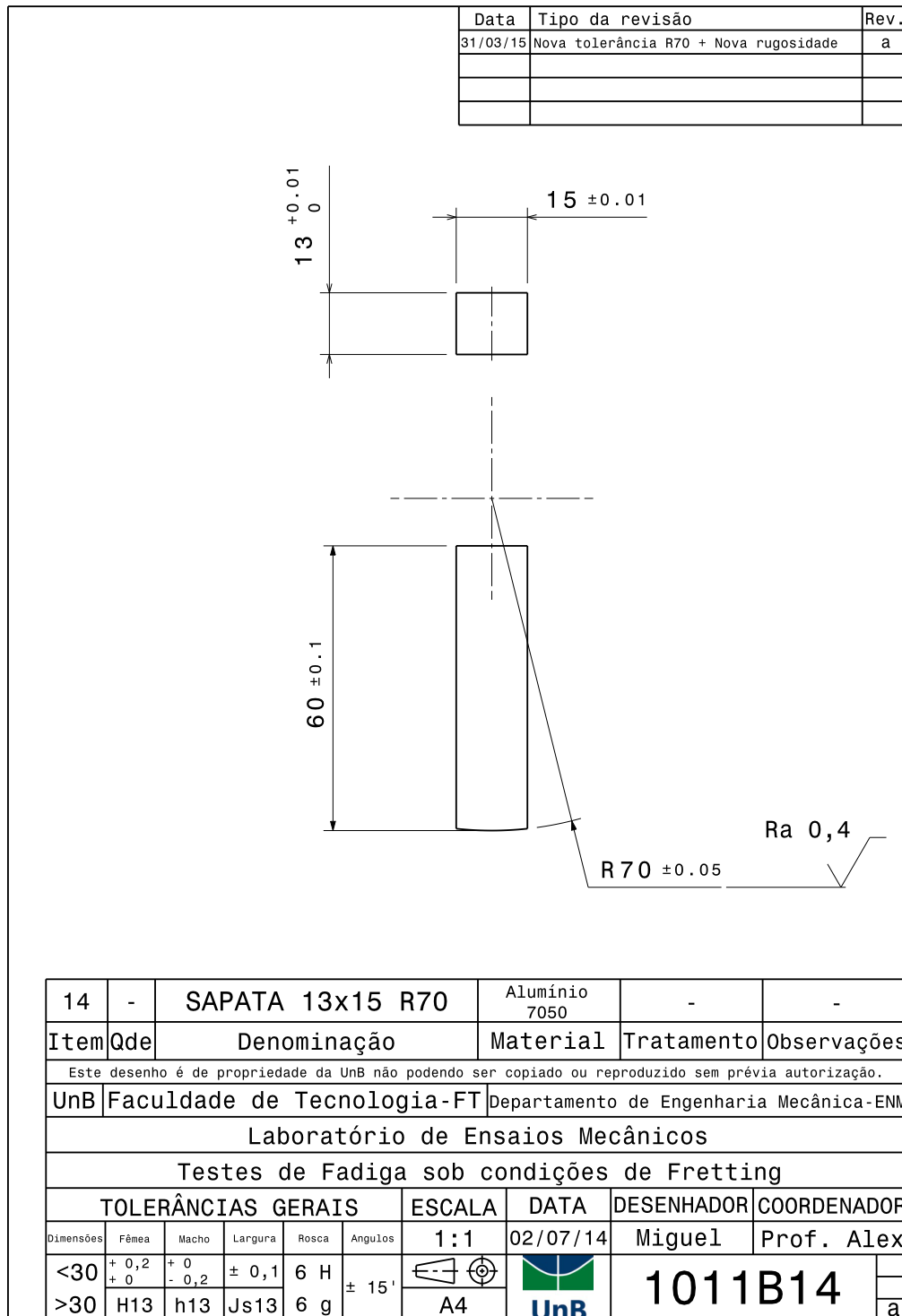
A8.2 - Desenho Técnico da Sapata R30.

Data	Tipo da revisão	Rev.
31/03/15	Nova tolerância R30 + Nova rugosidade	a

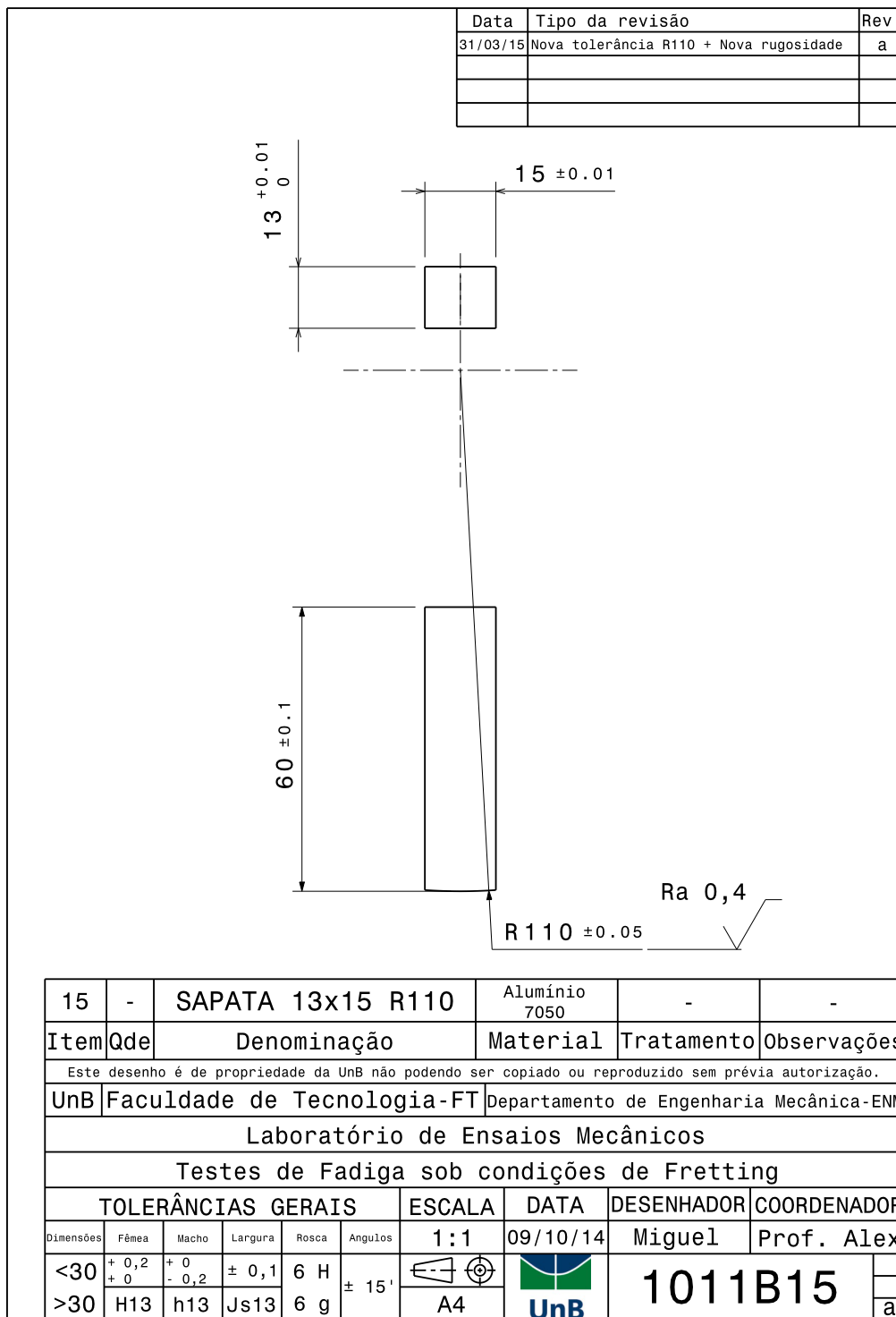
Technical drawing showing dimensions: 13 ^{+0.01}/₀, 15 ±0.01, 60 ±0.1, R30 ±0.05, Ra 0,4.

13	-	SAPATA 13x15 R30	Alumínio 7050	-	-
Item	Qde	Denominação	Material	Tratamento	Observações
Este desenho é de propriedade da UnB não podendo ser copiado ou reproduzido sem prévia autorização.					
UnB		Faculdade de Tecnologia-FT	Departamento de Engenharia Mecânica-ENM		
Laboratório de Ensaios Mecânicos					
Testes de Fadiga sob condições de Fretting					
TOLERÂNCIAS GERAIS			ESCALA	DATA	DESENHADOR
Dimensões	Fêmea	Macho	Largura	Rosca	Angulos
<30	^{+0,2} / ₊₀	⁺⁰ / _{-0,2}	± 0,1	6 H	± 15'
>30	H13	h13	Js13	6 g	A4
			1011B13		a

A8.3 - Desenho Técnico da Sapata R70.



A8.4 - Desenho Técnico da Sapata R110.



A8.5 - Especificações Técnicas do Microscópio Confocal Laser OLS4100.

Main Unit					
LSM Section	Light Source/Detector		Light Source: 405 nm Semiconductor Laser, Detector: Photomultiplier		
	Total Magnification		108x – 17,280x		
	Zoom		Optical Zoom: 1x – 8x		
Measurement	Planar Measurement	Repeatability	100x: 3n-1=0.02 µm		
		Accuracy	Measurement Value ±2%		
	Height Measurement	System	Revolving Nosepiece Vertical-Drive System		
		Stroke	10 mm		
		Scale Resolution	0.8 nm		
		Movement Resolution	10 nm		
		Display Resolution	1 nm		
		Repeatability	50x: n-1=0.012 µm		
Accuracy	0.2+L/100 µm or Less (L=Measuring Length)				
Color Observation Section	Light Source/Detector		Light Source: White LED, Detector: 1/1.8-Inch 2-Megapixel Single Panel CCD		
	Zoom		Digital Zoom: 1x – 8x		
Revolving Nosepiece		Motorized BF Sextuple Revolving Nosepiece			
Differential Interference Contrast Unit		Differential Interference Contrast Slider: U-DICR, Polarizing Plate Unit Built-In			
Objective		BF Plan Semi-apochromat 5x, 10x LEXT-Dedicated Plan Apochromat 20x, 50x, 100x			
Z Focusing Unit Stroke		100 mm			
XY Stage		100x100 mm (Motorized Stage), Option: 300x300 mm (Motorized Stage)			
This product is designed for use in industrial environments for the EMC performance. Using it in a residential environment may affect other equipment in the environment.					
Objective Specifications					
Model	Magnification	Field of View	Working Distance (WD)	Numerical Aperture (NA)	
MPLFLN5X	108x-864x	2,560-320 µm	20.0 mm	0.15	
MPLFLN10X	216x-1,728x	1,280-160 µm	11.0 mm	0.3	
MPLAPON20XLEXT	432x-3,456x	640-80 µm	1.0 mm	0.6	
MPLAPON50XLEXT	1,080x-8,640x	256-32 µm	0.35 mm	0.95	
MPLAPON100XLEXT	2,160x-17,280x	128-16 µm	0.35 mm	0.95	

Fonte: [http://www.olympus-ims.com/pt/metrology/ols4100/#!cms\[tab\]=%2Fmetrology%2Fols4100%2Fspecifications](http://www.olympus-ims.com/pt/metrology/ols4100/#!cms[tab]=%2Fmetrology%2Fols4100%2Fspecifications)
Acesso em: 15/06/2017.